COLLEGE DOCTORAL BRETAGNE SCIENCES POUR L'INGENIEUR

Université Bretagne Sud

Thèse de doctorat de

l'Université Bretagne Sud

École Doctorale N° 647
Sciences pour l'Ingénieur
Spécialité : *Mécanique des Solides, des Matériaux, des Structures et des Surfaces*

Par
Xavier COLON

Étude numérique et expérimentale du cisaillement d'un acier doux en grandes déformations : anisotropie, effet d'histoire et effet de la vitesse de déformation.

Thèse présentée et soutenue à Lorient, le 25 février 2025
Unité de recherche : Institut de Recherche Dupuy de Lôme - UMR CNRS 6027
Thèse N° : 729

Rapporteurs avant soutenance :

Han ZHAO — Professeur des universités, ENS Paris Saclay
Eric MARKIEWICZ — Professeur des universités, Université Polytechnique Hauts-de-France

Composition du Jury :

Présidente :	Pascale BALLAND	Professeure des universités, Université Savoie Mont Blanc
Dir. de thèse :	Vincent GROLLEAU	Professeur des universités, Université Bretagne Sud, ETH Zürich
Co-Encadrant :	Dirk MOHR	Professeur, ETH Zürich
Co-Encadrant :	Bertrand GALPIN	Maitre de conférences, Académie militaire de st Cyr Coëtquidan

REMERCIEMENT

Je tiens à remercier la Région Bretagne (bourse ARED) et la chaire Artificial Intelligence in Mechanics and Manufacturing de l'ETH de Zurich pour le financement de ce projet. Je remercie également le Collège Doctoral de Bretagne pour avoir financé une mobilité internationale.

Je suis particulièrement reconnaissant envers mes rapporteurs, Han ZHAO et Eric MARKIEVICZ, pour avoir accepté la lourde tâche d'évaluer mes travaux. Je remercie également la présidente du jury, Pascale BALLAND.

Je tiens à adresser un grand merci à mes encadrants. Tout d'abord, à Dirk MOHR pour la confiance qu'il a accordée à ce projet. À Bertrand GALPIN pour sa bonne humeur et ses fameuses questions annoncées comme bêtes mais très pertinentes. Enfin, à mon directeur de thèse, Vincent GROLLEAU, pour sa présence constante malgré la distance entre Lorient et Zurich, sa positivité, son expertise, et pour les moments mémorables partagés, que ce soit en conférence, à Zurich ou au quotidien. Sans leur soutien et leur engagement, cette thèse n'aurait pas été aussi enrichissante et réussie.

Un grand merci à Anthony JEGGAT et Hervé BELLEGOU pour leur aide durant les campagnes expérimentales à Lorient, ainsi qu'à Julie BELLEC pour les aspects administratifs.

Il va sans dire que je remercie également toutes les personnes que j'ai pu croiser à Zurich durant mes séjours au laboratoire, que ce soit pour l'aide technique et administrative ou pour les nombreuses discussions scientifiques ou pas : Martina KOCH, Thomas TANCOGNE-

DEJEAN, Xueyang LI, Benoit JORDAN, et bien d'autres.

Merci à toutes celles et ceux qui ont égayé les soirées et les pauses-café durant cette aventure bretonne. Un remerciement particulier à David, Ismahen, Thibault, Kylian, Loren, Lisa, Maxence, Victorien, Nivesh, Vincent, Ilias, et à tant d'autres personnes qui ont contribué à rendre cette aventure inoubliable.

Enfin, je remercie mes parents et mes sœurs pour leur présence et leur soutien tout au long de mes études. Un grand merci à mon meilleur ami, Thomas, pour son amitié et notre entraide et support à travers les différentes étapes que nous avons traversées depuis la seconde.

TABLE DES MATIÈRES

Introduction **1**

1 Modélisation et caractérisation mécanique d'un matériau. **5**

1.1 Introduction . . . 6
1.2 Modélisation du comportement . . . 7
1.2.1 Mécanique des milieux continus en grandes transformations . . . 7
1.2.2 Application au cas du cisaillement simple . . . 9
1.2.3 Modèle de plasticité non-associé, Hill'48 . . . 11
1.2.4 Déformation équivalente et déformation effective . . . 14
1.2.5 Application au cas de la torsion plane. . . . 15
1.2.6 Loi d'écrouissage . . . 17
1.2.7 Effets de la vitesse de déformation et de la température . . . 18
1.2.8 Modèle de rupture d'Hosford-Coulomb . . . 19
1.3 Base expérimentale d'identification . . . 23
1.3.1 Protocoles de détermination d'une loi de comportement et modèle de rupture en quasi-statique . . . 24
1.3.2 Essais complémentaires . . . 29
1.4 Caractérisation de l'acier doux DC01 . . . 33

2 Torsion plane **39**

2.1 Introduction . . . 40
2.2 Torsion plane quasi-statique . . . 41
2.2.1 Introduction - Dispositif . . . 41

2.2.2 Mesure de l'épaisseur de l'éprouvette . . . 47
2.2.3 Corrélation d'images numériques - VIC-2D . . . 50
2.2.4 Résultats d'essais cycliques et d'essais avec saut en vitesse . . . 54
2.2.5 Simulation Numérique . . . 58
2.3 Étude de l'anisotropie aux grandes déformations . . . 67
2.3.1 Étude de l'évolution de l'anisotropie : micro-traction . . . 67
2.3.2 Évolution des coefficients d'anisotropie avec la déformation . . . 73
2.4 Comportement en cisaillement dynamique - Torsion plane Dynamique . . . 77
2.4.1 Dispositif . . . 79
2.4.2 Analyse des ondes . . . 82
2.4.3 Corrélation d'images numériques . . . 88
2.4.4 Simulation numérique . . . 98
2.5 Conclusion . . . 105

3 Cisaillement simple avec ré-usinage des bords libres 107
3.1 Cisaillement séquencé . . . 107
3.1.1 Introduction . . . 108
3.1.2 Experimental set-up . . . 111
3.1.3 Theory . . . 114
3.1.4 Numerical study of the test, validation of the stress and strain estimations 115
3.1.5 Experimental results . . . 123
3.1.6 Conclusion . . . 131

4 Trajets de chargement et rupture sous chargements non proportionnels 135
4.1 Introduction . . . 135
4.2 Réalisation de trajets de chargement non-proportionnels . . . 141
4.2.1 Cisaillement - Traction plane . . . 141
4.2.2 Traction plane - Cisaillement . . . 143
4.2.3 Traction équibiaxiale - Traction plane . . . 144
4.2.4 Traction simple - Traction équibiaxiale . . . 146
4.2.5 Traction simple - Traction plane . . . 147
4.3 Comparaison des indicateurs de l'endommagement . . . 148
4.4 Évolution des indicateurs de l'endommagement . . . 148
4.5 Conclusion . . . 156

Conclusion et perspectives **157**

Bibliographie **163**

TABLE DES FIGURES

1 Caisse en blanc d'une Porsche Tycan [2] 2

1.1 Schéma de l'évolution du réseau atomique selon le chargement. 7
1.2 Déformation d'un solide. 7
1.3 Schéma d'un cisaillement simple. 10
1.4 Représentation de la déformation d'un cercle initial de rayon unitaire pour un cisaillement de l'ingénieur $\gamma = 2$. La figure montre l'évolution des rotations en fonction de la déformation de cisaillement. $\mathcal{R}^l$ est en vert, $\mathcal{R}^R$ en gris et $\mathcal{R}^S$ en bleu. Les points sur le graphique mettent en évidence les angles de rotation pour une déformation $\gamma = 2$. 11
1.5 Comparaison des mesures de déformation équivalente conjuguée au travail de von Mises (ligne rouge) et de déformation effective (ligne bleue) pour un cisaillement simple en fonction du cisaillement de l'ingénieur. 15
1.6 Effet des paramètres δ_G et κ_G sur la forme de l'évolution des coefficients de Lankford. 17
1.7 Illustration de la fonction de poids $\omega\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right]$ définissant les conditions thermiques en fonction du taux de déformation [35]. 19
1.8 Schéma de la croissance des pores : (a) vide initial, (b) croissance, (c), coalescence, (d) rupture [37]. 20
1.9 Éprouvettes du protocole d'essai automatisé. La position de l'extensomètre virtuel pour mesurer le déplacement relatif et la vitesse est indiquée par des points pleins bleus, tandis que les points rouges correspondent aux points pour mesurer la déformation axiale. 25

1.10 Photo du dispositif de traction des essais automatisés. 26
1.11 (a) Évolutions de la force en fonction du déplacement du poinçon. La courbe bleue représente l'essai dans la direction de laminage, la courbe rouge dans la direction transverse et la courbe verte extraite à 45° de la RD. (b) Champs de déformation effective extraits à l'initiation de la rupture. 27
1.12 Évolutions de la contrainte vraie en fonction de la déformation plastique pour trois essais de gonflement hydraulique. 29
1.13 (a) Contrainte de l'ingénieur en fonction de la déformation de l'ingénieur. (b) Contrainte vraie en fonction de la déformation vraie. La température 20 °C est en bleue, 120 °C en vert, 240 °C en rouge et 350 °C en orange 30
1.14 (a) Configuration du montage SHPB avec l'inverseur. ① projectile, ② Barre d'entrée, ③ dispositif d'inversion, ④ éprouvette, ⑤ barre de sortie, ⑥ caméra rapide, ⑦ jauge de déformation. (b) Éprouvette NT20 SHPB.[32] 32
1.15 Évolutions de la force et de la déformation logarithmique axiale en fonction du déplacement. 32
1.16 Évolutions du ratio des contraintes en fonction de la déformation plastique pour les directions 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75° et 90° par rapport à la direction de laminage. La ligne rouge indique le niveau de déformation utilisé pour le calcul des ratios des contraintes. 34
1.17 (a) Courbes contrainte - déformation plastique des essais de tractions simples à 0° (bleu), 45°, (vert) et 90°, (rouge) de la RD pour l'expérience (points ronds) et la simulation (trait plein). (b) Représentation de la variation du ratio des contraintes et des coefficients de Lankford pour le modèle Hill'48 (trait plein). Les valeurs expérimentales sont indiquées par des croix bleues pour les coefficients de Lankford et des carrés noirs pour les ratios des contraintes. Les valeurs moyennes calculées avec au moins trois essais sont représentées par un point. 35
1.18 Résultats de la calibration à 0°. (a) central hole, (b) NT6, (c) NT20 et (d) cisaillement. 36
1.19 Résultats de la calibration à 45°. (a) central hole, (b) NT6, (c) NT20 et (d) Cisaillement. 37

2.1 Un Tesla Cybertruck sur le parking d'une quincaillerie à Ripon, en Californie. [74]. 40
2.2 Dispositif de torsion plane développé par l'équipe du Prof. Tekkaya. 42

2.3 (a) Géométrie circulaire (R) [87], (b) géométrie deux rayons avec zone conique (RCR) [66] (c) géométrie quatre rayons avec zone conique (rRCRr) [88]. . . . 44
2.4 Comparaison entre les trois géométries pour une rotation de 5,7°. Géométrie R : R = 6 mm, géométrie rRCRr : r = 1,5 mm, R = 6,0 mm, zone conique de 0,5 mm et géométrie RCR : R = 4,0 mm, zone conique de 1,0 mm. 45
2.5 Dispositif de torsion plane développé par Grolleau et al. [9] 46
2.6 (a) Chemin réalisé pour la mesure de l'épaisseur (ligne bleue). La zone d'accroche de l'éprouvette est en hachures rouges. (b) Photo du système d'accroche et de mesure, ① capteurs confocaux Micro-Epsilon IFS2405–1, ② U de maintien des capteurs, ③ support éprouvette. 48
2.7 Évolution de l'épaisseur de la gorge en fonction de la position radiale. (a) géométrie rRCRr avec une zone conique de 0,5 mm, (b) géométrie rRCRr avec une zone conique de 1,0 mm, (c) géométrie R avec un rayon R = 3,0 mm. . . 49
2.8 Comparaison de la mesure d'épaisseur pour les trois géométries avec indication de la zone moyenne utilisée pour le calcul de l'épaisseur minimale. 49
2.9 Évolutions de la déformation effective le long d'une ligne radiale selon la direction de laminage pour différentes combinaisons de subset et step. 51
2.10 Ligne de dureté réalisée le long d'une ligne radiale pour les orientations 0° (ligne verte) et 180° (ligne bleue). 52
2.11 (a) Image extraite de la DIC illustrant le champ de déformation effective. (b) Illustration de l'évolution de la déformation en fonction de la position angulaire. (c) Illustration de l'évolution de la déformation moyenne durant l'essai. 53
2.12 Évolutions de la déformation effective autour de la circonférence pour l'expérimental (points noirs), l'identification de la fonction (ligne bleue) et les points rouges représentant les positions des maxima. (a) une configuration cartésienne, (b) une configuration polaire. 54
2.13 Fonctions de base de l'interpolation de la déformation en fonction de la position angulaire. Les fonctions de base sont tracées en bleu, les valeurs (1+fonction de base) sont tracées en noir afin de mieux illustrer leur rôle dans l'interpolation. 54
2.14 Évolutions du couple en fonction de la rotation de l'arbre. (a) géométrie G1 (rRCRr), (b) géométrie G2 (R). Évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du cisaillement de l'ingénieur moyen accumulé. (c) géométrie G1 (rRCRr), (d) géométrie G2 (R). 56

2.15 Évolutions des champs de déformation effective pour l'essai G2 4. (a) Rotation de $-15°$, (b) retour à la position initiale, (c) déformation moyenne minimale et (d) lors de la rupture, l'ellipse gris clair indique la rupture. 57

2.16 Évolutions de la contrainte de cisaillement en fonction du cisaillement de l'ingénieur moyen le long de la circonférence pour $\dot{\varepsilon}$=$10^{-3}\,s^{-1}$ (courbe verte), $\dot{\varepsilon}$=$10^{-1}\,s^{-1}$ (courbe bleue) et un saut de vitesse (courbe rouge). 58

2.17 Maillage grossier d'une éprouvette de torsion plane. Les flèches vertes indiquent la rotation de l'éprouvette. La zone conique de la gorge est surlignée par le trait vert, tandis que les parties circulaires sont délimitées par les traits rouges. 60

2.18 Évolutions de la déformation en fonction de la déformation de cisaillement de l'ingénieur selon le repère objectif et le code élément fini. (a) ε_{12}, (b) ε_{11}. . . 63

2.19 Évolutions de la contrainte de cisaillement moyenne en fonction de la déformation effective moyenne le long de la circonférence pour les simulations avec LS-Dyna (rond jaune), Abaqus (carrée rouge). 63

2.20 Évolutions de la contrainte de cisaillement moyenne en fonction de la déformation plastique équivalente moyenne le long de la circonférence pour les simulations avec LS-Dyna (trait bleu), Abaqus (rond vert) et l'expérimental (trait rouge). 64

2.21 Évolutions de la déformation plastique équivalente autour de la circonférence pour l'expérience (pointillés noirs), les simulations avec LS-Dyna (trait bleu) et Abaqus (trait vert). La position des pics de déformation est représentée par des points, rouge pour l'expérience, bleu pour LS-Dyna et vert pour Abaqus. (a) Configuration cartésienne, (b) Configuration polaire. 65

2.22 Évolutions de la rotation des pics de déformation en fonction de la déformation plastique équivalente. Pour l'expérience (rouge), la simulation LS-Dyna (bleu), Abaqus (vert) et les deux évolutions théoriques de la rotation des repères de Jaumann et Green-Naghdi. Les positions angulaires initiales sont mises à zéros. 66

2.23 (a) Évolutions de la déformation plastique équivalente autour de la circonférence pour l'expérience (pointillés noirs), les simulations Abaqus avec les paramètres identifiés à 0,06 (trait vert) et les paramètres identifiés à 0,02 (trait orange). La position des pics de déformation est représentée par des points. (b) Évolutions de la rotation des pics de déformation en fonction de la déformation plastique équivalente. 67

2.24 Géométries des échantillons : (a) traction uniaxiale (UT), (b) traction avec encoche de 2 × largeur de rayon (NT20), (c) traction avec encoche de 0,67 × largeur de rayon (NT6), (d) trou central (CH), (e) cisaillement (SH). Les dimensions de toutes les tailles d'échantillons sont indiquées dans le tableau 2.4. (f) Image de l'éprouvette NT20 de taille standard et des éprouvettes petites, moyennes et grandes pour les micro-essais [102]. 68

2.25 (a) Plan d'extraction des micro-éprouvettes. Les chiffres de 1 à 8 sont un repère angulaire de la micro-éprouvette par rapport à la direction de laminage de l'éprouvette de torsion dans sa configuration initiale. (b) Photo d'un échantillon μ-NT20. (c) Photo d'un échantillon μ-UT 69

2.26 Vue d'ensemble du dispositif expérimental. (a) Dispositif de traction monté sur une table XY de précision (b) Dispositif de traction (c) Système d'accroche de l'éprouvette. 71

2.27 Évolutions de la contrainte de l'ingénieur en fonction de la déformation de l'ingénieur pour les directions 0° (bleue), 45° (verte) et 90° (rouge). Les répétitions sont représentées en pointillés. (a) pré-déformation A, (b) pré-déformation B, (c) représentation des coefficients de Lankford en fonction des trois directions pour la pré-déformation A (verte), la pré-déformation B (bleue) et sans pré-déformation sur des éprouvettes standards (rouge). 72

2.28 (a) Exemple d'évolution des contraintes limites en fonction de la déformation plastique équivalente pour la simulation numérique. (b) Exemple d'évolution des coefficients de Lankford en fonction de la déformation plastique équivalente pour la simulation numérique. 75

2.29 Évolutions de la déformation plastique équivalente autour de la circonférence pour deux niveaux de déformation. (a) Les paramètres P_{12}, P_{22} et P_{33} varient (b) les paramètres G_{12}, G_{22}, G_{33} varient. Les courbes noires représentent la simulation pour **P** et **G** indépendants de la déformation et leurs valeurs fixés. . 76

2.30 Dispositif de torsion plane dynamique. ① disque d'inertie avec support éprouvette, ② barre de charge avec jauges de déformation, ③ frein, ④ tube et ⑤ Moteur hydraulique. 80

2.31 Schéma du dispositif de torsion plane (a) Quasi-statique. (b) Dynamique. ① disque d'inertie avec support éprouvette, ② barre de charge avec jauges de déformation, ③ frein, ④ tube et ⑤ Moteur hydraulique. 81

2.32 Diagramme des ondes du dispositif de torsion dynamique. En vert l'onde qui se propagent en direction de l'échantillon (incidentes), en rouge les ondes (réfléchies) se propageant vers le moteur. 82

2.33 Schéma d'une onde élastique en torsion (gauche) et en compression (droite). . 84

2.34 Diagramme des ondes au niveau des ponts G1, G2, G3 et de l'éprouvette. . . . 84

2.35 Signal de couple en fonction du temps pour la méthode de déconvolution BCGO (vert) et Lundberg et Henchoz (rouge). 87

2.36 Comparaison entre le signal enregistré à la position G1 (bleu) et le signal reconstruit à G1 avec la méthode BCGO (vert). 87

2.37 Signaux de couple enregistrés par les jauges G0 (orange), G1 (rouge), G2 (bleu) et G3 (vert). 88

2.38 Évolutions du signal incident (vert), réfléchi (rouge), reconstruit (bleu) à l'éprouvette (z=0) en fonction du temps ainsi que du signal enregistré en G0 et le signal G0 sans la partie réfléchie calculé en G0. 88

2.39 (a) Vue du champ de déformation effective (déformation de Hencky) pendant un essai de torsion quasi-statique sur de l'acier DC01 à un niveau de déformation d'environ 0,6. Le sens de rotation est indiqué par une flèche grise au centre. (b) Évolution de la déformation effective le long de la direction de laminage à travers la bande de cisaillement. 89

2.40 Image issue de l'analyse EBSD de la gorge d'une éprouvette de torsion plane proche de la ligne pointillé figure 2.39. ① Zone déformée élastiquement ② Bordure de la gorge ② Zone proche d'une fissure. 90

2.41 Champ de déformation effective issu de la DIC locale à un niveau de déformation de Hencky de 0,6. La ligne pointillée blanche représente la position des points pour l'étude de la déformation selon une ligne radiale. 92

2.42 Déformation majeure de Green-Lagrange en fonction de la position radiale de référence le long de la direction de laminage, à travers la bande de cisaillement (ligne blanche en pointillés, Fig. 2.41). Les déformations sont présentées pour diverses combinaisons de paramètres DIC pour la DIC locale (a) et la DIC globale (b). Les courbes bleues (résultats de la DIC locale pour un pas de 5 px (7 resp.) et résultats de la DIC globale pour un maillage de 10 px (25 px resp.)) sont décalées verticalement de 0,1 (-0,1 respectivement). 93

2.43 Déformation majeure de Green-Lagrange en fonction de la position radiale de référence le long de la direction de laminage, à travers la bande de cisaillement (ligne blanche en pointillés Fig. 2.41). Les déformations sont présentées pour diverses combinaisons de paramètres DIC et à 4 niveaux de déformation. (a) DIC locale, (b) DIC globale, pour plus de clarté les éléments de 10 px ne sont pas représentés aux 2 niveaux les plus élevés. 94

2.44 (a) Évolution des déformations majeure (vert) et mineure (bleu) de Hencky en valeur absolue le long d'une ligne radiale pour différents niveaux de déformation. (b) Évolutions de la déformation effective de Hencky le long d'une ligne radiale pour un essais quasi-statique (vert) et dynamique(rouge). La bande grise représente la zone où la valeur moyenne de déformation est calculée. . . . 96

2.45 Champs de déformation effective à faible (a) et haut niveau de déformation (b) dans la configuration de référence. Les rectangles blancs en pointillés définissent la région d'intérêt (ROI) pour la mesure de la déformation effective moyenne. . 96

2.46 (a) Contrainte de cisaillement en fonction de la déformation effective moyenne pour les expériences à taux de déformation élevées (ligne continue en couleur), intermédiaire (ligne pointillée carrée) et quasi-statique (ligne pointillée circulaire). (b) Vitesse de déformation en fonction de la déformation effective moyenne. Les couleurs entre les deux graphiques sont concordantes. 97

2.47 Comparaison du champ de déformation effective pour deux types de gorge. À gauche, une zone conique de 0,5 mm et à droite, une zone conique de 1,0 mm. 98

2.48 Évolution du facteur de sensibilité à la vitesse en fonction de la vitesse de déformation. la loi de Johnson-Cook est représentée en rouge, le paramètre C varie de 1 à 0,02 et Cowper-Symonds est représentée bleu avec P qui varie de 5 à 0,6. 100

2.49 Évolutions de la déformation effective le long de la circonférence pour l'expérimental (points noirs), l'identification de la fonction (ligne bleue) et les points rouges représentant les positions des maxima. La zone illustre le déplacement de la région visible par la corrélation d'image. 101

2.50 Évolution de la contrainte vraie en fonction de la déformation plastique pour des essais (points) et des simulations (lignes pleines) de traction simple sur l'acier DC01. 102

2.51 Évolution du facteur de sensibilité à la vitesse en fonction de la vitesse de déformation. Les points noires indiquent les vitesses utilisées pour l'identification des paramètres d'effets vitesse et thermique. Le rectangle noir indique la vitesse utilisée pour valider l'identification. 103
2.52 Contrainte de cisaillement en fonction de la déformation effective pour les essais (ligne) et simulation (points) de la torsion plane pour les vitesses quasi-statique (bleu), intermédiaire (verte) et dynamique (rouge). 104
2.53 Force et déformation axiale locale en fonction du déplacement pour les essais (ligne) et simulations (points) des éprouvettes NT20 pour des vitesses quasi-statique (bleu) et dynamique (rouge). 105

3.1 Different categories of shear tests, inspired from [87, 136]. 109
3.2 Different geometries of simple shear specimens. 110
3.3 Scheme of the sequential shear for three sequences. Step 1, machining of the free edges leading to a reduced gauge length by $2\times\delta$; step 2, simple shear test up to a limited displacement value u. 112
3.4 (a) Specimen's design with an initial gauge length of 76 mm. (b) Experimental set-up in the universal testing machine. (1) movable jaw, (2) fixed jaw, (3) camera, (4) lights, (5) universal tensile machine, (6) clamping jaws, (7) clamping screws, (8) shear specimen. (c) Machining set-up showing the milling cutter and the simple shear device clamped to the vertical milling machine table. . . 113
3.5 View of the mesh used for the simulation. (a) Zoom on the free edge, (b) zoom on the center, (c) specimen and boundary conditions of the standard model, (d) specimen and boundary conditions of the rectangular model, (e) view of the full-model, including jaws, the red arrows visualize the clamping force. X direction is aligned with the gauge length, Y direction is aligned with gauge width. 116
3.6 Stress strain evolution of the hardening laws. The dotted line correspond to Voce and Swift hardening with increased yield stresses Re+400 MPa. 118
3.7 Major (green) and minor (purple) strain evolution as a function of the crosshead displacement. Central element strains are presented in solid line with full circular dots, 5 $\times$ 2 mm ROI averaged values are presented in solid line with empty circular dots. The corresponding effective strain at specimen center is displayed on the secondary x-axis. 118

3.8 Effective strain (green line) and shear stress (purple line) along the shear gauge when the effective strain at center is about 0,15, for 76 mm gauge length (dashed lines), 55 mm gauge length (dashed-dot lines) and 40 mm gauge length (solid lines). 119

3.9 Effective strain (left) and shear stress (right) fields from numerical simulation of a 40 mm gauge length specimen, at a central effective strain value of 0,15. . 119

3.10 (a) Normalized effective strain (green line, left side) and shear stress (purple line, right side) along the shear gauge with respect to the central element value ($\frac{\varepsilon_{eff}}{\varepsilon_{central}}$ and $\frac{\sigma_{xy}}{\sigma_{central}}$), for various central effective strain levels of 0,05, 0,15, 0,25 and 0,35. The in-view zoom highlights the stress values below and above the central one for both geometries. Focus on the evolution of the normalized shear stress in the case of saturating Voce 2 (b) and linear hardening laws (c). 120

3.11 Stress evolution as a function of the crosshead displacement. Shear stress at the specimen center $\sigma_{XY-center}$ (purple with circle dot), estimated shear stress σ_{eng} (green with crosses). The shear stress relative error $RE_{shear\ stress}$ (solid red line). The corresponding effective strain at specimen center is displayed on the secondary x-axis. 121

3.12 Shear stress relative error range vs. crosshead displacement for all the tested configuration of behaviors and gauge lengths of 40 and 76 mm. The envelope curves correspond to the following configurations (behavior law, length) : (DC01 steel, 76 mm, solid turquoise line), (DP450 law, 40 mm and 76 mm, dotted purple line and solid purple line), (Voce 2 law, 40 mm and 76 mm, dotted green line and solid green line), and (Swift Re+400 MPa law, 76 mm, solid orange line). 122

3.13 Shear stress vs. Effective plastic strain for DP450 steel (green), DC01 steel (purple) and AA2024-T3 aluminum (red). Theoretical shear stress-strain behavior laws with solid lines, and shear stress-strain values at the center element with triangle solid symbols. 123

3.14 DP450 steel specimen images after one (a), two (b) and five (c) machining-shear sequences. 124

3.15 Evolution of the force as a function of the effective strain during a 5 sequences shear-machining test (solid purple line) and a monotonic shear test on DP450 steel (solid black line), and numerical results of the monotonic test simulation (empty blue circles). 125

3.16 Strain fields calculated at the end of the shearing cycle of 5 sequences on a DP450 steel. The central ROI 5× 2 mm is highlighted with a white rectangle. . 125
3.17 Strain evolution along the shear gauge section for DP450 steel. Effective strain is displayed with solid purple line, minus minor strain with solid green line and major strain with solid blue line. 126
3.18 Strain evolution across the shear gauge section for DP450 steel. Effective strain is displayed with solid purple line, minus minor strain with solid green line and major strain with solid blue line. 126
3.19 Effective strain evolution along the ligament for numerical simulation with clamped boundary condition (solid purple line), with friction boundary condition (solid green line) and experimental result (solid black line). 127
3.20 Evolution of the relative error in strain for a 2 mm width ROI (solid lines) and a 1 mm width ROI (dotted line) and three ROI lengths : full specimen length (blue), 25 × 2 mm ROI (green) and 5 × 2 mm ROI (purple). The reference strain is calculated using a 2 × 2 mm ROI at specimen center. 128
3.21 Evolution of the force as a function of the effective strain during sequential shear (solid green line) and monotonic (solid black line) shear test of the DC01 steel, and sequential shear of AA6014-T4 aluminum alloy (solid red line). Numerical results of the monotonic shear simulation of the DC01 is plotted using orange empty circles. 129
3.22 Shear stress vs. effective strain curves of a monotonic (black solid line) and two sequential (purple and green solid line) shear tests of the DP450 steel up to final effective strains of 0,77 and 0,85 respectively. The end of the monotonic test is highlighted with a red circle at an effective strain value of 0,33. Two zoomed in-view of sections of the curves are presented in (a) and (b) with local scales. Note that the unloading-reloading of the curves are truncated for improved visibility. 130
3.23 Shear stress versus strain curves of sequential machining and simple shear test of DC01 steel and AA6014-T4 aluminum alloy. Stress versus strain curve of the monotonic (black solid line) and the in-plane torsion experiments (dashed black line) of the DC01 steel. 131
3.24 Shear stress versus effective strain curves of sequential shear machining tests (solid lines) and simple shear numerical simulation of a single element (empty circles) for DC01 and DP450 steels. 132

4.1 Évolutions du cumul de l'endommagement en fonction de la déformation normalisée pour différentes valeurs de α qui représentent la non linéarité du cumul de l'endommagement. 137
4.2 Schéma de l'évolution de la déformation et de l'endommagement pour deux trajets de chargement. En orange, évolution de l'endommagement entre le premier et le deuxième chargement en supposant un cumul d'endommagement linéaire. 138
4.3 Photos de rupture précoces lors de pré-déformations avec des éprouvettes Marciniak. (a) éprouvette de 120 mm pour le chargement en PST, l'ellipse bleue indique une zone de localisation hors de la zone utile. (b) éprouvette de 200 mm pour le chargement équibiaxial avec une rupture (c) éprouvette de 120 mm avec des zones de rupture (ellipse rouge) dans les mors. 139
4.4 (a) Évolution de la déformation à rupture en fonction de la triaxialité pour l'acier DP450 (trait bleu). (b) Évolution du paramètre de Lode en fonction de la triaxialité (trait bleu). Les trajets de chargement réalisés sur l'acier DP450 sont représentés en rouge et vert. 140
4.5 (a) Évolution de la déformation à rupture en fonction de la triaxialité pour l'acier DC01 (trait bleu). (b) Évolution du paramètre de Lode en fonction de la triaxialité (trait bleu). Les trajets de chargement réalisés sur l'acier DC01 sont représentés en rouge. 141
4.6 Éprouvette de cisaillement utilisée pour le trajet SH - PST. Les pointillés bleus illustrent les contours de l'éprouvette de DH-PST. 142
4.7 Éprouvette de cisaillement en fin de chargement de cisaillement et après chargement en traction plane PST, chargement SH - PST. 142
4.8 (a) Champ de déformation majeure, (b) champ de déformation mineure et (c) champ de déformation effective pour un essai Marciniak sur une éprouvette de 120 mm. 143
4.9 Schéma illustrant l'évolution de l'éprouvette pour le trajet PST - SH. 144
4.10 (a) Champ de déformation majeure, (b) champ de déformation mineure et (c) champ de déformation effective pour un essai Marciniak sur une éprouvette de 200 mm. 145
4.11 Schéma illustrant l'évolution de l'éprouvette pour le trajet EQBT - PST. . . . 146
4.12 Schéma illustrant l'évolution de l'éprouvette pour le trajet UT - EQBT. 146
4.13 Schéma illustrant l'évolution de l'éprouvette pour le trajet UT - PST. 147

4.14 Évolution de l'indicateur d'endommagement en fonction de la déformation normalisée, indicateur m&m (trait plein), indicateur Cortese (trait discontinu). L'évolution de l'indicateur pour un trajet proportionnel en cisaillement est en bleu, traction en vert et traction à déformation plane en rouge. (a) acier DP450, (b) acier DC01. 149
4.15 Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet SH - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450. 151
4.16 Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet PST - SH (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450. 151
4.17 Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet EQBT - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450. 152
4.18 Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet UT - EQBT (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450. 152
4.19 Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet UT - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450. 152
4.20 Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet SH - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DC01. 154
4.21 Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet PST - SH (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DC01. 154
4.22 Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet EQBT - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DC01. 155
4.23 Essais de compression réalisés avec le dispositif de Marcadet et Mohr [157] . . 161
4.24 Résultats du basic plasticity program. (a) Traction uniaxiale, (b) central hole, (c) NT6, (d) NT20 et (e) Cisaillement. 162

LISTE DES TABLEAUX

1.1 Repères et angles correspondants à une rotation par rapport à l'axe $\underline{e}_1$ du repère de référence $\mathcal{R}$. 11
1.2 Composition chimique et propriétés mécaniques de l'acier DC01 24
1.3 Caractéristiques des barres du système SHPB. 31
1.4 Paramètres d'écrouissage identifiés pour l'acier DC01 33
1.5 Coefficients de Lankford et contraintes limites élastique identifiés pour l'acier DC01 33
1.6 Paramètres du modèle Hill'48 non associé identifiés pour l'acier DC01 34

2.1 Avantages et inconvénients des méthodes d'analyse des déformations pour la torsion plane d'après Traphöner et al. [88] 47
2.2 Caractéristiques d'épaisseur et type d'essai pour les éprouvettes avec une géométrie rRCRr. 55
2.3 Caractéristiques d'épaisseur et type d'essai pour les éprouvettes avec une géométrie R. 55
2.4 Dimensions des éprouvettes. 68
2.5 Tableau des erreurs de mesures sur la largeur. 70
2.6 Tableau regroupant les coefficients de Lankford moyens et écarts-types pour chaque essai. 73
2.7 Valeurs minimales et maximales des contraintes limites élastique à $\bar{\varepsilon}^p = 1$, ainsi que des valeurs de δ_P et κ_P associées. 75

2.8 Valeurs minimales et maximales des coefficients de Lankford à $\bar{\varepsilon}^p = 1$, ainsi que des valeurs de δ_G et κ_G associées. 75
2.9 Paramètres expérimentaux de la corrélation d'images. 91
2.10 Paramètres de VIC-2D. 95
2.11 Paramètres matériaux pour le DC01. 101
2.12 Paramètres de la loi de Hill'48 avec un écrouissage Swift-Voce et un effet vitesse de Cowper-Symonds. 103

3.1 Behavior law parameters 117

4.1 Paramètres du modèle de rupture de Hosford-Coulomb pour un acier DP450. . 140
4.2 Paramètres du modèle de rupture de Hosford-Coulomb pour un acier DC01. . 140
4.3 Résultats pour les essais de SH - PST sur l'acier DP450. 142
4.4 Résultats pour les essais de SH - PST sur l'acier DC01. 142
4.5 Résultats pour les essais de PST - SH sur l'acier DP450. 144
4.6 Résultats pour les essais de PST - SH sur l'acier DC01. 144
4.7 Résultats pour les essais de EQBT - PST sur l'acier DP450. 146
4.8 Résultats pour les essais de EQBT - PST sur l'acier DC01. 146
4.9 Résultats pour les essais de UT -EQBT sur l'acier DP450 147
4.10 Résultats pour les essais de UT - PST sur l'acier DP450. 147
4.11 Paramètres identifiés pour la méthode m&m et la méthode Cortese et al. [155] pour l'acier DP450. 149
4.12 Paramètres identifiés pour la méthode m&m et la méthode Cortese et al. [155] pour l'acier DC01. 149
4.13 Résumé des déformations et indicateur d'endommagement pour les combinaisons de trajets réalisés sur le DP450. 153
4.14 Résumé des déformations et indicateur d'endommagement pour les combinaisons de trajets réalisés sur le DC01. 155

INTRODUCTION

La recherche industrielle et la recherche académique s'enrichissent d'échanges et de partenariats constants. Cette thèse s'inscrit dans le cadre du Fracture Consortium initié par le Prof. Wierzbicki du MIT. Il rassemble des acteurs majeurs de l'industrie automobile, aéronautique et sidérurgique et la chaire Artificial Intelligence in Mechanics and Manufacturing de l'ETH de Zurich dirigée par le Prof. Mohr. Ce consortium s'intéresse à la caractérisation des matériaux, leur mise en forme et le comportement ultime jusqu'à rupture. Les avancées majeures ont porté sur l'automatisation des essais de comportement, la réalisation de Courbe Limite de Formage (CLF) automatisées, la calibration de modèles de plasticité anisotrope et de rupture avancés, la réalisation d'essais rapides aux barres de Hopkinson.

Cette thèse est partagée entre deux laboratoires académiques : l'Institut de Recherche Dupuy de Lôme UMR CNRS 6027 (IRDL) et la chaire Artificial Intelligence in Mechanics and Manufacturing de l'ETH de Zurich. Le contact avec le monde industriel s'effectue au travers du Fracture Consortium.

Un rapport récent de l'Agence de la transition écologique (ADEME) montre que la masse moyenne d'un véhicule neuf vendu est dramatiquement passée de 953 kg en 1990 à 1233 kg en 2022 pour les véhicules thermiques [1]. Cette augmentation s'explique par des normes de sécurité plus strictes pour la structure du véhicule et par l'ajout d'équipements, qu'ils soient destinés à la sécurité active, tels que les systèmes d'aide au freinage d'urgence (AFU), passive, ou à l'infodivertissement.
L'ANCAP (*Australasian New Car Assessment Program*) à réalisé en 2017 un crash frontal à $64\,\mathrm{km \cdot h^{-1}}$ entre une Toyota Corolla de 1998 (1095 kg) et sa version moderne de 2015 (1265 kg). L'objectif de l'agence de notation était de montrer la différence de protection des

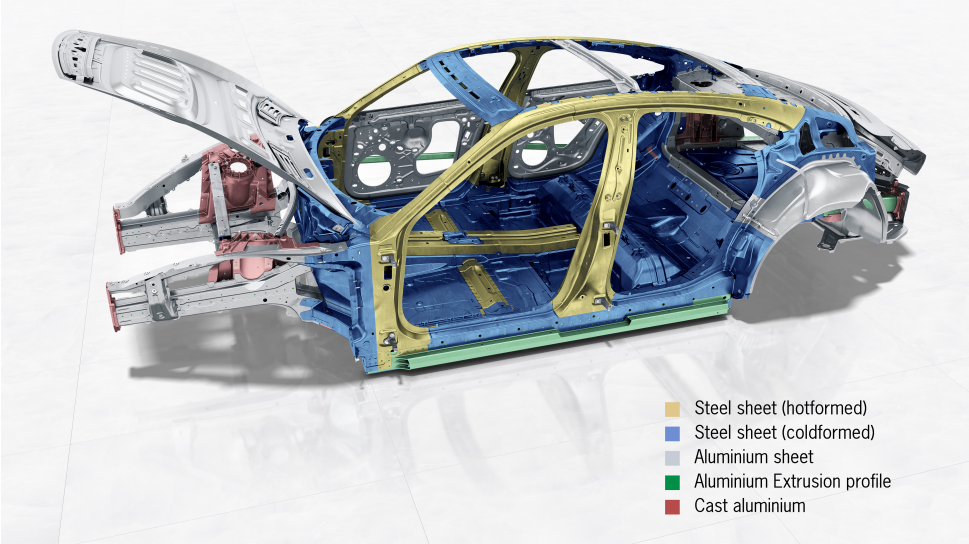


Figure 1 – Caisse en blanc d'une Porsche Tycan [2]

occupants entre un ancien et un nouveau modèle. Malgré une augmentation de la masse à vide du véhicule, l'absorption du choc est meilleure pour le véhicule moderne qui obtient une note de 12,93/16 (cinq étoiles) alors que le véhicule de 1998 seulement 0,4/16 (zéro étoile).

L'un des axes majeurs qui a permis d'améliorer la sécurité tout en limitant sans grand succès l'augmentation de la masse, est le développement de nouveaux matériaux, comme les aciers à très haute résistance (AHSS - Advanced High-Strength Steel), qui permettent d'utiliser des tôles plus fines tout en conservant les mêmes propriétés mécaniques. Par exemple, la caisse en blanc d'une Porsche Tycan (Fig. 1) est composée d'acier et d'aluminium. La majorité des pièces est issue de tôles minces qui nécessitent plusieurs étapes de mise en forme pour obtenir la pièce finale. Lorsqu'une tôle métallique est emboutie, elle subit un certain niveau de déformation plastique, et il est essentiel que cette pièce nouvellement formée conserve une capacité à se déformer pour dissiper de l'énergie en cas de collision.
Un autre axe a été l'amélioration des simulations numériques qui ont permis d'optimiser la masse des pièces et de réduire le nombre de prototypes utilisés pour valider les résultats numériques.
Pour caractériser les matériaux, des modèles de plus en plus complexes ont été élaborés, et les essais basiques ont été automatisés pour rendre la calibration à la fois plus rapide et plus fiable, en réduisant l'erreur liée à l'intervention de l'opérateur.

La thèse s'inscrit dans cette démarche d'amélioration, en continuité des travaux réalisés

par deux docteurs du laboratoire de l'IRDL, V. Lafilé [3] et M. Adlafi [4].
Dans la thèse de V. Lafilé, une étude de la rupture sous sollicitation équibiaxiale et le développement d'un essai permettant d'étudier la traction à déformation plane quasi-statique ont été proposés. Par la suite, des chargements non-proportionnels ont été réalisés avec un premier chargement en traction simple limité à 20 % de déformation suivi d'un chargement jusqu'à rupture sous sollicitation équibiaxiale ou de traction à déformation plane. Cette pré-déformation, limitée par l'occurrence de la striction, s'est avérée insuffisante pour obtenir un effet significatif sur la déformation à rupture finale, seul à même de permettre l'étude du cumul de l'endommagement. Un objectif de la présente thèse est de s'affranchir de cette limitation.
La thèse de M. Adlafi a introduit un essai novateur pour réaliser un essai de cisaillement simple en grande déformation pour des épaisseurs de tôles allant jusqu'à 1,2 mm avec ré-usinage des bords libres de l'échantillon. Au contraire des éprouvettes à géométries optimisées produisant un cisaillement localisé avec une cinématique de traction ou de compression, [5, 6, 7, 8], la méthode proposée par M. Adlafi permet de disposer d'une large section utile de l'éprouvette de l'ordre de 4 mm et une longueur de l'ordre de 40 mm. Un autre point notable a été la caractérisation de la traction à déformation plane en dynamique avec l'adaptation de l'essai DH-PST [3] avec une corrélation d'image à une seule caméra pour déterminer la rupture. Les résultats ont montré que les valeurs à rupture obtenues étaient identiques à celles obtenues en quasi-statique. Cet essai de cisaillement sera amélioré, et utilisé en combinaison avec l'essai de traction à déformation plane pour générer des trajets de déformation non proportionnels.
Un aspect qui n'a pas été abordé concerne le cisaillement pour des sollicitations dynamiques. Lors de situation d'impacts balistiques ou de crash automobile, la connaissance du comportement et de la rupture en cisaillement dynamique peut se révéler cruciale. Elle permet notamment d'accéder au comportement en grandes déformations. Cet état de sollicitation peut également conduire à l'apparition de bandes de cisaillement adiabatique, qui peuvent engendrer une modification locale de la micro-structure avec une recristallisation. Pour étudier ces phénomènes, un nouvel essai de torsion plane dynamique est développé sur la base de l'essai de torsion plane présenté par Grolleau et al. [9]. Il est basé sur l'utilisation d'une barre de type Hopkinson pré-chargée en torsion pour solliciter la même éprouvette de torsion plane qu'en quasi-statique.

Plan du manuscrit

Le manuscrit se divise en quatre chapitres.
Le premier chapitre présente le modèle de plasticité non associé de Hill48 en détaillant les rela-

tions propres au cas du cisaillement simple et l'effet de la dérivée objective choisie. Le modèle de rupture de Hosford-Coulomb utilisé au cours de la thèse est introduit avant la présentation des moyens expérimentaux dédiés à la plasticité, la rupture, la sensibilité à la température et à la vitesse de déformation.

Le deuxième chapitre se concentre sur l'étude des grandes déformations et de l'anisotropie à travers l'exploitation d'essais de torsion plane quasi-statiques. L'étude se focalise sur la validation du champ de déformation calculé par corrélation d'image et son évolution sinusoïdale, le long d'un ligament circulaire, qui est induite par l'anisotropie du matériau. Les effets de la dérivée objective choisie sont présentés, reprenant les résultats présentés lors du congrès ICTP-2023 (International Conference on the Technology of Plasticity, Mandelieu - La Napoule, France, Septembre 2023). La version dynamique de la torsion plane est enfin présentée, permettant d'étudier le comportement aux grandes vitesses de déformation en cisaillement pour des grandes déformations.

Le troisième chapitre porte sur l'utilisation du cisaillement simple avec ré-usinage. Une attention particulière est portée à l'homogénéité des champs de déformation et de contrainte au sein de l'éprouvette. Ce chapitre est issu d'un article publié dans le journal Experimental Mechanics. Reaching Large Strains During Simple Shear Experiments Thanks to Sequential Re-Machining of the Free Edges, in : Experimental Mechanics 64.1 (nov. 2023), p. 113-127, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-023-01017-x.

Dans le quatrième et dernier chapitre, une étude de l'effet de l'histoire du chargement sur la déformation à déchirure est présentée. Elle combine notamment les essais de cisaillement avec ré-usinage, et les essais de traction en déformation plane. Différentes combinaisons de trajets proportionnels sont réalisées avec un premier trajet de chargement qui permet, quand cela est possible, d'atteindre au moins 50 % de la déformation à rupture du second trajet. Il est alors possible de comparer différentes règles de cumul de l'endommagement issues de la littérature.

CHAPITRE 1

MODÉLISATION ET CARACTÉRISATION MÉCANIQUE D'UN MATÉRIAU.

Contents

1.1 Introduction 6

1.2 Modélisation du comportement 7

1.2.1 Mécanique des milieux continus en grandes transformations 7

1.2.2 Application au cas du cisaillement simple 9

1.2.3 Modèle de plasticité non-associé, Hill'48 11

1.2.4 Déformation équivalente et déformation effective 14

1.2.5 Application au cas de la torsion plane. 15

1.2.6 Loi d'écrouissage 17

1.2.7 Effets de la vitesse de déformation et de la température 18

1.2.8 Modèle de rupture d'Hosford-Coulomb 19

1.3 Base expérimentale d'identification 23

1.3.1 Protocoles de détermination d'une loi de comportement et modèle de rupture en quasi-statique 24

1.3.1.1 Machine de traction automatisée 24

1.3.1.2 Dual Hole Plane Strain Tension (DH-PST) ou mini-Nakazima 25

1.3.1.3 Essais de gonflement hydraulique 28

1.3.2 Essais complémentaires 29

1.3.2.1 Essais de traction à différentes températures 29

1.3.2.2 Essais dynamiques 31
1.3.2.3 Conclusion des essais complémentaires 33
1.4 Caractérisation de l'acier doux DC01 33

1.1 Introduction

Les tôles métalliques sont issues d'un processus de laminage qui entraîne des variations de comportement selon les directions du plan de la tôle. Ce procédé crée des directions privilégiées, notamment celle de la direction laminage.

Le comportement d'une tôle métallique est classiquement décrit par des modèles élasto-plastiques. Ce type de modèle est défini par une surface de charge qui va définir la limite entre le domaine élastique et le domaine plastique. Le choix d'un critère de plasticité va permettre de définir cette surface. Ce critère peut être isotrope, avec le critère de von Mises et le critère de Tresca, ou anisotrope comme le modèle de Hill'48 [10]. En plus du critère de plasticité, une loi d'écoulement plastique permet de définir l'incrément de déformation plastique induit par le chargement. Le critère de plasticité et la loi d'écoulement sont exprimés sous la forme de deux potentiels thermodynamiques exprimés en fonction des contraintes. Ces potentiels peuvent être associés ou non associés selon qu'ils utilisent le même potentiel ou non. Le critère de plasticité s'accompagne aussi d'une loi d'écrouissage qui définit l'évolution de la surface de charge avec la déformation plastique. Le modèle peut aussi s'accompagner de la prise en compte de certaines contributions comme les effets de la vitesse ou les effets thermiques.

Un modèle basique avec peu de paramètres, peut décrire de manière convenable la plupart des matériaux, comme par exemple le modèle de Johnson-Cook [11]. Pour des matériaux plus complexes ou pour décrire des phénomènes particuliers, des modèles plus complexes pourront être utilisés [12, 13, 14, 15]. Ces modèles vont mettre en jeu des critères de plasticité anisotrope, des lois d'écoulement associées ou non associées, des écrouissages isotropes, cinématiques ou même distortionnels.

Cette partie est consacrée à la modélisation et caractérisation du comportement mécanique du DC01, un acier doux présentant une ductilité importante. Cet acier, laminé à froid, est couramment utilisé pour le formage à froid. Les éprouvettes utilisées pour les différents essais mécaniques proviennent de tôles d'épaisseur 1,5 mm.

1.2 Modélisation du comportement

Le comportement de la plupart des métaux se décompose en une partie élastique qui est réversible et une partie plastique irréversible. Pour la structure cristalline du matériau, ces deux mécanismes se différencient. L'élasticité est une simple distorsion du réseau atomique lorsque la plasticité est le fruit de glissements de plans atomiques sans changement du réseau atomique. La déformation du réseau cristallin est illustrée figure 1.1, tant que le chargement reste dans le domaine élastique, le matériau revient en configuration initiale lors de la décharge. Une fois la limite élastique dépassée, les dislocations vont se propager dans la micro-structure entraînant le glissement des plans atomiques et donc la plasticité.

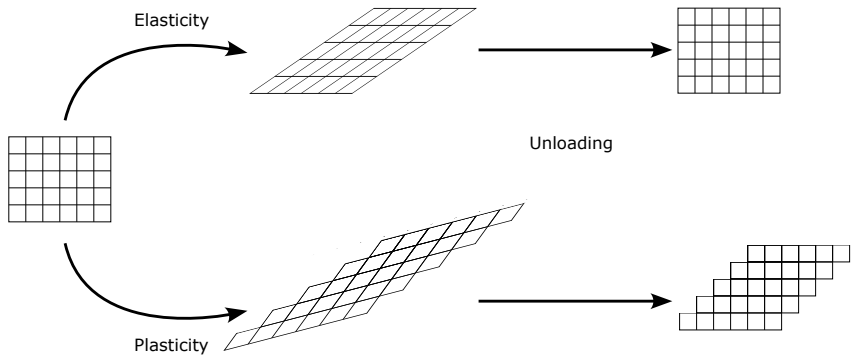


Figure 1.1 – Schéma de l'évolution du réseau atomique selon le chargement.

1.2.1 Mécanique des milieux continus en grandes transformations

En mécanique des milieux continues, le passage de la configuration de référence Ω_0 à la configuration actuelle Ω au voisinage d'un point $\underline{X}$ (Fig. 1.2) peut être définie par le gradient de la transformation $\boldsymbol{F}$.

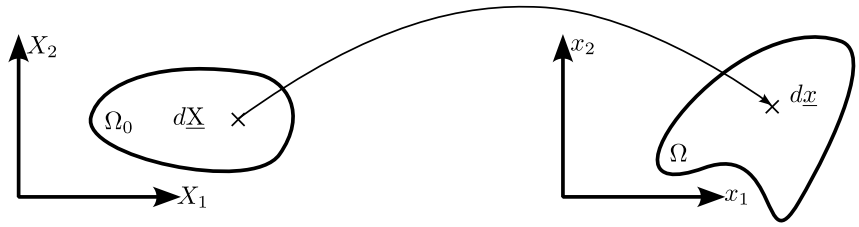


Figure 1.2 – Déformation d'un solide.

$$d\underline{x} = \boldsymbol{F} d\underline{X} \tag{1.1}$$

Avec $d\underline{X}$ indiquant la direction d'une fibre matérielle passant par $\underline{X}$ dans la configuration de référence.

D'après le théorème de la décomposition polaire, pour tout tenseur inversible $\boldsymbol{F}$, il est possible d'écrire de manière unique :

$$\boldsymbol{F} = \boldsymbol{V}\boldsymbol{R} = \boldsymbol{R}\boldsymbol{U} \tag{1.2}$$

Avec le tenseur de rotation $\boldsymbol{R}$ qui est orthogonal, $\boldsymbol{V}$ et $\boldsymbol{U}$ les tenseurs de dilatation pure gauche et droite qui sont symétriques et définis positifs.

En utilisant la propriété d'orthogonalité de $\boldsymbol{R}$ (i.e. $\boldsymbol{R}^t.\boldsymbol{R} = \boldsymbol{R}.\boldsymbol{R}^t = \boldsymbol{I}$), il est possible d'écrire :

$$\boldsymbol{C} = \boldsymbol{F}^t\boldsymbol{F} = \boldsymbol{U}^2 \tag{1.3}$$

$$\boldsymbol{B} = \boldsymbol{F}\boldsymbol{F}^t = \boldsymbol{V}^2 \tag{1.4}$$

Avec $\boldsymbol{C}$ le tenseur des dilatations ou tenseur de Cauchy-Green droit et $\boldsymbol{B}$ le tenseur de Cauchy-Green gauche. Le tenseur $\boldsymbol{C}$ décrit la déformation dans la configuration de référence et le tenseur $\boldsymbol{B}$ dans la configuration actuelle. Deux tenseurs mesurant la déformation peuvent être définis, le tenseur des déformations de Green-Lagrange $\boldsymbol{E}$ dans la configuration de référence et le tenseur des déformations d'Euler-Almansi $\boldsymbol{A}$ dans la configuration actuelle.

$$\begin{aligned} \boldsymbol{E} &= \frac{1}{2}(\boldsymbol{C} - \boldsymbol{I}) \\ \boldsymbol{A} &= \frac{1}{2}\left(\boldsymbol{I} - \boldsymbol{B}^{-1}\right) \end{aligned} \tag{1.5}$$

Seth [16] a proposé une forme générale basée sur le tenseur $\boldsymbol{V}$

$$\begin{cases} e_{(n)} = \frac{1}{n}\left(\boldsymbol{V}^n - \boldsymbol{I}\right) & \text{si} \quad n \neq 0 \\ e_{(n)} = \ln(\boldsymbol{V}) & \text{si} \quad n = 0 \end{cases} \tag{1.6}$$

avec n un entier relatif. Par exemple, si n=−2, on retrouve le tenseur d'Almansi, n=−1 le tenseur de Biot et si n=0 le tenseur de Hencky (Logarithmique). Il est possible de créer une multitude de mesures de déformation en respectant certaines propriétés :

- Le tenseur doit être symétrique et sans dimension
- Le tenseur doit être nul pour un mouvement de corps rigide et en $\boldsymbol{F} = \boldsymbol{I}$

- Le développement limité autour de $\boldsymbol{F} = \boldsymbol{I}$ doit respecter la mesure des déformations avec l'hypothèse des petites perturbations (HPP).
- La mesure de déformation doit être objective (i.e. indépendante de l'observateur).

Soit $\boldsymbol{L}$ le tenseur gradient des vitesses défini de la façon suivante :

$$d\underline{\dot{x}} = \dot{\boldsymbol{F}} d\underline{\dot{X}} = \boldsymbol{L} d\underline{\dot{X}},\ \boldsymbol{L} = \dot{\boldsymbol{F}}\boldsymbol{F}^{-1} \tag{1.7}$$

Le gradient des vitesses peut se décomposer en parties symétrique et antisymétrique.

$$\boldsymbol{L} = \dot{\boldsymbol{F}}\boldsymbol{F}^{-1} = \boldsymbol{D} + \boldsymbol{W} \tag{1.8}$$

Avec $\boldsymbol{D}$ le tenseur taux de déformation et $\boldsymbol{W}$ le tenseur taux de rotation.

L'intégration de $\boldsymbol{D}$ dans un repère objectif permet de définir des déformations cumulées tensorielles.

Parmi les dérivées objectives usuelles qui seront utilisées par la suite, il y a la dérivée de Jaumann [17, 18] qui est définie dans le repère corotationnel $\mathcal{R}^S$ défini à partir du taux de rotation $\boldsymbol{W}$:

$$\overset{\nabla}{\boldsymbol{A}} = \dot{\boldsymbol{A}} + \boldsymbol{A}\boldsymbol{W} - \boldsymbol{W}\boldsymbol{A} \tag{1.9}$$

La dérivée de Green-Naghdi [19] définie dans le repère des rotations propres $\mathcal{R}^R$ défini à partir du tenseur de rotation $\boldsymbol{R}$

$$\overset{\nabla}{\boldsymbol{A}} = \dot{\boldsymbol{A}} + \boldsymbol{A}\dot{\boldsymbol{R}}\boldsymbol{R}^T - \dot{\boldsymbol{R}}\boldsymbol{R}^T\boldsymbol{A} \tag{1.10}$$

Avec $\boldsymbol{A}$ un tenseur du second d'ordre. Gambirasio et al. [20] et Koleva et Desmorat [21], ont proposé une revue des dérivées objectives.

1.2.2 Application au cas du cisaillement simple

Lors d'un cisaillement simple dans le repère $\mathcal{R}\{\underline{e}_1, \underline{e}_2\}$, le gradient de déformation $\boldsymbol{F}$ est de la forme :

$$\boldsymbol{F} = 1 + \gamma \underline{e}_1 \otimes \underline{e}_2 \tag{1.11}$$

$$\gamma = tan(\theta) \tag{1.12}$$

Avec θ l'angle de cisaillement et γ le cisaillement de l'ingénieur.

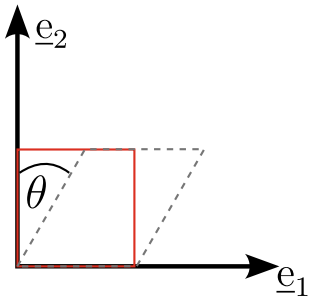


Figure 1.3 – Schéma d'un cisaillement simple.

En appliquant le théorème de la déconvolution polaire à $\boldsymbol{F}$, il est possible d'exprimer les tenseurs $\boldsymbol{V}$, $\boldsymbol{U}$ et $\boldsymbol{R}$ tenseur rotation qui définit la rotation du repère $\mathcal{R}^R$ $\{\underline{e}_a, \underline{e}_b\}$ (Fig. 1.4). Le repère est tourné d'un angle $\alpha = -atan(\gamma/2)$ par rapport à $\mathcal{R}$.

$$\boldsymbol{F} = \boldsymbol{V}\boldsymbol{R} = \boldsymbol{R}\boldsymbol{U} \tag{1.13}$$

$$\boldsymbol{V} = \frac{1}{\sqrt{4+\gamma^2}} \begin{bmatrix} 2+\gamma^2 & \gamma & 0 \\ \gamma & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{1.14}$$

$$\boldsymbol{U} = \frac{1}{\sqrt{4+\gamma^2}} \begin{bmatrix} 2 & \gamma & 0 \\ \gamma & 2+\gamma^2 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{1.15}$$

$$\boldsymbol{R} = \frac{1}{\sqrt{4+\gamma^2}} \begin{bmatrix} 2 & \gamma & 0 \\ -\gamma & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{1.16}$$

Les deux mesures de déformations logarithmiques, $\varepsilon^L = log(\boldsymbol{U})$ (déformation de Hencky) et $\varepsilon^l = log(\boldsymbol{V})$ ont les mêmes valeurs propres $\varepsilon_{I,II} = \pm asinh(\gamma/2)$ et les mêmes composantes dans le repère de référence $\mathcal{R}$ pour ε^L et dans le repère corotationnel pour $\mathcal{R}^R$ pour ε^l. Les directions des vecteurs propres de ε^l sont orientées d'un angle $\beta = \frac{1}{2}atan\frac{2}{\gamma}$ et $\beta + \pi/2$ de $\underline{e}_1$ (Fig.1.4), définissant le repère logarithmique $\mathcal{R}^l$. Le tableau 1.1 résume la rotation des repères avec les angles.

Repère	Tenseur	Angle par rapport à $\underline{e}_1$	pour $\gamma : 0 \nearrow +\infty$
$\mathcal{R}^l$	$\varepsilon^l = log(V)$	$\beta = sign(\gamma)\pi/4 - \frac{1}{2}atan(\gamma/2)$	$\pi/4 \searrow 0$
$\mathcal{R}^R$	R	$\alpha = -atan(\gamma/2)$	$0 \searrow -\pi/2$
$\mathcal{R}^S$	W	$-\gamma/2$	$0 \searrow -\infty$

Table 1.1 – Repères et angles correspondants à une rotation par rapport à l'axe $\underline{e}_1$ du repère de référence $\mathcal{R}$.

Le repère logarithmique $\mathcal{R}^l$ et le repère corotationnel $\mathcal{R}^R$ ont une rotation finie, tournant d'au maximum $\pi/4$ et $\pi/2$ respectivement quand le repère des rotations propres $\mathcal{R}^S$ tourne indéfiniment et plus rapidement. Dans la figure 1.4, la rotation du repère est représentée pour un cisaillement $\gamma = 2$, Le repère $\mathcal{R}^l$ tourne de 22,5°, $\mathcal{R}^R$ de $-45°$ et $\mathcal{R}^S$ de $-57{,}3°$. En considérant les valeurs absolues des rotations, le repère $\mathcal{R}^l$ tourne deux fois moins que les deux autres repères.

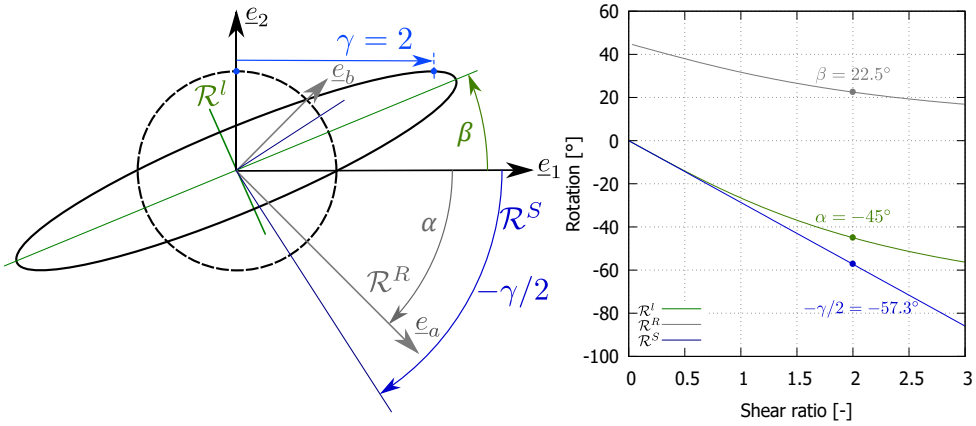


Figure 1.4 – Représentation de la déformation d'un cercle initial de rayon unitaire pour un cisaillement de l'ingénieur $\gamma = 2$. La figure montre l'évolution des rotations en fonction de la déformation de cisaillement. $\mathcal{R}^l$ est en vert, $\mathcal{R}^R$ en gris et $\mathcal{R}^S$ en bleu. Les points sur le graphique mettent en évidence les angles de rotation pour une déformation $\gamma = 2$.

Le repère d'anisotropie du matériau est entrainé avec le repère considéré pour l'intégration temporelle. Le choix de la dérivée objective aura donc un effet a priori non négligeable sur la rotation du repère d'anisotropie au-delà d'un cisaillement de l'ingénieur de 1.

1.2.3 Modèle de plasticité non-associé, Hill'48

L'une des premières étapes de l'étude de la plasticité est de définir un critère de plasticité, qui peut être isotrope ou anisotrope selon les besoins. Dans le cas des tôles métalliques, un

critère anisotrope est généralement préféré pour tenir compte des effets liés au laminage. Ce critère représente la frontière entre le domaine élastique et le domaine plastique. Plusieurs types d'écrouissage sont possibles : l'écrouissage isotrope, qui correspond à une dilatation de la surface de charge centrée à l'origine ; l'écrouissage cinématique, qui correspond à un déplacement du centre de la surface de charge ; et l'écrouissage distortionnel qui se caractérise par une modification de la forme de la surface de charge au cours du chargement.

Le modèle choisi est celui utilisé depuis quelques années pour les aciers au laboratoire, le modèle de Hill'48 non associé [22, 23]. C'est un modèle de plasticité non-associée quadratique en contrainte.

La surface de charge est définie par la fonction suivante :

$$f\left[\boldsymbol{\sigma}, \bar{\varepsilon}_p\right] = \bar{\sigma}_a - k\left[\bar{\varepsilon}_p\right] \tag{1.17}$$

Avec $k\left[\bar{\varepsilon}_p\right]$ la loi d'écrouissage et $\bar{\sigma}_a$ la contrainte équivalente :

$$\bar{\sigma}_a = \sqrt{(\boldsymbol{P}\widehat{\boldsymbol{\sigma}})\widehat{\boldsymbol{\sigma}}} \tag{1.18}$$

$\widehat{\boldsymbol{\sigma}}$ la contrainte de Cauchy en notation de Voigt dans le repère matériau $\mathcal{R}^{RD}\ \left\{\underline{e}_{i=1,2,3}\right\}$, la direction RD (respectivement TD) étant alignée avec $\underline{e}_1$ (respectivement $\underline{e}_2$) :

$$\widehat{\boldsymbol{\sigma}} = [\sigma_{11}\ \sigma_{22}\ \sigma_{33}\ \sigma_{12}\ \sigma_{23}\ \sigma_{13}]^T \tag{1.19}$$

Et la matrice $\boldsymbol{P}$, symétrique définie positive, définie par trois paramètres P_{12}, P_{22} et P_{33} :

$$[\boldsymbol{P}] = \begin{bmatrix} 1 & P_{12} & -(1+P_{12}) & 0 & 0 & 0 \\ P_{12} & P_{22} & -(P_{12}+P_{22}) & 0 & 0 & 0 \\ -(1+P_{12}) & -(P_{12}+P_{22}) & 1+2P_{12}+P_{22} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & P_{33} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 3 \end{bmatrix} \tag{1.20}$$

L'écoulement plastique non associé est défini par :

$$\dot{\widehat{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p = \dot{\lambda}\frac{\partial g[\widehat{\boldsymbol{\sigma}}]}{\partial \widehat{\boldsymbol{\sigma}}} \quad \text{avec} \quad \dot{\widehat{\boldsymbol{\varepsilon}}}_{\boldsymbol{p}} = [\dot{\varepsilon}^p_{11}\ \dot{\varepsilon}^p_{22}\ \dot{\varepsilon}^p_{33}\ 2\dot{\varepsilon}^p_{13}\ 2\dot{\varepsilon}^p_{23}\ 2\dot{\varepsilon}^p_{12}]^T \tag{1.21}$$

Avec $\dot{\lambda} > 0$ le multiplicateur plastique et la fonction potentielle $g[\widehat{\boldsymbol{\sigma}}]$,

$$g[\widehat{\boldsymbol{\sigma}}] = \sqrt{(\boldsymbol{G}\widehat{\boldsymbol{\sigma}})\widehat{\boldsymbol{\sigma}}} \tag{1.22}$$

La matrice $\boldsymbol{G}$ a la même forme que $\boldsymbol{P}$. Le cas associé est obtenu dès lors que $\boldsymbol{G} = \boldsymbol{P}$. Si $P_{12} = G_{12} = -0.5, P_{22} = G_{22} = 1.$ et $P_{33} = G_{33} = 3.$, le modèle est identique à celui de von Mises. Le choix des paramètres de la matrice $\boldsymbol{G}$ peuvent s'exprimer à l'aide des coefficients de Lankford, qui permettent de caractériser l'anisotropie.

$$G_{12} = -\frac{r_0}{1+r_0}, \quad G_{22} = \frac{r_0}{r_{90}}\frac{1+r_{90}}{1+r_0} \quad \text{et} \quad G_{33} = \frac{1+2r_{45}}{r_{90}}\frac{r_0+r_{90}}{1+r_0} \tag{1.23}$$

Les coefficients r_0, r_{45} et r_{90} sont obtenus à l'aide d'essais de traction dans les directions 0°, 45° et 90° à un niveau de déformation plastique donnée, choisi de façon parfois arbitraire, par exemple à 10 % de déformation plastique.

Considérons un état de contrainte en traction simple le long d'une direction orientée d'un angle ϕ de la RD $\underline{e}_1$, les coefficients de Lankford $r(\phi)$ et les ratios des contraintes $\sigma^{UT}_{(\phi)}/\sigma^{UT}_{(0)}$ deviennent [24] :

$$r(\phi) = \frac{\delta_G \frac{1}{4} sin^2(2\phi) - G_{12}}{\kappa_G cos^2(\phi) + G_{12} + G_{22}} \tag{1.24}$$

$$\sigma^{UT}_{(\phi)} = \frac{\sigma^{UT}_{(0)}}{\sqrt{\delta_P \frac{1}{4} sin^2(2\phi) + 1 - \kappa_P sin^2(\phi)}} \tag{1.25}$$

Avec δ_P, κ_P, δ_G et κ_G, les méta-paramètres contrôlant les effets de l'anisotropie tels que :

$$\delta_P = 2P_{12} - P_{22} + P_{33} - 1 \quad et \quad \delta_G = 2G_{12} - G_{22} + G_{33} - 1 \tag{1.26}$$

$$\kappa_P = 1 - P_{22} \quad et \quad \kappa_G = 1 - G_{22} \tag{1.27}$$

L'incrément de déformation plastique équivalent est défini par l'équivalence du travail plastique conjugué à la contrainte équivalent :

$$\widehat{\boldsymbol{\sigma}} : d\widehat{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}_p \tag{1.28}$$

1.2.4 Déformation équivalente et déformation effective

Lors de l'analyse d'essais par corrélation d'image, les déformations obtenues sont exprimées au sens de Hencky. En contrainte plane, il est possible d'exprimer une déformation cumulée que l'on appellera déformation effective et qui s'exprime de la manière suivante :

$$\begin{aligned}\varepsilon_{eff} =& \frac{2}{\sqrt{3}}\sqrt{\varepsilon_{11}^2+\varepsilon_{22}^2+\varepsilon_{11}\varepsilon_{22}+\varepsilon_{12}^2} \\ =& \frac{2}{\sqrt{3}}\sqrt{\varepsilon_I^2+\varepsilon_I\varepsilon_{II}+\varepsilon_{II}^2} = \frac{2}{\sqrt{3}} arsinh[\gamma/2]\end{aligned} \tag{1.29}$$

ε_{ij} sont les composantes du tenseur de déformation, ε_I la déformation majeure, ε_{II} la déformation mineure et γ le cisaillement de l'ingénieur.

Gorji et Mohr [25] ont montré que la différence entre la déformation effective (Eq. 1.29) et la déformation plastique équivalente obtenue par un code éléments finis (Eq. 1.30) est négligeable et est équivalente aux déformations élastiques près, pour un chargement proportionnel avec un ratio $\varepsilon_I = -\varepsilon_{II}$. Or, Butcher et Abedini [26] ont montré qu'il est nécessaire de rajouter l'hypothèse de coaxialité des directions principales de la contrainte et la déformation pour limiter l'écart entre déformations effective et plastique. Lors d'un cisaillement simple, les directions principales ne restent pas alignées.

$$\varepsilon_{eq}^p = \int d\varepsilon^p \;\; avec \;\; d\varepsilon^p = \frac{2}{\sqrt{(3)}}\sqrt{d\varepsilon_1^2+d\varepsilon_2^2+d\varepsilon_1 d\varepsilon_2} \tag{1.30}$$

Butcher et Abedini [26] ont proposé une comparaison de la déformation équivalente selon deux hypothèses : si la déformation est associée au travail plastique ou si les directions principales de la contrainte et la déformation restent alignées. Ils montrent que l'erreur est négligeable entre les deux pour une déformation majeure inférieure à 50 % mais qu'au-delà l'erreur croît de manière exponentielle. La déformation équivalente conjuguée au travail pour un critère de von Mises est donnée par :

$$\varepsilon_{eq}^p = \frac{1}{\sqrt{3}}\int d\gamma = \frac{1}{\sqrt{3}}\int 2cosh\varepsilon_I d\varepsilon_I = \frac{2}{\sqrt{(3)}} sinh\left(\varepsilon_I\right) \tag{1.31}$$

La figure 1.5 présente les évolutions de la déformation effective ε_{eff} et de la déformation plastique équivalente ε_{eq}^p en fonction du cisaillement de l'ingénieur. Pour γ<1 la différence entre les deux déformations est inférieure à 5 %. Lorsque γ=2, ε_{eq}^p=1,15 et ε_{eff}=1,02. En grandes déformations, la différence entre les déformations effectives et les déformations plastiques

équivalentes devient non négligeable.

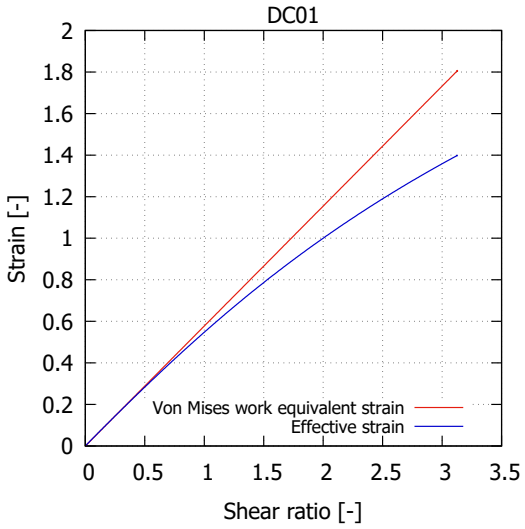


Figure 1.5 – Comparaison des mesures de déformation équivalente conjuguée au travail de von Mises (ligne rouge) et de déformation effective (ligne bleue) pour un cisaillement simple en fonction du cisaillement de l'ingénieur.

1.2.5 Application au cas de la torsion plane.

Considérons une torsion plane selon l'axe $\underline{e}_z$, le cisaillement s'effectue selon la direction ortho-radiale $\underline{e}_\theta$ du repère local cylindrique $\mathcal{R}^{cyl}$. L'axe $\underline{e}_r$ est orienté d'un angle θ par rapport à $\underline{e}_x$. Notons $\boldsymbol{Q}$ la matrice de rotation $-\theta\underline{e}_z$. Au début de l'expérience, la rotation du repère matériel est négligeable et le tenseur des contraintes de Cauchy dans le repère $\mathcal{R}^{cyl}$ est :

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} 0 & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad or \quad \hat{\boldsymbol{\sigma}} = [0\ 0\ \tau]^T. \tag{1.32}$$

Dans le repère matériel $\mathcal{R}$, le tenseur des contraintes :

$$\boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{Q}^T.\boldsymbol{\sigma}.\boldsymbol{Q} = \tau \cdot \begin{bmatrix} -sin(2\theta) & cos(2\theta) & 0 \\ cos(2\theta) & sin(2\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad or \quad \hat{\boldsymbol{\sigma}}' = \tau \cdot [-sin(2\theta)\ sin(2\theta)\ cos(2\theta)]^T. \tag{1.33}$$

et l'écoulement plastique :

$$\begin{aligned}\dot{\hat{\varepsilon}}'_{\boldsymbol{p}} =& \dot{\lambda}\frac{\partial g[\hat{\boldsymbol{\sigma}}']}{\partial \hat{\boldsymbol{\sigma}}'} = \frac{\dot{\lambda}}{g(\hat{\boldsymbol{\sigma}}')} G\hat{\boldsymbol{\sigma}}' \\ =& \frac{\dot{\lambda}\tau}{g(\hat{\boldsymbol{\sigma}}')}\begin{bmatrix} 1 & G_{12} & 0 \\ G_{12} & G_{22} & 0 \\ 0 & 0 & G_{33}\end{bmatrix}\begin{pmatrix} -sin(2\theta) \\ sin(2\theta) \\ cos(2\theta)\end{pmatrix} \\ =& \frac{\dot{\lambda}\tau}{\sqrt{G_{33}-\delta_G sin^2(2\theta)}|\tau|}\begin{pmatrix} sin(2\theta)(G_{12}-1) \\ sin(2\theta)(G_{22}-G_{12}) \\ cos(2\theta)G_{33}\end{pmatrix}_{\mathcal{R}} = \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon^p}'_{11} \\ \dot{\varepsilon^p}'_{22} \\ 2\dot{\varepsilon^p}'_{12}\end{pmatrix}\end{aligned} \tag{1.34}$$

Qui peut être exprimé dans le repère $\mathcal{R}^{cyl}$:

$$\begin{aligned}&\dot{\hat{\varepsilon}}_{\boldsymbol{p}} = \boldsymbol{Q}.\widehat{\dot{\varepsilon}'_{\boldsymbol{p}}}.\boldsymbol{Q^T} = \\ &\frac{\dot{\lambda}sign(\tau)}{\sqrt{G_{33}-\delta_G sin^2(2\theta)}}\begin{pmatrix} -\frac{1}{2}sin(2\theta)\kappa_G + \frac{1}{4}sin(4\theta)\delta_G \\ -\frac{1}{2}sin(2\theta)\kappa_G - \frac{1}{4}sin(4\theta)\delta_G \\ G_{33}-sin^2(2\theta)\delta_G\end{pmatrix}_{\mathcal{R}^{cyl}} = \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon^p}_{11} \\ \dot{\varepsilon^p}_{22} \\ 2\dot{\varepsilon^p}_{12}\end{pmatrix}\end{aligned} \tag{1.35}$$

Le calcul réalisé est valable seulement pour le premier incrément de plasticité, tandis que la rotation du repère matériel et ses effets sur l'état de contrainte sont encore négligeables. Les équations précédentes indiquent que le jeu de paramètres contrôlant l'homogénéité de la déformation est fonction de la position angulaire par rapport à la direction de laminage. Il est à noter que ces paramètres sont les mêmes que ceux des équations 1.24 et 1.25

δ_P et δ_G sont multipliés par $sin^2(2\theta)$ et $sin(4\theta)$, qui sont des fonctions $\pi/2$-périodique, qui conduit à 4 périodes autour de la circonférence.
κ_P et κ_G sont multipliés par $sin(2\theta)$ et $sin^2(\theta)$, qui sont des fonctions π-périodique, qui conduit à 2 périodes autour de la circonférence.
Pour une plasticité de Levy-von Mises, $P_{12} = G_{12} = -0{,}5$, $P_{22} = G_{22} = 1$ et $P_{33} = G_{33} = 3$ conduit à $\delta_P = \delta_G = \kappa_P = \kappa_G = 0$, indiquant évidemment qu'aucune dépendance angulaire de la déformation n'est prévue.

Les effets des paramètres δ_G et κ_G sur la forme de l'évolution des coefficients de Lankford sont illustrés figure 1.6. Les valeurs de G_{12}, G_{22} et G_{33} sont choisies de manière à obtenir $\delta_G = 0$ (en rouge) avec $\kappa_G = -0{,}15$, le cas isotrope (en bleu) ou $\kappa_G = 0$ (en vert) avec

$\delta_G = -0{,}25$. L'évolution est représentée de manière polaire pour mettre en évidence les périodes selon les différents cas. Un zoom en coordonnées cartésiennes est réalisé sur le secteur 0° - 90° pour visualiser la représentation classique des coefficients de Lankford.

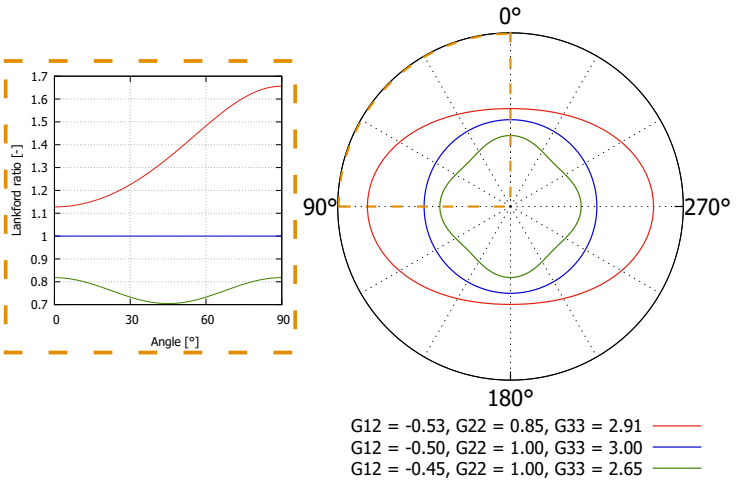


Figure 1.6 – Effet des paramètres δ_G et κ_G sur la forme de l'évolution des coefficients de Lankford.

1.2.6 Loi d'écrouissage

L'écrouissage d'un matériau se traduit par une augmentation de la limite élastique et par un durcissement du matériau lorsque ce dernier subit une déformation plastique.

Deux lois d'écrouissage isotrope sont souvent utilisées. La première est une loi puissance proposée par Ludwik [27] ainsi que par Ramberg et Osgood [28] (Éq. 1.36).

$$k_{power}\left[\overline{\varepsilon}_p\right] = k_0 + B\overline{\varepsilon}_p^n \tag{1.36}$$

Avec $\overline{\varepsilon}_p$ la déformation plastique, k_0 la limite élastique et B, n des paramètres.

La seconde est une combinaison, pondérée par un poids α, de deux lois d'écrouissage (Éq. 1.37) : la loi de Voce [29] (Éq. 1.39), qui est un écrouissage saturant, et la loi de Swift [30] (Éq. 1.38).

$$k\left[\overline{\varepsilon}_p\right] = \alpha k_S\left[\overline{\varepsilon}_p\right] + (1-\alpha)k_V\left[\overline{\varepsilon}_p\right] \tag{1.37}$$

$$k_S\left[\overline{\varepsilon}_p\right] = A\left(\overline{\varepsilon}_p + \varepsilon_0\right)^n \tag{1.38}$$

$$k_V\left[\bar{\varepsilon}_p\right] = k_0 + Q\left(1 - e^{-\beta\bar{\varepsilon}_p}\right) \tag{1.39}$$

Avec A, ε_0, n, k_0, Q, β les paramètres de la loi.

Cette combinaison de lois s'est révélée très efficace pour modéliser l'écrouissage d'une large gamme de matériaux, y compris sur les aciers à haute résistance [31, 32]. D'autres ont fait des choix différents : Le Maoût [33] a ajouté un écrouissage linéaire à la loi de Voce pour obtenir une meilleure prédiction en grande déformation. Plus récemment, Sakaridis et al. [34] ont proposé une description novatrice de l'écrouissage à l'aide de courbes de Bézier quadratiques.

1.2.7 Effets de la vitesse de déformation et de la température

Avec l'augmentation de la vitesse de déformation, on peut observer une élévation de la force nécessaire pour déformer le matériau, une élévation locale de la température dans la zone de localisation de la déformation plastique. De même, les matériaux métalliques voient leur résistance mécanique souvent diminuer avec la température. Les matériaux peuvent présenter des effets thermo-visco-plastiques complexes. Le modèle de Johnson-Cook propose une composition multiplicative simple des effets de vitesse, de température et d'écrouissage.

$$k\left[\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T\right] = k_\varepsilon\left[\bar{\varepsilon}_p\right] k_{\dot{\varepsilon}}\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right] k_T[T] \tag{1.40}$$

Avec $k_{\dot{\varepsilon}}\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right]$ représentant la sensibilité à la vitesse de déformation $\dot{\bar{\varepsilon}}_p$ avec comme paramètres C et $\dot{\varepsilon}_0$. le facteur $k_T[T]$ permet de prendre en compte les effets de la sensibilité à la température, avec comme paramètres, T_r la température de référence, T_{melt} la température de fusion et m :

$$k_{\dot{\varepsilon}}\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right] = \begin{cases} 1 & \text{pour } \dot{\bar{\varepsilon}}_p < \dot{\varepsilon}_0 \\ 1 + C \ln\left[\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0}\right] & \text{pour } \dot{\bar{\varepsilon}}_p \geqslant \dot{\varepsilon}_0 \end{cases} \tag{1.41}$$

$$k_T[T] = \begin{cases} 1 & \text{pour } T < T_r \\ 1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^m & \text{pour } T_r \leqslant T \leqslant T_m \end{cases} \tag{1.42}$$

Pour prendre en compte l'évolution de la température, Roth et Mohr [35] ont proposé de définir l'évolution de la température comme une variable interne pour améliorer les prédictions.

$$dT = \omega\left[\dot{\varepsilon}_p\right] \frac{\eta_k}{\rho C_p} \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}_p \tag{1.43}$$

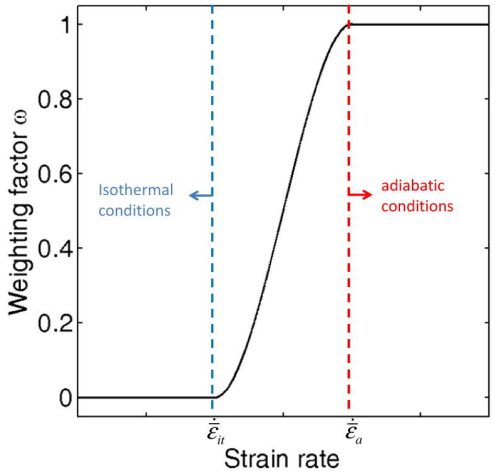


Figure 1.7 – Illustration de la fonction de poids $\omega\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right]$ définissant les conditions thermiques en fonction du taux de déformation [35].

Avec η_k le coefficient de Taylor-Quinney qui représente la quantité de travail plastique convertie en chaleur, ρ la masse volumique et C_p la capacité thermique. Le dernier terme $\omega\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right]$ permet le pilotage continu de la transition entre les conditions isothermes ($\omega = 0$) et adiabatiques ($\omega = 1$).

$$\omega\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right] = \begin{cases} 0 & \text{pour } \dot{\bar{\varepsilon}}_p < \dot{\varepsilon}_{it} \\ \frac{\left(\dot{\bar{\varepsilon}}_p - \dot{\varepsilon}_{it}\right)^2 \left(3\dot{\varepsilon}_a - 2\dot{\bar{\varepsilon}}_{\bar{\varepsilon}} - \dot{\varepsilon}_{it}\right)}{\left(\dot{\varepsilon}_a - \dot{\varepsilon}_{it}\right)^3} & \text{pour } \dot{\varepsilon}_{it} \leqslant \dot{\bar{\varepsilon}}_p \leqslant \dot{\varepsilon}_a \\ 1 & \text{pour } \dot{\varepsilon}_a < \dot{\bar{\varepsilon}}_p \end{cases} \tag{1.44}$$

Avec $\dot{\varepsilon}_{it}$ et $\dot{\varepsilon}_{ad}$ qui définissent les taux de déformation limite de chaque domaine. Comme on peut le voir figure 1.7.

1.2.8 Modèle de rupture d'Hosford-Coulomb

La rupture des matériaux de l'ingénieur est souvent définie selon deux grandes catégories. La rupture fragile, qui se caractérise à l'échelle macroscopique par une déformation plastique très faible confinée à la pointe de la fissure et par une séparation des plans atomiques à l'échelle microscopique. Elle se produit pour les métaux à très basse température ou pour le verre, par exemple.

La deuxième catégorie, qui nous intéresse, est la rupture ductile, caractérisée par la capacité du matériau à subir de grandes déformations plastiques ($\bar{\varepsilon}^p > 1$) avant la rupture. À l'échelle microscopique, trois étapes se distinguent : d'abord, les vides initiaux et la formation de micro-

cavités (Fig. 1.8a), puis la croissance de ces micro-cavités (Fig. 1.8b), et enfin la coalescence des micro-cavités (Fig. 1.8c), qui entraîne la rupture [36, 37]. Pour la suite, seule la rupture ductile sera abordée.

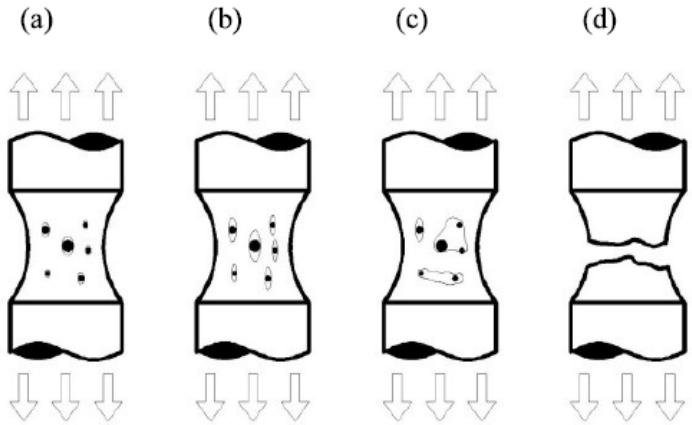


Figure 1.8 – Schéma de la croissance des pores : (a) vide initial, (b) croissance, (c), coalescence, (d) rupture [37].

Dans les années 70-90, un travail important a été mené sur l'étude de la plasticité poreuse pour établir un modèle basé sur la physique afin de représenter la croissance et la coalescence des cavités. Les principaux travaux sur cet axe de recherche sont ceux de McClintock [38], Rice et Tracey [39], Gurson [40] et Tvergaard et Needleman [41] (modèle GTN : Gurson, Tvergaard et Needleman). Il en ressort que la rupture ductile est principalement impactée par la pression hydrostatique σ_h (Eq. 1.45). Plus la pression hydrostatique (i.e., la triaxialité η (voir 1.46) ratio entre la contrainte hydrostatique et la contrainte de von Mises) augmente, plus la déformation à la rupture diminue. Dans les cas où $\eta < \frac{1}{3}$, une diminution de la déformation à la rupture peut être observée. Nahshon et Hutchinson [42] ont proposé une évolution du modèle GTN pour mieux appréhender triaxialités dites faibles.

En 2008, Bai et Wierzbicki [43] ont étudié la déchirure de l'aluminium 2024-T351. Ils en concluent que la rupture est liée à l'état de contrainte, mais ajoutent un paramètre à la triaxialité pour décrire l'état de contrainte, le paramètre de Lode $\bar{\theta}$ (Eq. 1.47). L'année suivante, Bai et Wierzbicki [44] ont proposé une modification du critère Mohr-Coulomb [45, 46] initialement prévu pour la rupture fragile afin de l'adapter à la rupture ductile : le critère Mohr-Coulomb Modifié *(MMC - Modified Mohr-Coulomb)*. Plus récemment, le critère MMC a été modifié par Mohr et al. [36] en remplaçant le critère de Tresca (Eq.1.49) par le critère de Hosford [47] (Eq.1.50) . Ce modèle sera utilisé pour cette étude.

$$\sigma_h = \frac{1}{3} I_1 = \frac{1}{3} tr(\sigma) \tag{1.45}$$

$$\eta = \frac{I_1}{3\sqrt{3J_2}} \tag{1.46}$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos\left[\frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{(J_2)^{3/2}}\right] \tag{1.47}$$

Avec $\bar{\sigma}$ la contrainte équivalente de von Mises, et les invariants du tenseur des contraintes, $\boldsymbol{s}$ le déviateur des contraintes.

$$I_1 = \mathrm{tr}(\boldsymbol{\sigma}), \quad J_2 = \frac{1}{2}\boldsymbol{s} : \boldsymbol{s} \text{ et } J_3 = \det(\boldsymbol{s}) \tag{1.48}$$

$$\bar{\sigma}_{Tresca} = \max\left\{|\sigma_I - \sigma_{II}|, |\sigma_{II} - \sigma_{III}|, |\sigma_{III} - \sigma_I|\right\} \tag{1.49}$$

$$\bar{\sigma}_{HF} = \left\{\frac{1}{2}\left((\sigma_I - \sigma_{II})^a + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^a + (\sigma_I - \sigma_{III})^a\right)\right\}^{\frac{1}{a}} \tag{1.50}$$

Pour le modèle d'Hosford-Coulomb (HC), la déformation à rupture $\bar{\varepsilon}$ est définie en fonction de la triaxialité η (Eq.1.46) et du paramètre de Lode $\bar{\theta}$ (Eq.1.47) qui définissent l'état de contrainte. Dans le contexte des tôles métalliques, l'état de contrainte plane est prédominant. Dans ce cas, le paramètre de Lode et la triaxialité sont dépendants, le paramètre de Lode étant imposé par la triaxialité.

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos\left[-\frac{27}{2}\eta\left(\eta^2 - \frac{1}{3}\right)\right] \text{ pour } -2/3 \leq \eta \leq 2/3 \tag{1.51}$$

Le modèle HC décrit la déformation plastique à rupture pour un chargement proportionnel (η et $\bar{\theta}$ constants) dans le repère $\left(\bar{\varepsilon}_f, \eta, \bar{\theta}\right)$ comme :

$$\bar{\varepsilon}_f^{pr}[\eta, \bar{\theta}] = b(1+c)^{\frac{1}{n}} \left(\left\{\frac{1}{2}\left((f_1 - f_2)^a + (f_2 - f_3)^a + (f_1 - f_3)^a\right)\right\}^{\frac{1}{a}} + c\,(2\eta + f_1 + f_3)\right)^{-\frac{1}{n}} \tag{1.52}$$

Avec a, b, c et n les paramètres du modèle. D'après Roth et Mohr [48], la valeur de n est fixée à 0.1. Les fonctions f_i sont des fonctions de $\bar{\theta}$ et sont définies de la manière suivante :

$$f_1[\theta] = \frac{2}{3}\cos\left[\frac{\pi}{6}(1-\bar{\theta})\right], \tag{1.53}$$

$$f_2[\theta] = \frac{2}{3}\cos\left[\frac{\pi}{6}(3+\bar{\theta})\right], \tag{1.54}$$

$$f_3[\theta] = -\frac{2}{3}\cos\left[\frac{\pi}{6}(1+\bar{\theta})\right]. \tag{1.55}$$

En utilisant les relations 1.51 et 1.52 pour des états de contrainte en cisaillement, traction uniaxiale, traction en déformation plane et traction équibiaxiale, on obtient :

- pure shear (SH)

$$\bar{\varepsilon}_f^{SH} = b\left(\sqrt{3}\frac{1+c}{(1+2^{a-1})^{\frac{1}{a}}}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{1.56}$$

- Traction simple (UT)

$$\bar{\varepsilon}_f^{UT} = b \tag{1.57}$$

- Traction à déformation plane (PST)

$$\bar{\varepsilon}_f^{PST} = b\left(\sqrt{3}\frac{1+c}{(1+2^{a-1})^{\frac{1}{a}}} + 2c\right)^{\frac{1}{n}} \tag{1.58}$$

- Traction equibiaxiale (EQBT)

$$\bar{\varepsilon}_f^{EQBT} = b \tag{1.59}$$

L'application de ces 4 cas de chargement au modèle HC et l'hypothèse que le paramètre n $= 0.1$, conduit à :

- $\bar{\varepsilon}_f^{UT} = \bar{\varepsilon}_f^{EQBT} = b$
- Le calcul des coefficients a et c à partir de 1.56 et 1.58.

L'identification du modèle peut donc se faire par l'intermédiaire de trois essais. Le paramètre b est obtenu avec la valeur de déformation $\bar{\varepsilon}_f^{EQBT}$ qui peut provenir d'un essai de bulge ou de punch (Sec. 1.3.1.3) . Pour obtenir b avec un essai de traction, Dunand et Mohr [24] ont préconisé d'utiliser une éprouvette de traction percée, dite Central Hole. Contrairement à l'éprouvette de traction simple qui change d'état de contrainte avec la localisation, la géométrie

Central Hole permet d'avoir une triaxialité constante tout au long de l'essai sur le bord du trou central. La présence du trou central permet de créer une concentration de contrainte qui permet de localiser la rupture. L'usage de la simulation numérique permet d'obtenir la valeur de déformation à mi-épaisseur sur les parois du trou. Cette valeur se montre souvent plus élevée que sur la surface de la corrélation d'images. La valeur $\bar{\varepsilon}_f^{SH}$ est obtenue avec un essai de cisaillement utilisant une éprouvette optimisée [49].

Lors de l'utilisation de modèle d'endommagement découplé, une méthode classique est de calculer le cumul de l'endommagement de façon linéaire (Eq. 1.60) définie par Johnson et Cook [50].

$$dD = \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f[\eta, \bar{\theta}]} \tag{1.60}$$

1.3 Base expérimentale d'identification

Il existe une grande variété d'essais expérimentaux qui permettent de décrire un large évantail d'états de contrainte. De nombreux essais sont assez simples à mettre en œuvre, notamment lorsqu'ils nécessitent uniquement une machine de traction avec des géométries d'éprouvettes classiques, usuelles. Mais ils peuvent être plus compliqués lorsqu'il faut une machine spécifique ou des géométries d'éprouvettes optimisées. On peut citer les essais sur des éprouvettes cruciformes [51, 52], les éprouvettes de cisaillement optimisées [7], des éprouvettes tubulaires [53, 54] les essais à grandes vitesses avec les barres de Hopkinson [32, 55].

Dans cette section, de nombreux dispositifs vont être présentés. Le but est de montrer les dispositifs qui ont été utilisés durant la thèse. Bien que certains résultats ne soient pas directement exploités dans ce manuscrit, ils sont néanmoins communiqués à titre informatif.

Tout d'abord, une présentation de la gamme d'essais appelée "Basic Plasticity and Fracture" dédiée à l'étude de la plasticité et de la rupture est proposée. Derrière le mot de "gamme" se cache toute une procédure d'essais largement automatisée et effectués de façon systématique sur les tôles étudiées à la chaire AIMM de ETH. Cette gamme comporte des essais de traction automatisés, des essais de flexion hors plan DH-PST/Punch automatisés et l'essai de bulge qui peut venir s'ajouter mais qui reste manuel pour l'instant. Au total, un peu moins de 75 essais sont réalisés pour déterminer le modèle de plasticité et de rupture en condition quasi-statique et température ambiante pour un matériau.

Par la suite, des essais complémentaires ont été réalisés : des essais de traction dynamique aux barres de Hopkinson et des essais de traction en température.

Dans cette thèse, des essais originaux vont être présentés. Il y a l'essai de torsion plane initialement présenté en 2022 par Grolleau et al. [9] dans sa version quasi-statique. Il sera donc possible d'étudier le comportement en cisaillement d'un matériau en quasi-statique et dynamique avec la même éprouvette, les montages reprenant le même système de fixation et la même technologie de transmission du couple à l'éprouvette.

Le cœur de la thèse portant sur l'anisotropie et les grandes transformations, nous avons choisi un acier qui présente une grande ductilité et une contrainte d'écoulement assez faible pour limiter les efforts subis par les montages. Notre choix s'est porté sur l'acier doux DC01 laminé à froid en tôle de 1,5 mm. Sa composition chimique est présentée tableau 1.2.

	C[%]	P[%]	S[%]	Mn[%]	
DC01	0.12	0.045	0.045	0.6	
	E $[GPa]$	ρ [kg. m^{-3}]	R_e $[MPa]$	R_m $[MPa]$	A [%]
DC01	210	7800	$\leqslant 280$	270-410	28

Table 1.2 – Composition chimique et propriétés mécaniques de l'acier DC01

1.3.1 Protocoles de détermination d'une loi de comportement et modèle de rupture en quasi-statique

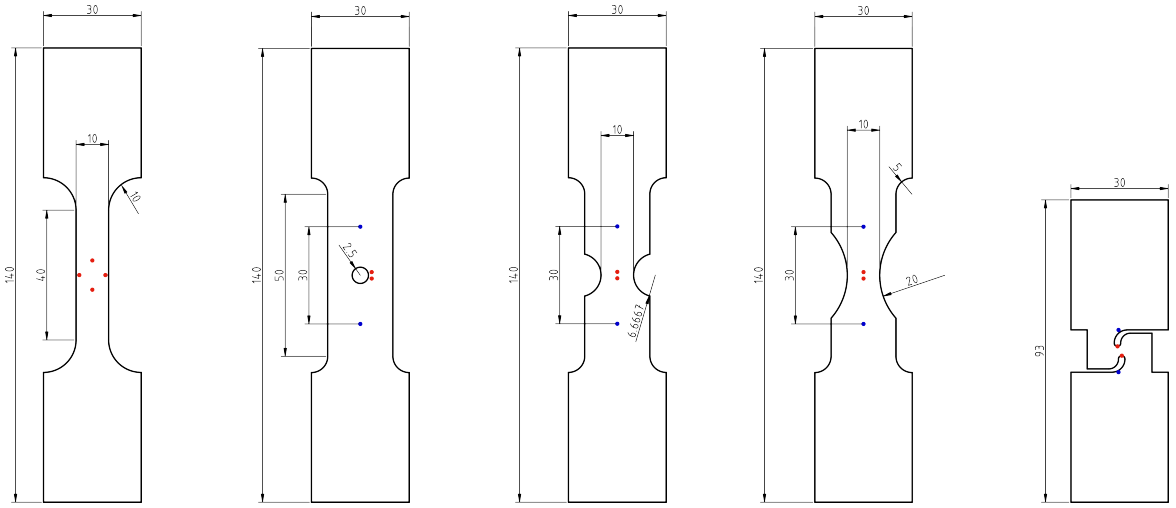
Roth et al. [56] ont présenté le protocole d'essais automatisés et leur dépouillement pour identifier les modèles de plasticité et de rupture de la gamme "Basic Plasticity and Fracture". Cette automatisation permet d'augmenter le nombre d'essais tout en réduisant le temps d'essais. Il est ainsi possible de réaliser tous les essais nécessaires et le post-traitement des essais automatisés en 24 heures. Le protocole est composé des essais suivants :

1.3.1.1 Machine de traction automatisée

Les essais automatisés sont réalisés sur une machine de traction équipée d'un dispositif de corrélation d'images. Les éprouvettes testées sont les suivantes :

- Traction simple *(UT – Uniaxial Tension, Fig :1.9a)* pour des orientations allant de 0° à 90°, par intervalles de 15° par rapport à la direction de laminage *(RD – Rolling Direction)*
- Éprouvettes à trou *(CH – Central Hole, Fig :1.9b)* à 0°, 45° et 90° par rapport à la RD.
- Éprouvettes à encoche avec des rayons de 6 mm et 20 mm *(NT6 – NT20 – Notch Tension, Fig :1.9c,1.9d)* à 0°, 45° et 90° par rapport à la RD.

- Éprouvettes de cisaillement *(SH - SHear, 1.9e)* à 0°, 45° et 90° par rapport à la RD.



(a) UT **(b)** CH **(c)** NT6 **(d)** NT20 **(e)** SH

Figure 1.9 – Éprouvettes du protocole d'essai automatisé. La position de l'extensomètre virtuel pour mesurer le déplacement relatif et la vitesse est indiquée par des points pleins bleus, tandis que les points rouges correspondent aux points pour mesurer la déformation axiale.

Le dispositif est composé d'une machine de traction universelle avec des mors auto-serrants et d'une cellule de force de 25 kN (Fig :1.10 label 2). L'enregistrement des images est assuré par une caméra de 5 Mpx équipée d'une lentille Tokina f2.8 100 mm pour les éprouvettes de cisaillement et une caméra de 5 Mpx équipée d'une lentille Nikon 28 mm f2.8 AI-s pour les autres (Fig :1.10 label 1). Les éprouvettes sont positionnées dans le support (Fig :1.10 label 6), le bras robotisé (Fig :1.10 label 5) permet de manipuler l'éprouvette pour faire la mesure d'épaisseur (Fig :1.10 label 4) et sa mise en place dans la machine de traction. Une fois l'éprouvette cassée, les restes sont extraits par gravité via la rampe (Fig :1.10 label 3). Les résultats des essais sur l'acier DC01 avec les répétabilités issus de la machine de traction sont présentés en Annexes.

1.3.1.2 Dual Hole Plane Strain Tension (DH-PST) ou mini-Nakazima

L'état de contrainte en traction à déformation plane (*PST - Plane strain tension*) est essentiel pour la mise en forme et les applications de crash. C'est le point de plus faible en déformation des courbes limites de formage (*FLC - Forming Limit Curve*). Pour la plupart des modèles phénoménologiques et micro-mécaniques, une zone notable apparaît pour des



Figure 1.10 – Photo du dispositif de traction des essais automatisés.

triaxialités comprises entre la traction simple ($\eta = \frac{1}{3}$) et la traction équibiaxiale ($\eta = \frac{2}{3}$). On appelle cette zone la vallée biaxiale qui présente un minimum de ductilité pour la traction plane, soit une triaxialité $\eta = \frac{1}{\sqrt{3}}$ pour un comportement isotrope avec le modèle de Hosford-Coulomb. Un intérêt particulier est donc porté pour l'étude de cette gamme de triaxialité et la détermination de la valeur de rupture.

Pour ce faire, de nombreux dispositifs ont été développés, dans lesquels deux catégories se distinguent.
La première catégorie concerne des essais réalisés à partir d'un dispositif de traction, la sollicitation se fait dans le plan. Les éprouvettes possèdent des entailles latérales. Initialement proposées par Wagoner en 1980 [57], puis améliorées pour stabiliser le trajet de chargement [58, 59]. En restant dans la catégorie des éprouvettes de traction, Mohr et Hen [60] ont proposé une éprouvette de type "Butterfly" avec une réduction de section. Par la suite, Bai et al. [61] ont proposé la réduction de section sur une éprouvette plate. Abedini et al. [62] ont précisé qu'il faut être vigilant avec ce type d'éprouvette, car l'usinage dans l'épaisseur peut conduire à une fracture prématurée.

La seconde catégorie se caractérise par des déplacements hors plan de la zone soumise à

l'état de contrainte en traction plane. Pour se faire, des essais de poinçonnement sont réalisés. Il y a les essais Nakazima [63] et Marciniak [64] qui permettent aussi de réaliser les CLF. Le déplacement hors plan peut aussi se faire par pliage avec l'essai de *V-Bending* [48, 65] (VDA 238-100, DIN 50111, ASTM E290, ISO 7438, and JIS Z2248). Grolleau et al. [66] ont développé un nouvel essai avec un déplacement hors plan, l'essai DH-PST ou mini-Nakazima, dont l'objectif est d'atteindre l'initiation de la rupture avec un trajet de chargement proportionnel dans un état de contrainte PST en utilisant un poinçon dièdrique. La même machine est utilisée avec un poinçon hémisphérique et une éprouvette sans trous, produisant une sollicitation équibiaxiale.

Le résultat d'un essai DH-PST sur l'acier DC01 est présenté figure 1.11. L'évolution de l'effort est identique pour les trois directions jusqu'à l'initiation de la rupture. La rupture commence à apparaitre à 0,70, 0,72 et 0,73 de déformation effective ($\varepsilon_{eff} = 2/\sqrt{3}\sqrt{\varepsilon_I^2 + \varepsilon_{II}^2 + \varepsilon_I \varepsilon_{II}}$) pour les directions 0°, 45° et 90° (Fig. 1.11a). La valeur de la rupture est déterminée lors de la première apparition de fissure sur les images. Un champ de déformation issu de la corrélation d'images est présenté figure 1.11b, la zone de déformation est bien le long de l'arête du poinçon avec une forte localisation qui commence à apparaitre à cause de la rupture proche.

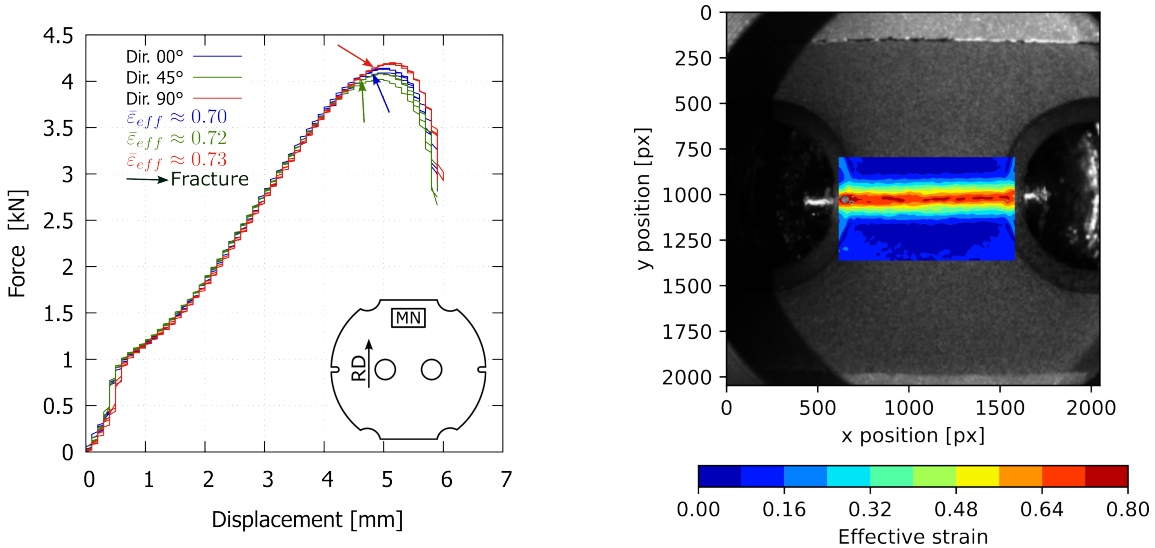


Figure 1.11 – (a) Évolutions de la force en fonction du déplacement du poinçon. La courbe bleue représente l'essai dans la direction de laminage, la courbe rouge dans la direction transverse et la courbe verte extraite à 45° de la RD. (b) Champs de déformation effective extraits à l'initiation de la rupture.

1.3.1.3 Essais de gonflement hydraulique

L' essai de gonflement hydraulique *(BT - Bulge Test)* permet de caractériser le comportement en traction équibiaxiale d'un matériau [67]. Cet essai présente l'avantage essentiel d'une apparition retardée de la striction en comparaison des essais de traction uniaxiaux [68]. Le bulge test est réalisé en appliquant une pression sur un côté d'une éprouvette qui est encastrée sur son pourtour extérieur par une matrice circulaire de diamètre $D = 250\,\text{mm}$. Une loi de pilotage programmée de la pression conduit à une vitesse de déformation quasi constante durant l'essai. Le champ de déplacement de la face externe, à pression atmosphérique, est mesuré par corrélation d'images 3D : deux caméras de 12 Mpx, le logiciel est VIC 3D-8 de Correlated Solution.

La détermination de la courbe de comportement à partir de cet essai demande de connaitre l'épaisseur et le rayon de courbure au sommet du bulge. Dans le cas de ce dispositif, le ratio diamètre sur épaisseur de tôle $D/t_0 > 100$, permet l'analyse des résultats selon la norme ISO 16808 [69]. La norme fait l'hypothèse d'un comportement de membrane. La déformation dans l'épaisseur est déduite de la conservation du volume, $\varepsilon_{33} = -\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22}$ en première hypothèse. Les valeurs des déformations ε_{11} et ε_{22} sont obtenues par la corrélation d'images. L'épaisseur est calculée par l'équation suivante :

$$t = t_0 \cdot \exp\left(\varepsilon_{33}\right) \tag{1.61}$$

Permettant une première approximation de la contrainte de membrane σ_B :

$$\sigma_B = \frac{P\rho_{\text{out}}}{2t} \tag{1.62}$$

Avec ρ_{out} le rayon de courbure mesuré sur la surface extérieure et P la pression. Le calcul de la déformation plastique se fait par correction élastique :

$$\varepsilon_{33}^{p} = -\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22} + 2\frac{1-\nu}{E}\sigma_B \tag{1.63}$$

Permettant une mise à jour de l'épaisseur. Il est aussi recommandé de vérifier que la déformation de flexion ε_{ben} est négligeable devant la déformation dans l'épaisseur [66].

$$\varepsilon_{33}^{\text{bend}} \approx -2\ln\left(1 - \frac{t_0 \exp\left(\varepsilon_{33}\right)}{2\rho_{\text{out}}}\right) \tag{1.64}$$

L'évolution de la contrainte vraie en fonction de la déformation plastique est présentée

figure 1.12. L'essai en rouge s'arrête vers 0,4 de déformation plastique en raison d'un problème de corrélation d'images. Les deux autres essais atteignent respectivement 0,92 et 0,87 de déformation plastique. Notons que la striction est atteinte pour une déformation de l'ordre de 20 % lors des essais de traction uni-axiaux.

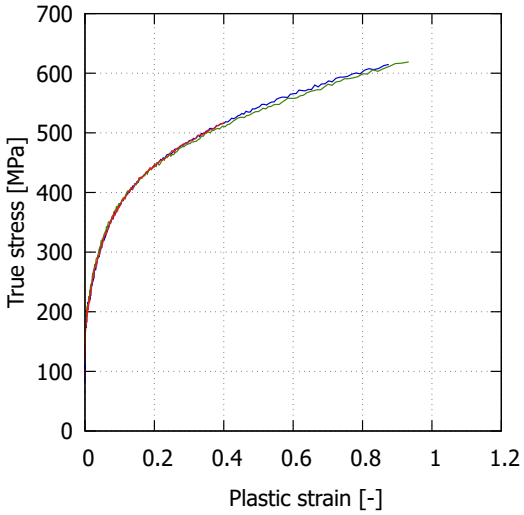


Figure 1.12 – Évolutions de la contrainte vraie en fonction de la déformation plastique pour trois essais de gonflement hydraulique.

1.3.2 Essais complémentaires

1.3.2.1 Essais de traction à différentes températures

Pour caractériser l'influence de la température sur le comportement du DC01 en quasi-statique, une campagne expérimentale a été réalisée avec des essais de traction à trois niveaux de température : 120 °C, 240 °C et 350 °C, cette dernière température étant celle atteinte en torsion dynamique. Les essais ont été réalisés sur une machine de traction universelle (Instron 8801) avec une cellule de force de 100 kN et une vitesse constante de la traverse de 0,9 mm $\cdot$ s^{-1} soit une vitesse de déformation de 10^{-3} s^{-1}. La corrélation d'images a été effectuée à partir des images d'une caméra de 12 Mpx de résolution, la peinture a été appliquée à la bombe, avec une première couche de peinture haute température noire à faible émissivité, puis des points blancs avec une bombe standard. L'acquisition de la température a été réalisée avec une caméra infrarouge haute vitesse (FLIR X6801SC) équipée d'un objectif de 50 mm, à une fréquence d'acquisition de 1 Hz. La montée en température des éprouvettes a été assurée par

induction.

Les résultats des essais sont présentés 1.13, avec la contrainte de l'ingénieur en fonction de la déformation de l'ingénieur et la contrainte vraie en fonction de la déformation vraie. Le calcul des déformations se fait par corrélation d'images 2D avec le logiciel VIC-2D de Correlated Solution. Deux extensomètres virtuels de 8 mm sont positionnés au centre de l'éprouvette pour obtenir les déformations transverses et longitudinales. Pour les essais à 350 °C, les impulsions de l'inducteur ont perturbé le signal de force en provocant des oscillations. Pour retirer ces artéfacts le signal est lissé en prenant sa valeur moyenne. Les essais à 120 °C ont montré un niveau de contrainte identique aux essais à 240 °C. Les essais à 350 °C se trouvent à un niveau de contrainte entre les essais à 120 °C et ceux à 20 °C (Fig. 1.13).

Ce phénomène est le vieillissement dynamique (DSA - *Dynamic Strain Aging*) [70, 71]. Portevin et Le Chatelier [72] ont été les premiers à montrer l'existence d'un effet de ce type sur des aciers entre 80 °C et 250 °C ainsi que sur un alliage d'aluminium à température ambiante. Il se caractérise par une évolution non monotone de la force lors d'un essai de traction.

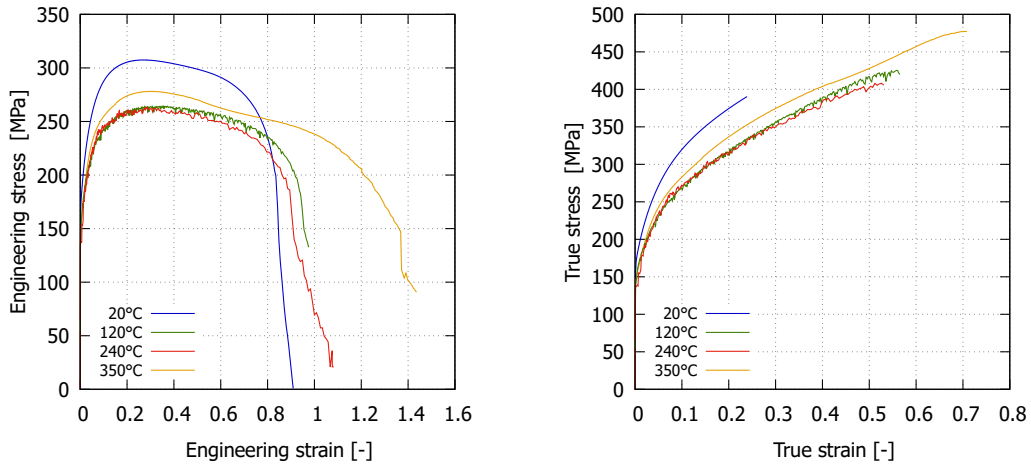


Figure 1.13 – (a) Contrainte de l'ingénieur en fonction de la déformation de l'ingénieur. (b) Contrainte vraie en fonction de la déformation vraie. La température 20 °C est en bleue, 120 °C en vert, 240 °C en rouge et 350 °C en orange

À la vue des effets de vieillissement dynamique et de la relative complexité à prendre en compte cet effet à travers une variable interne, la décision a été prise de se concentrer sur la plage de température sans effet du vieillissement dynamique notable, entre 0 °C et 120 °C, et de tenter de calibrer un simple modèle de Johnson-Cook pour les effets thermiques.

$$k\left[\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T\right] = k_\varepsilon\left[\bar{\varepsilon}_p\right] k_{\dot{\varepsilon}}\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right] k_T[T] \tag{1.65}$$

$$k_T[T] = \begin{cases} 1 & \text{for } T < T_r \\ 1 - \left(\frac{T - T_{ref}}{T_{melt} - T_{ref}}\right)^m & \text{for } T_r \leqslant T \leqslant T_m \end{cases} \tag{1.66}$$

Avec $k_\varepsilon\left[\bar{\varepsilon}_p\right]$ représentant l'écrouissage, $k_{\dot{\varepsilon}}\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right]$ les effets de vitesse, $k_T[T]$ les effets thermiques où T_{ref} est fixé à 293 K et T_{melt} et m sont pris comme paramètres. Le choix de considérer la température de fusion T_{melt} en paramètre est d'offrir plus de flexibilité à l'identification.

1.3.2.2 Essais dynamiques

Les barres de split-Hopkinson *(SHPB - Split-Hopkinson Pressure Bar system)* sont un essai classique pour la caractérisation dynamique des matériaux en compression, traction et cisaillement. Notons que ces deux dernières sollicitations requièrent le développement de dispositifs de pré-chargement ou l'utilisation de montages tubulaires souvent au détriment de la durée du chargement. Récemment, un dispositif de traction dynamique permettant un large temps d'essais supérieur à 1 ms a été proposé par Roth et al. [32], basé sur un dispositif d'inversion *(Load Inversion Device - LID)* ③ figure 1.14a. Les épaulements de l'éprouvette (Fig : 1.14b) sont adaptés pour être compatibles avec le montage tout en gardant les mêmes caractéristiques de zone utile que l'éprouvette quasi-statique. Selon le type de matériau, le taux de déformation atteint est compris entre $10^2\,s^{-1}$ et $10^3\,s^{-1}$.

L'historique du déplacement axial est extrait via la corrélation d'images sur deux points à la surface de l'éprouvette. La DIC se fait à l'aide d'une caméra rapide FASTCAM SA-Z type 2100K-M-8GB avec un objectif de 100 mm à une fréquence de 100 kHz et une résolution de 512 x 280 px. Des jauges sont positionnées sur la barre de sortie (⑤ Fig.1.14a) pour calculer le signal de force. Les signaux sont acquis avec un sur-échantillonnage d'un facteur 4 pour les signaux analogiques par rapport aux images. Les barres sont en acier maraging vieilli, leurs caractéristiques géométriques sont résumées dans le le tableau 1.3.

	Longueur [m]	Diamètre [mm]	Vitesse des ondes [m.s^{-1}]
Projectile ① Fig.1.14a	1.5	20	4634
Barre d'entrée ② Fig.1.14a	6.0	20	4634
Barre de sortie ⑤ Fig.1.14a	6.0	20	4634

Table 1.3 – Caractéristiques des barres du système SHPB.

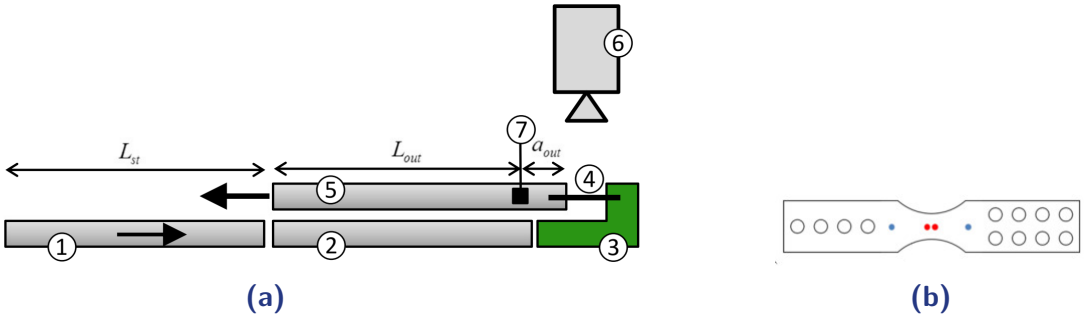


Figure 1.14 – (a) Configuration du montage SHPB avec l'inverseur. ① projectile, ② Barre d'entrée, ③ dispositif d'inversion, ④ éprouvette, ⑤ barre de sortie, ⑥ caméra rapide, ⑦ jauge de déformation. (b) Éprouvette NT20 SHPB.[32]

Afin d'appréhender le comportement à haute vitesse du matériau, des tractions dynamiques sur les éprouvettes NT20 extraites dans la direction de laminage ont été réalisées. Le choix des éprouvettes NT20 (Fig. 1.14b) est motivé par leur capacité à subir un haut niveau de déformation, avec une striction localisée avant de rompre. Les essais ont permis d'obtenir des vitesses de déformation de l'ordre de $\dot{\varepsilon} \approx 300\,\mathrm{s}^{-1}$. Alors que les efforts sont très proches d'un essai à l'autre avec seulement 2 % d'écart au maximum, les déformations présentent une variation plus importante, de l'ordre de 10 % pour 5 mm de déplacement (Fig. 1.15). Cette différence peut s'expliquer par des taux de déformation différents, un essai plus rapide conduisant à une déformation plus importante et un effort réduit pour un même déplacement.

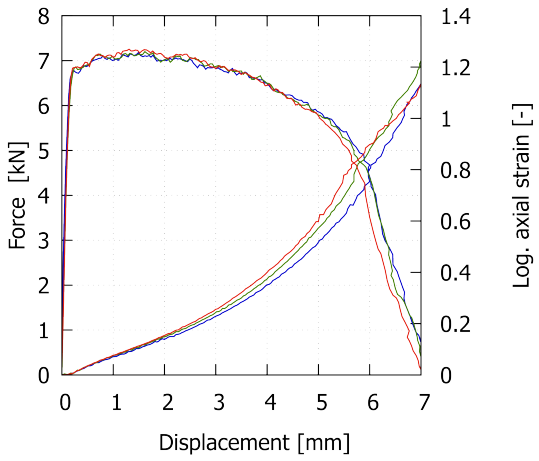


Figure 1.15 – Évolutions de la force et de la déformation logarithmique axiale en fonction du déplacement.

1.3.2.3 Conclusion des essais complémentaires

Les essais complémentaires ont pour objectif de permettre l'identification de l'effet de vitesse et des effets thermiques. Une fois ces essais effectués, une identification des paramètres m, T_{melt} et C a été réalisée. En premier, l'identification s'est portée sur les effets thermiques et à conduit à m = 0,85 et T_{melt} = 1445 K. Ensuite, l'identification de la partie vitesse est réalisée et conduit à C = 0,046. Malheureusement, le résultat force/déformation de la simulation ne coïncide pas avec les résultats expérimentaux sur les éprouvettes NT20, la simulation ne s'adoucit pas suffisamment. Landi et al. [73] ont trouvé une valeur de m = 0,7, T_{melt} = 1792 K et C = 0,02 pour un acier DC01. Cependant, avec ces paramètres, la simulation sur les éprouvettes NT20 n'atteint pas le niveau d'effort mesuré expérimentalement, et l'adoucissement n'est pas suffisant.

1.4 Caractérisation de l'acier doux DC01

Les paramètres identifiés pour la loi d'écrouissage, le modèle de Hill'48 non associé, les coefficients de Lankford et les contraintes de limites élastiques sont résumés dans les tableaux 1.4, 1.6 et 1.5. Les paramètres sont identifiés à l'aide d'une méthode inverse hybride, l'algorithme de résolution est Nelder-Mead et les simulations sont faites avec le code éléments finis Abaqus. Le niveau de déformation choisi pour le calcul des ratio des contraintes est présenté figure 1.16.

	α [−]	A [MPa]	ε_0 [−]	n [−]	k_0 [MPa]	C [MPa]	β [−]
DC01	0.862	554	0.006	0.244	182	221	10.2

Table 1.4 – Paramètres d'écrouissage identifiés pour l'acier DC01

	r_0 [−]	r_{45} [−]	r_{90} [−]	$\sigma_{y,0}$ [MPa]	$\sigma_{y,45}$ [MPa]	$\sigma_{y,90}$ [MPa]
DC01	1.78	1.08	1.82	285	299	284

Table 1.5 – Coefficients de Lankford et contraintes limites élastique identifiés pour l'acier DC01

	P_{12} [–]	P_{22} [–]	P_{33} [–]	G_{12} [–]	G_{22} [–]	G_{33} [–]
DC01	-0.645	1.011	2.930	-0.640	0.992	2.254

Table 1.6 – Paramètres du modèle Hill'48 non associé identifiés pour l'acier DC01

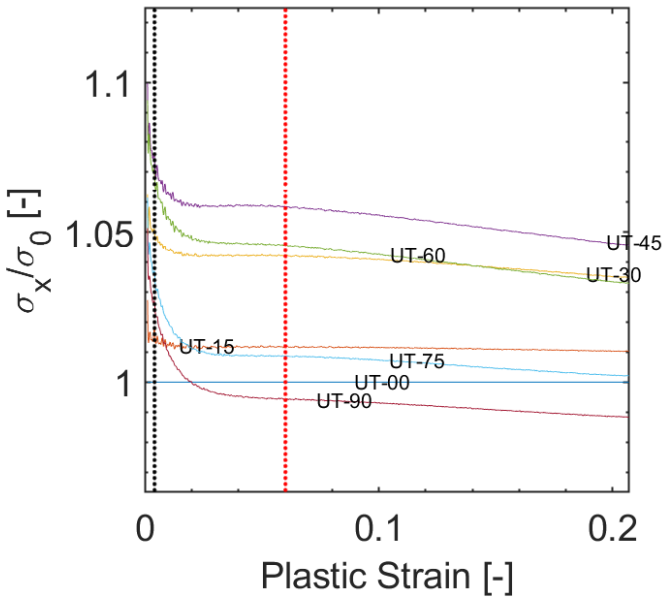
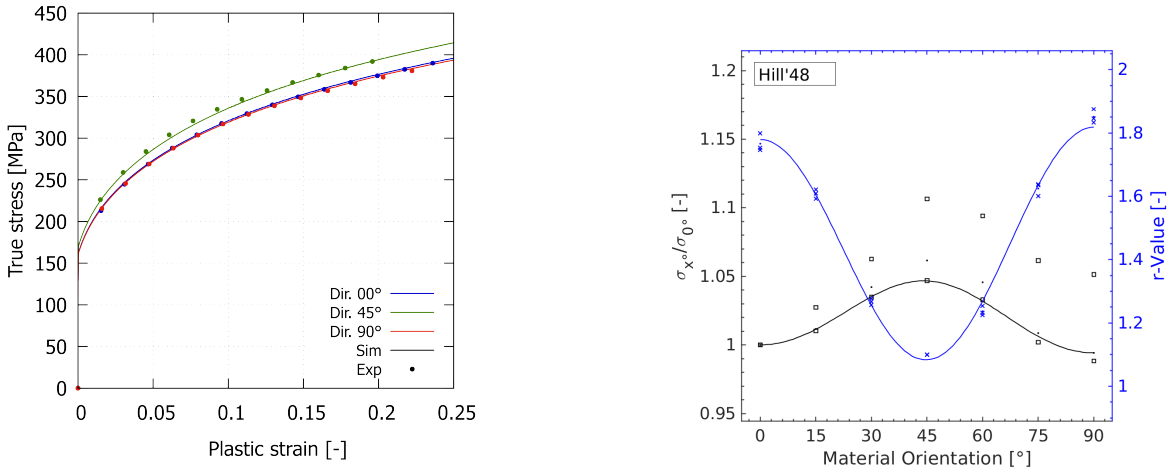


Figure 1.16 – Évolutions du ratio des contraintes en fonction de la déformation plastique pour les directions 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75° et 90° par rapport à la direction de laminage. La ligne rouge indique le niveau de déformation utilisé pour le calcul des ratios des contraintes.

Maintenant que tous les paramètres de plasticité sont identifiés, il est possible de comparer les résultats de simulation avec les résultats expérimentaux. Pour les essais de traction, la figure 1.17a représente l'évolution de la contrainte vraie en fonction de la déformation plastique pour les tractions simple à 0°, 45° et 90° de la direction de laminage. Les courbes sont superposées entre elles avec un comportement identique à 0° et 90° tandis qu'un comportement différent est observé à 45°. La figure 1.17b représente la variation du ratio des contraintes et du coefficient de Lankford en fonction de l'angle par rapport à la direction de laminage. Notons que ces rapports sont déterminés à une déformation plastique de 0,06. Le modèle identifié a convergé vers les valeurs basses du coefficient de Lankford et du ratio des contraintes à 90°.

Les figures 1.18 et 1.19 montrent les résultats sur les éprouvettes NT20, NT6, CH et SH pour les orientations 0° et 45°. La direction transverse étant presque identique à la direction de laminage, elle n'est pas présentée ici. La comparaison de ces deux figures permet de constater



(a) **(b)**

Figure 1.17 – (a) Courbes contrainte - déformation plastique des essais de tractions simples à 0° (bleu), 45°, (vert) et 90°, (rouge) de la RD pour l'expérience (points ronds) et la simulation (trait plein). (b) Représentation de la variation du ratio des contraintes et des coefficients de Lankford pour le modèle Hill'48 (trait plein). Les valeurs expérimentales sont indiquées par des croix bleues pour les coefficients de Lankford et des carrés noirs pour les ratios des contraintes. Les valeurs moyennes calculées avec au moins trois essais sont représentées par un point.

que la modélisation réalise un compromis entre les différentes directions. Pour la direction de laminage, les efforts simulés sont en accords avec les résultats expérimentaux mais une déformation plus importante est observée pour la simulation à partir d'une déformation de 0,3 s'accompagnant d'une accélération de la déformation.Pour la direction à 45°, l'inverse se produit, les déformations sont correctement simulées contrairement à l'effort vers la fin de l'essai, légèrement sur-estimé. La modélisation tend à mieux représenter la direction à 45°.

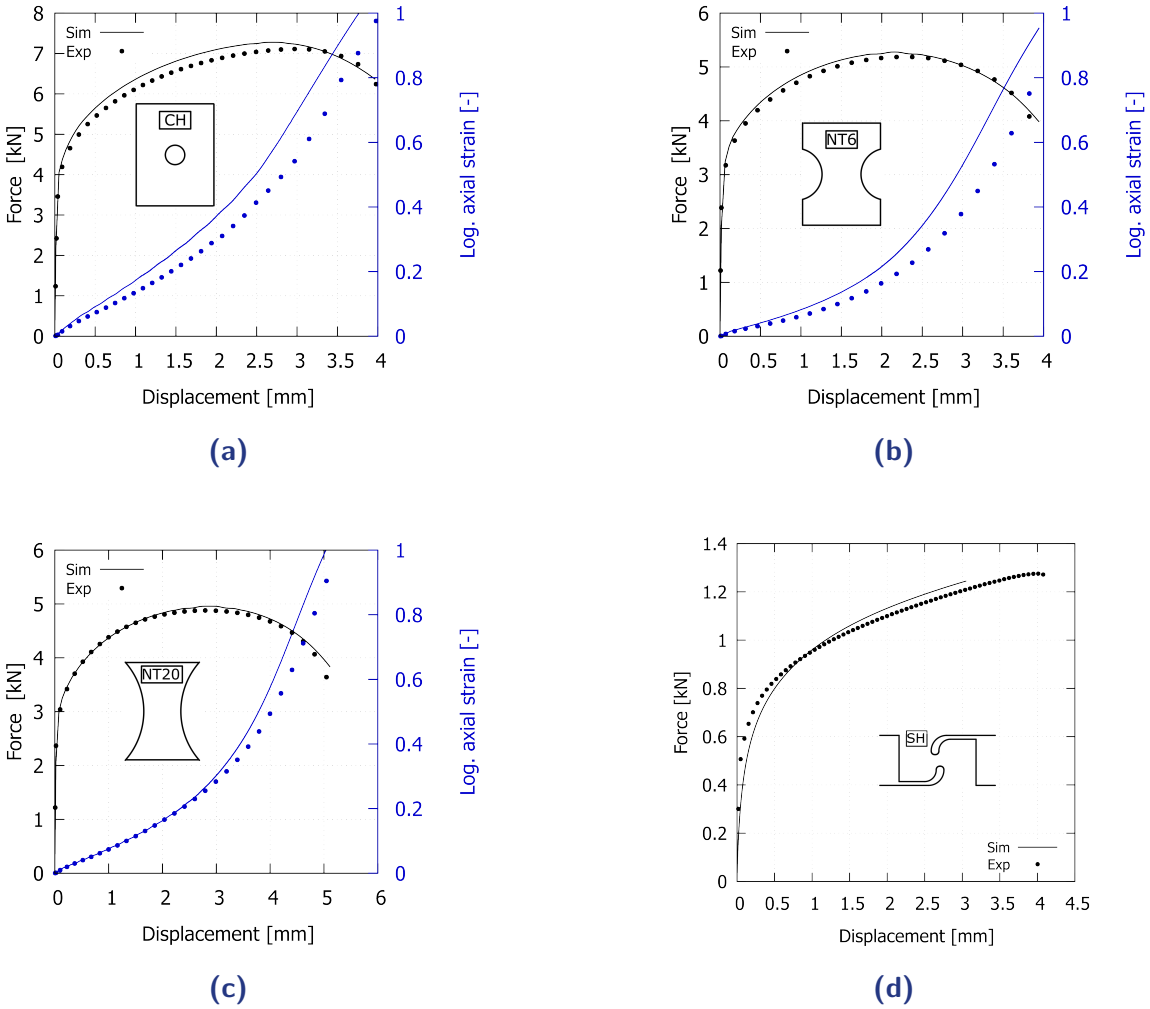


Figure 1.18 – Résultats de la calibration à 0°. (a) central hole, (b) NT6, (c) NT20 et (d) cisaillement.

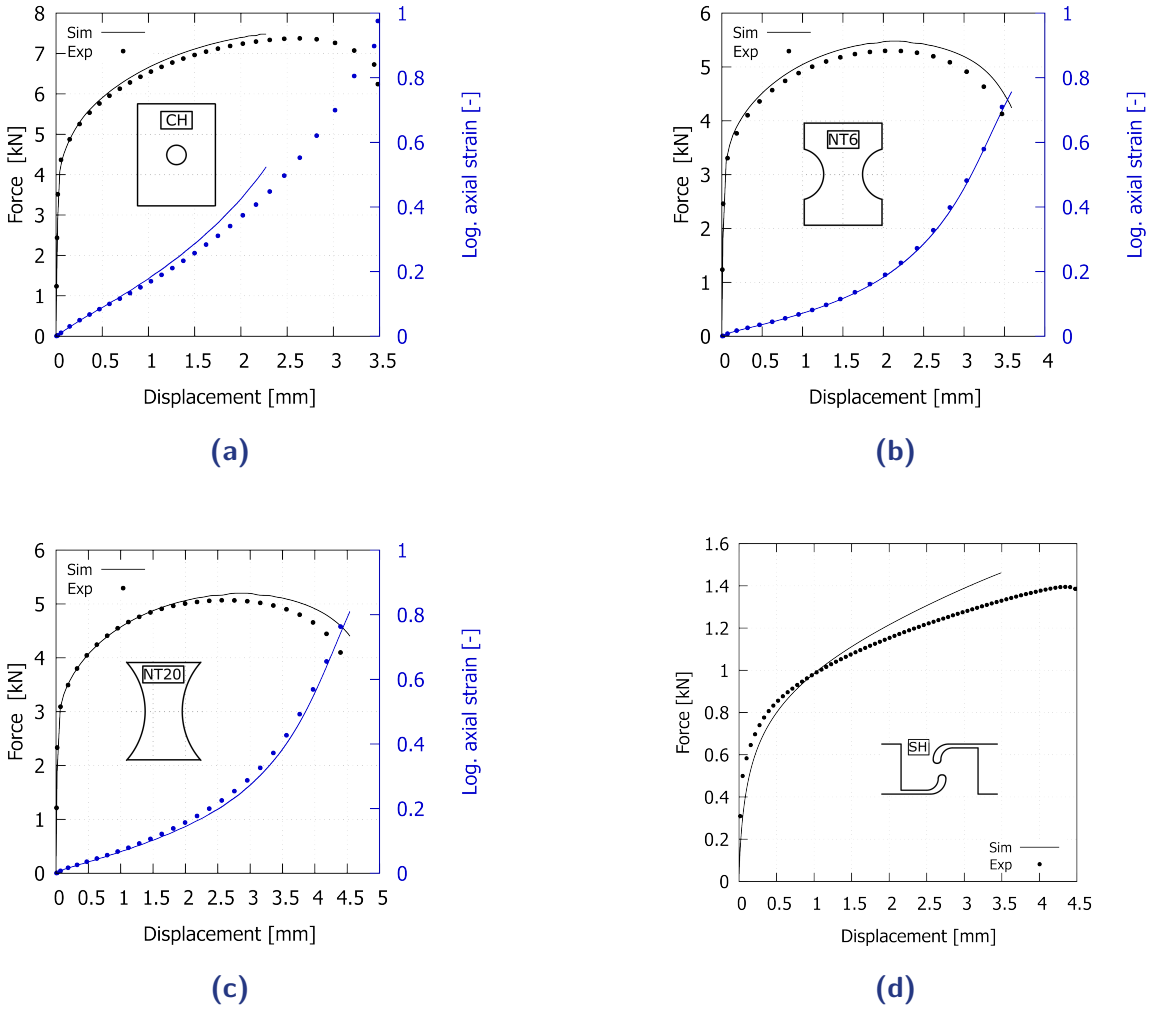


Figure 1.19 – Résultats de la calibration à 45°. (a) central hole, (b) NT6, (c) NT20 et (d) Cisaillement.

CHAPITRE 2

TORSION PLANE

Contents

2.1 Introduction 40

2.2 Torsion plane quasi-statique 41

2.2.1 Introduction - Dispositif 41

2.2.2 Mesure de l'épaisseur de l'éprouvette 47

2.2.3 Corrélation d'images numériques - VIC-2D 50

2.2.3.1 Validation des paramètres de corrélation d'images 50

2.2.3.2 Exploitation de la corrélation d'images 52

2.2.4 Résultats d'essais cycliques et d'essais avec saut en vitesse 54

2.2.5 Simulation Numérique 58

2.2.5.1 Présentation du Maillage 58

2.2.5.2 Influence des dérivées objectives 60

2.2.5.3 Analyse numérique et comparaison avec l'expérience . . 64

2.3 Étude de l'anisotropie aux grandes déformations 67

2.3.1 Étude de l'évolution de l'anisotropie : micro-traction 67

2.3.1.1 Extraction des éprouvettes 69

2.3.1.2 Dispositif de micro traction 70

2.3.1.3 Résultats 71

2.3.2 Évolution des coefficients d'anisotropie avec la déformation 73

2.4 Comportement en cisaillement dynamique - Torsion plane Dynamique 77

2.4.1 Dispositif 79
2.4.2 Analyse des ondes 82
2.4.2.1 Propagation des ondes élastiques 83
2.4.2.2 Déconvolution temporelle, Lundberg et Henchoz 83
2.4.2.3 Déconvolution fréquentielle 85
2.4.2.4 Résultats de la déconvolution des ondes 86
2.4.3 Corrélation d'images numériques 88
2.4.3.1 Étude de la convergence de la corrélation d'images . . . 91
2.4.3.2 Exploitation de la corrélation d'images 95
2.4.4 Simulation numérique 98
2.4.4.1 Modélisation numérique 100
2.4.4.2 Résultats de l'identification 102
2.5 Conclusion 105

2.1 Introduction

Actuellement le design des véhicules automobiles génère des arêtes vives fortement marquées sur les éléments de carrosserie comme on peut le voir sur la figure 2.1.



Figure 2.1 – Un Tesla Cybertruck sur le parking d'une quincaillerie à Ripon, en Californie. [74].

Ces éléments de design peuvent impliquer des grandes déformations lors du processus de mise en forme à des vitesses de déformations non quasi-statiques. Afin d'être en mesure de simuler numériquement cette mise en forme, il faut s'assurer que la modélisation établie en petites déformations, permette de prédire l'évolution de l'anisotropie, de l'écrouissage et des effets de vitesses à des niveaux de déformations élevés, proches de la rupture. Cette vérification peut se faire via le développement de nouveaux essais.

Pour ce faire, plusieurs types d'essai ont été développés, parmi lesquels on retrouve l'essai de gonflement ou bulge test [75] qui sollicite une zone de l'éprouvette en traction équibiaxiale, l'essai de torsion plane [76, 9], et l'essai de cisaillement simple avec ré-usinage des bords libres [77] qui sollicite une zone de l'éprouvette, dont on fait varier la longueur de la zone cisaillée. Ces 2 essais sont complémentaires du fait que l'essai de cisaillement simple avec réusinage ne peut être conduit que pour des tôles d'épaisseurs de 1 à 1,2 mm alors que les essais de torsion nécessitent plutôt des épaisseurs de tôles supérieures à 1,2 mm.

Ce chapitre est consacré à l'étude du cisaillement en grandes déformations réalisé par un dispositif de torsion plane. Une première partie s'intéresse à une sollicitation quasi-statique de l'éprouvette avec l'utilisation de la corrélation d'images pour calculer les déformations sur 360°, permettant ainsi d'étudier le comportement du matériau en prenant en compte son anisotropie. La seconde partie s'intéresse à une sollicitation dynamique de l'éprouvette. Sous cette condition expérimentale, la corrélation d'images ne peut mesurer les déformations que sur une zone réduite de l'éprouvette, pour une vitesse de déformation de l'ordre de $10^3\,s^{-1}$.

2.2 Torsion plane quasi-statique

2.2.1 Introduction - Dispositif

L'étude du comportement d'un matériau soumis à une sollicitation de cisaillement se fait usuellement avec une éprouvette rectangulaire, maintenue sur deux bords auxquels on applique un déplacement relatif de translation [78]. Ce type de dispositif est limité par le glissement de l'éprouvette dans les mors ainsi que par les effets de bord, ne permettant pas d'obtenir la rupture en cisaillement simple (voir 3.1).
Dans les années 60, Marciniak [79] a proposé un dispositif de torsion plane pour caractériser l'effet Bauschinger sur l'écrouissage du cuivre et plus tard la courbe limite de formage. Marciniak a pu identifier plusieurs points de la courbe contrainte-déformation à partir d'une seule observation, en utilisant une ligne tracée sur l'éprouvette. En appliquant une rotation à

un disque d'épaisseur uniforme, la contrainte de cisaillement décroît de manière quadratique en fonction de la coordonnée radiale. La déformation en cisaillement est déterminée grâce à l'angle formé entre la normale initiale et la normale à la position r. Sowerby et al. [80] ont proposé une analyse élasto-plastique avec une simulation numérique.
Ce n'est que récemment, en 1982, que Tekkaya et al. [81] ont proposé un nouveau dispositif expérimental. Ce dernier offre la possibilité d'atteindre des déformations de l'ordre de 1. L'utilisation d'un arbre central pour immobiliser l'éprouvette empêche d'observer toute la périphérie de l'échantillon, et donc l'étude des effets de l'anisotropie des matériaux sur le comportement en torsion plane. Par la suite, l'équipe de recherche dirigée par le Prof. Tekkaya a fait évoluer l'essai de torsion plane avec une nouvelle géométrie d'éprouvette et un nouveau dispositif [82, 83, 76, 84], introduisant notamment une gorge circulaire pour localiser la déformation. Leur dispositif est présenté figure 2.2. Il est conçu pour être installé dans une machine de traction qui permet d'appliquer une force de serrage de 50 kN, via l'arbre central, au centre de l'éprouvette sur une surface circulaire de diamètre 30 mm. Pour éviter le risque de glissement, les zones de contact entre la machine et l'éprouvette sont rugueuses. La rotation est appliquée à la périphérie de l'éprouvette par un système vis-écrou. Le couple maximal transmissible est de 1500 N · m. L'inconvénient de ce dispositif est la présence de l'arbre central qui assure le blocage de l'éprouvette. Il empêche la vision complète de l'éprouvette et impose l'utilisation de la stéréo-corrélation d'images 3D pour calculer les déformations sur un secteur angulaire de 60° environ.

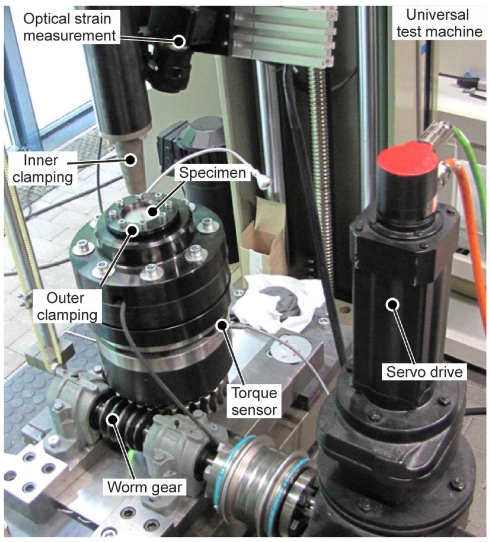


Figure 2.2 – Dispositif de torsion plane développé par l'équipe du Prof. Tekkaya.

Pour éviter une localisation de la déformation au droit de l'encastrement central, plusieurs

solutions ont été proposées. Brosius et al. [82] ont proposé des éprouvettes à encoches sans réduction de section inspirées des éprouvettes de cisaillement simple de Miyauchi [5]. Les encoches font 20° et sont centrées à 0° et 180° par rapport à la direction de laminage. Le risque de flambement de la zone sollicitée en cisaillement est faible grâce à l'effort de serrage axial et à l'encastrement extérieur de l'éprouvette et la faible largeur de la zone cisaillée. Les observables de cette expérimentation permettent de déterminer le comportement en cisaillement lors de changements monotone ou cyclique [85, 86]. La comparaison avec un essai cyclique de cisaillement simple, avec éprouvette rectangulaire, montre qu'à déformation équivalente, les essais cycliques en torsion plane se superposent aux essais cycliques en cisaillement simple. La torsion permet d'atteindre des niveaux de déformation plus élevés avant l'inversion du chargement. L'un des inconvénients de la géométrie à encoches est le risque de rupture prématurée dû à un état de contrainte autre que le cisaillement, un problème similaire à celui des effets de bord rencontré avec des éprouvettes de cisaillement simple rectangulaires. Les amorces de rupture se produisent au niveau des bords libres sous un état de traction simple.

On s'est intéressé à une autre famille de géométrie d'éprouvette circulaire, celle comportant une gorge usinée dans l'épaisseur sur un secteur angulaire de 360°, évitant donc l'effet de bord, mais nécessitant un usinage dans l'épaisseur. La gorge permet de localiser les déformations dans une zone déterminée et de réduire la valeur du couple atteinte par rapport à un disque plein. La première proposition de gorge a été une gorge circulaire simple [87]. L'inconvénient de cette géométrie est la génération d'un fort gradient de déformation dans l'épaisseur au niveau de la zone de localisation, ce qui est confirmé par des études numériques.

Pour être en mesure d'obtenir le comportement du matériau via la corrélation, il est alors important de travailler le design de la gorge afin de générer une déformation uniforme dans l'épaisseur de l'éprouvette et la largeur de la bande cisaillée : la largeur doit être limitée pour éviter tout flambement et suffisamment large pour permettre la corrélation d'images.

Dans la littérature, trois géométries de gorge ressortent. La géométrie circulaire [87], la géométrie conique avec deux rayons [66] en entrée et sortie de partie conique et la géométrie conique avec quatre rayons [88]. Les géométries sont présentées dans la figure 2.3.

Une optimisation de la géométrie de la gorge a été réalisée pour trouver le meilleur compromis entre l'homogénéité dans l'épaisseur et une zone de mesure "suffisamment" grande selon le rayon. En se basant sur une étude numérique de l'évolution de la déformation le long de deux lignes radiales situées en fond de gorge et sur la surface plane opposée, ainsi que sur le retour d'expérience de l'usinage des gorges, les paramètres de la nouvelle géométrie de gorge sont les suivants :

- X1 - X2 = 0,5 mm
- R = 6,0 mm
- r = 1,5 mm

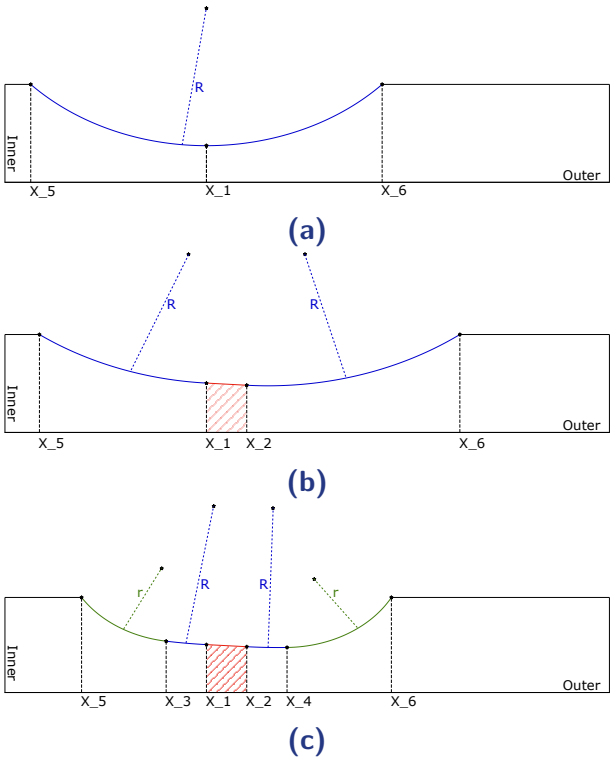


Figure 2.3 – (a) Géométrie circulaire (R) [87], (b) géométrie deux rayons avec zone conique (RCR) [66] (c) géométrie quatre rayons avec zone conique (rRCRr) [88].

La simulation numérique utilisée pour comparer les effets de la géométrie est réalisée sur un secteur de 5°, comme illustré figure 2.17, la taille des éléments est fixée à 0,1 mm. Le modèle utilisé est un modèle de plasticité isotrope avec une loi d'écrouissage puissance représentant le comportement d'un acier AHSS (DP980).

Une comparaison des résultats sur les géométries R, RCR et rRCRr (Fig. 2.3) est montrée dans la figure 2.4. L'utilisation d'une gorge circulaire simple (R) permet d'obtenir une localisation intense, qui peut être utile pour atteindre la rupture, mais qui complique la mesure de la déformation. L'introduction d'une partie conique (RCR) permet de générer une zone à déformation très homogène. la présence de pics de déformations en entrée et sortie ne peut être éliminée qu'en utilisant des rayons de valeur élevée, typiquement 8 mm, difficilement compatible avec la proximité des outils d'encastrement. Enfin, la géométrie rRCRr semble réussir

à contourner ce problème tout en réduisant drastiquement les pics de déformation en entrée et sortie de la partie conique.

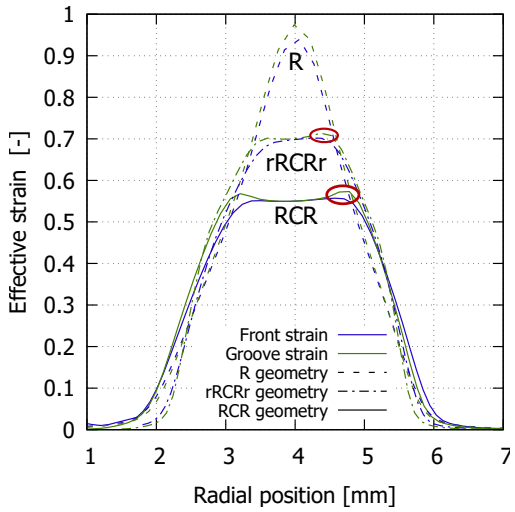


Figure 2.4 – Comparaison entre les trois géométries pour une rotation de 5,7°. Géométrie R : R = 6 mm, géométrie rRCRr : r = 1,5 mm, R = 6,0 mm, zone conique de 0,5 mm et géométrie RCR : R = 4,0 mm, zone conique de 1,0 mm.

En plus de l'amélioration de la géométrie, Grolleau et al. [66] ont conçu un nouveau dispositif de torsion plane (Fig. 2.5). L'apport principal de ce dispositif est que la face non usinée de l'éprouvette est totalement visible sur 360°. Il est alors possible de calculer le champ des déformations à l'aide d'une simple corrélation d'images 2D. Les images sont capturées à l'aide d'une caméra de 25 Mpx équipée d'un objectif Nikon f3.5 de 180 mm. La résolution obtenue est de 10 µm · px^{-1}. Contrairement au système précédent, la périphérie de l'éprouvette est bloquée et le déplacement est imposé par un arbre au centre de l'éprouvette. 90 rainures radiales ont été usinées sur l'éprouvette et l'arbre, permettant une transmission du couple par obstacles et non pas seulement par adhérence. Le maintien en position de l'éprouvette sur l'arbre est réalisé par un écrou M22 à pas fin, serré au couple. Le dispositif est dimensionné pour atteindre un couple maximal de 2000 N · m. Le vitesse de rotation de l'arbre est comprise entre 0,025 ° · s^{-1} et 2,5 ° · s^{-1}, ce qui génère une vitesse de déformation dans la bande de cisaillement comprise entre 10^{-3} s^{-1} et 10^{-1} s^{-1}.

L'usinage d'une gorge dans l'épaisseur peut introduire des effets indésirables, tels que des ruptures anticipées. En 2018, Traphöner et al. [89] ont analysé l'effet de trois méthodes d'usinage : le tournage, le fraisage et l'électroérosion (EDM - *Electrical Discharge Machining*), avec trois niveaux de qualité pour chaque méthode. Les conclusions indiquent que l'écart entre

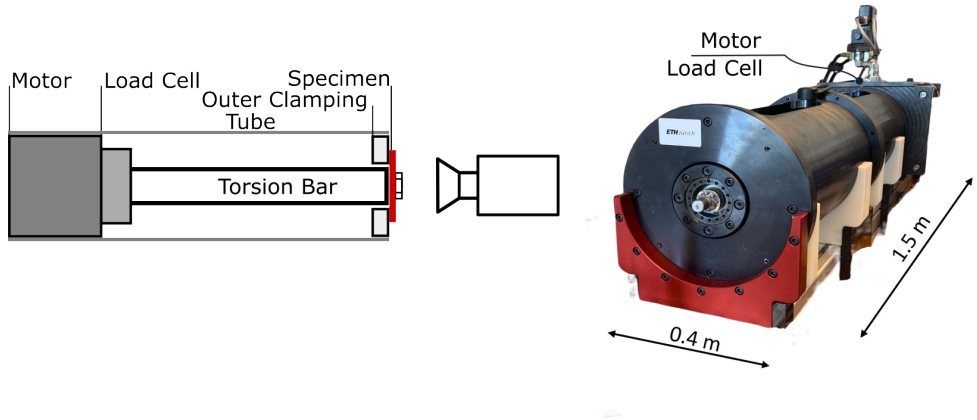


Figure 2.5 – Dispositif de torsion plane développé par Grolleau et al. [9]

les courbes de comportement est inférieur à 2 %. Le fraisage, avec la qualité la plus grossière, est la méthode qui a l'effet le plus important sur la surface. La déformation à rupture est très peu influencée par la méthode, à partir du moment où la qualité est fine. Le tournage peut conduire à un amorçage précoce de la rupture, car l'usinage se fait dans le sens de la sollicitation. Dans notre cas, l'usinage est effectué par tournage, mais au contraire des travaux précédents, un outil pour gorge frontale de rayon de bec 1,5 mm est utilisé, et la rugosité de la surface en fond de gorge s'en trouve nettement améliorée, avec un Ra de l'ordre du micromètre. Le montage de l'échantillon est également primordial, dans notre cas la battement axial de l'éprouvette montée est au maximum de l'ordre de 5 micromètre.

Comme on l'a présenté précédemment les déformations sont calculées à partir d'une méthode de corrélation d'image 2D avec une caméra de 25 Mpx. Néanmoins, différents travaux publiés sur la torsion plane mettent en évidences différentes méthodes pour calculer les déformations. Traphöner et al. [88], en 2021, ont établi un tableau comparatif de ces méthodes (Table 2.1). Il en ressort que la corrélation d'images est la plus versatile, s'appliquant aux essais cycliques comme monotones, avec une limitation majeure évidente qui est la pérennité du mouchetis avec la déformation.

Une cellule de couple est positionnée sur la ligne d'arbre moteur du dispositif qui entraine la partie centrale de l'éprouvette, avec un joint de Oldham pour éviter qu'une imperfection des alignements n'introduise une flexion parasite à l'éprouvette. Dans des conditions quasi-statiques, ce couple est également celui qui sollicite la section cisaillée. On peut donc calculer

Méthode	Avantage	Désavantage	Application
DIC	Mesure locale Tous types d'éprouvettes	Discrétisation du champ de déformation Localisation de la déformation Détérioration du mouchetis en grande déformation	Essais cycliques Essais en Températures et en vitesses Anisotropie
Analytique	Grande précision en grande déformation Éprouvette plate	Non compatible avec les gorges Pas d'effets locaux Approximation de la courbe couple-Angle	Essais monotones avec éprouvette plate
Incrémentale	Grande précision en grande déformation Éprouvette plate et avec gorge Déformation à rupture	Pas d'effets locaux Approximation de la courbe couple-Angle	Essais monotones et à rupture avec éprouvette plate et avec gorge

Table 2.1 – Avantages et inconvénients des méthodes d'analyse des déformations pour la torsion plane d'après Traphöner et al. [88]

une contrainte moyenne de cisaillement en utilisant le rayon de la zone cisaillée ainsi que son épaisseur, qui est fonction de la position radiale considérée.

$$\sigma(r) = \frac{T}{2\pi r^2 h(r)} \tag{2.1}$$

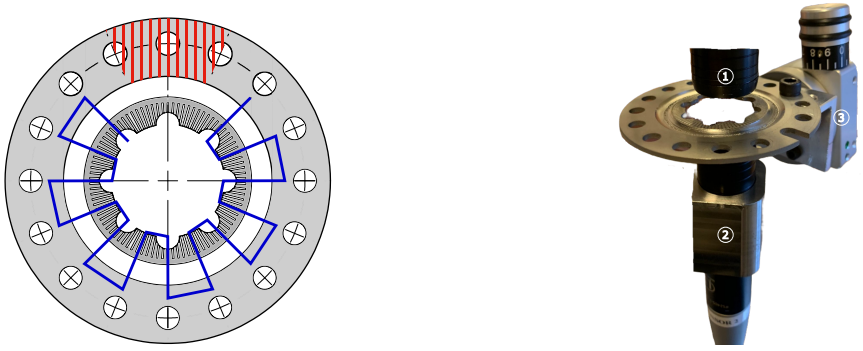
Avec T le couple, r un rayon, dans notre cas r est choisi à 23 mm, ce qui correspond au début de la zone conique de la géométrie de gorge et h l'épaisseur au rayon r.

2.2.2 Mesure de l'épaisseur de l'éprouvette

Les éprouvettes de torsion sont découpées par jet d'eau. Les 90 rainures sont réalisées durant la découpe par gravure, chaque matériau nécessitant un réglage spécifique. La mise en position de l'éprouvette dans le dispositif de torsion étant réalisée par ces 90 rainures, le centrage de l'éprouvette lors de l'usinage de la gorge par une opération de tournage nécessite un montage spécifique qui utilise ces rainures pour assurer le centrage de l'éprouvette. Des tolérances dimensionnelles et géométriques ont été imposées pour l'usinage des 90 dents sur l'arbre moteur afin que son axe coïncide avec l'axe de positionnement défini par ces 90 dents. La relation 2.1 indique que le rayon et l'épaisseur de la zone cisaillée interviennent dans le

calcul de la contrainte moyenne de cisaillement. Il est donc important de mesurer l'épaisseur de l'échantillon dans la gorge. L'homogénéité de la contrainte de cisaillement à un rayon donné, i.e. pour tout angle, dans un cas idéal isotrope, repose sur la constance de l'épaisseur en fonction de l'angle. La mesure de l'épaisseur a donc une double importance au regard de l'homogéneité des résultats le long de la gorge d'une part et le calcul de la contrainte d'autre part.

L'épaisseur de l'éprouvette est mesurée à l'aide du dispositif de mesure utilisé pour le contrôle des éprouvettes de micro-traction présenté dans la section 2.3.1. Un support est ajouté au montage de micro-traction pour réaliser des mesures radiales de l'éprouvette de torsion. Les mesures se font selon les parties radiales de la ligne bleu figurant le parcours de mesure dans la figure 2.6a. Les capteurs ont une plage de mesure de 1 mm avec une précision de 8 nm. Un point de mesure est effectué tous les 5 µm.



(a) **(b)**

Figure 2.6 – (a) Chemin réalisé pour la mesure de l'épaisseur (ligne bleue). La zone d'accroche de l'éprouvette est en hachures rouges. (b) Photo du système d'accroche et de mesure, ① capteurs confocaux Micro-Epsilon IFS2405–1, ② U de maintien des capteurs, ③ support éprouvette.

Les résultats des mesures pour les différentes géométries sont présentés dans les figures 2.7. Une zone grise est représentée sur les figures 2.7a et 2.7b, cette zone correspond aux parties de la gorge hors de la plage de mesure du capteur. La figure 2.7c permet d'illustrer une configuration de réglage des capteurs parfaite lors de la mesure de l'épaisseur, les valeurs mesurées vont de l'épaisseur initiale de la tôle à l'épaisseur minimale. Ces trois figures permettent de constater que le profil usiné est quasiment axisymétrique. On mesure une variation d'au plus 5 µm sur l'épaisseur minimale ce qui conduit à une variation de 0,5 % de la contrainte moyenne pour une épaisseur de 0,750 mm au rayon de 23 mm.

La valeur minimale retenue est une moyenne des 25 valeurs minimales relevées dans chaque

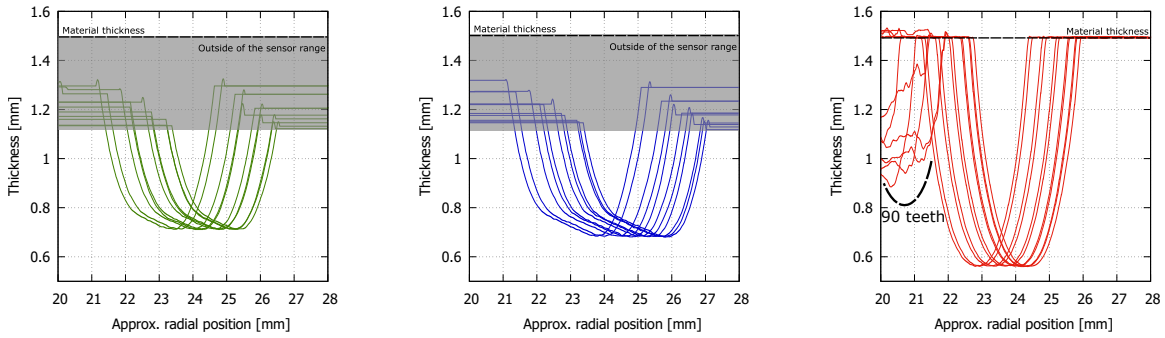


Figure 2.7 – Évolution de l'épaisseur de la gorge en fonction de la position radiale. (a) géométrie rRCRr avec une zone conique de 0,5 mm, (b) géométrie rRCRr avec une zone conique de 1,0 mm, (c) géométrie R avec un rayon R = 3,0 mm.

chemin radial de mesure, soit une moyenne effectuée sur une longueur radiale de 0,15 mm de long, illustré Fig. 2.8. Le profil théoriquement usiné est alors ajusté au profil mesuré pour chaque éprouvette, et ces données géométriques sont ensuite utilisées pour le dépouillement ou la simulation numérique.

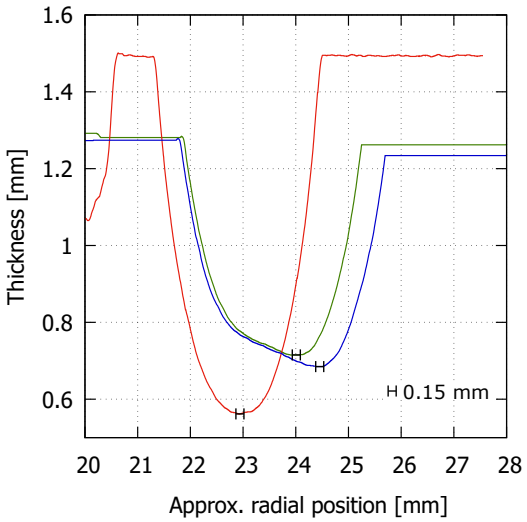


Figure 2.8 – Comparaison de la mesure d'épaisseur pour les trois géométries avec indication de la zone moyenne utilisée pour le calcul de l'épaisseur minimale.

2.2.3 Corrélation d'images numériques - VIC-2D

La corrélation d'images permet de calculer les déformations à partir de l'évolution des niveaux de gris à la surface de l'éprouvette entre deux instants. Dans cette partie, la corrélation d'images est réalisée à l'aide du logiciel VIC-2D de Correlated Solution, un logiciel de DIC dit local. L'approche locale repose sur l'étude cinématique de sous régions d'intérêt appelées imagettes (*subset*). Pour réaliser l'analyse, plusieurs paramètres doivent être définis. La taille du subset qui doit permettre de suivre le déplacement les tâches du mouchetis (*speckel pattern*), la taille du pas (*step*) qui contrôle la distance en pixel (px) entre deux points de mesure et la taille du filtre (*filter size*) qui permet de lisser les données. VIC-2D utilise un filtre gaussien pondéré à 90 % au centre. C'est à dire un filtre qui considère principalement le subset sur lequel il est appliqué et moins les subsets voisins.

2.2.3.1 Validation des paramètres de corrélation d'images

Le calcul de la déformation par corrélation d'images est dépendant du choix des paramètres (subset et step). Par exemple, un faible step entraîne l'apparition de bruit, alors qu'un step élevé moyenne trop l'information.

Pour déterminer les paramètres de subset et step à utiliser, une étude de l'effet de ces paramètres sur le calcul de la déformation suivant une ligne radiale traversant la gorge est réalisée. Une première étude du bruit est effectuée pour une déformation nulle (*floor noise*) avec une large plage de tailles de steps [3:11] px et de subsets [21:41] px, concluant à une hausse brutale du bruit pour les plus faibles valeurs de step, inférieures à 6 px, et un effet moindre de la taille de subset. Ainsi, le niveau de bruit est d'environ 10^{-4} de déformation effective pour les différentes combinaisons et un step supérieur à 6 px, mais augmente d'un facteur 10 pour atteindre 10^{-3} lorsque le step est de 3 px. Ces résultats sont illustrés figure 2.9 pour un niveau de déformation effective proche de 0,6. Chaque courbe est issue d'une combinaison de subsets et steps. Le step utilisé est représenté par la couleur, les steps de 3 px sont en bleu, de 7 px en vert et de 11 px en rouge. Le subset est représenté par le type de ligne, ligne avec des carrés pour un subset de 21 px, des ronds pour 31 px et des triangles pour 41 px.

Le step de taille 3 px présente les variations les plus importantes, environ 2 % de différence par rapport à la combinaison subset 31, step 7. Le zoom permet de constater que les courbes présentent des aspects similaires. La courbe rouge (step de 11 et subset de 31) semble avoir une forme plus arrondie que les courbes avec un step de 7 px (courbes vertes) quelle que soit

la taille du subset. L'utilisation d'un subset de 21, 31 ou 41 px semble avoir peu d'incidence. Le choix (subjectif) s'est porté sur la combinaison subset/step 31 px/7 px.

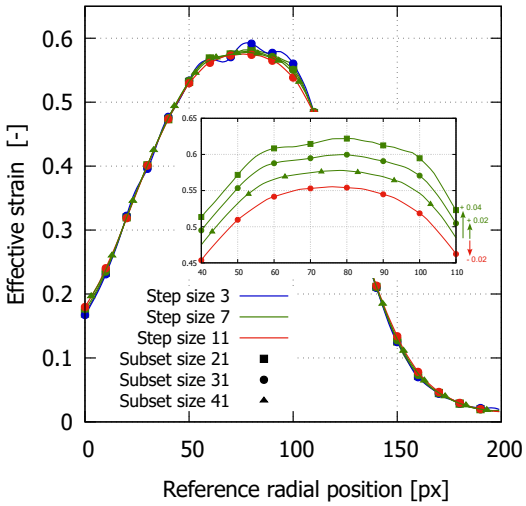


Figure 2.9 – Évolutions de la déformation effective le long d'une ligne radiale selon la direction de laminage pour différentes combinaisons de subset et step.

Une autre manière de constater l'évolution des déformations dans la gorge est de réaliser un essai de dureté sur une ligne radiale, sur la face plane après un essai. La mesure de dureté peut être reliée à la limite élastique du matériau [90] et donc sa déformation plastique. Cet essai permet de valider par mesure physique locale ce qu'a subi la matière au niveau de la gorge de l'éprouvette. L'éprouvette utilisée a subi une rotation de 5,7°, soit une déformation de 0,4 à une vitesse de déformation de $10^{-3}\,s^{-1}$. La mesure de dureté Vickers a été réalisée avec une machine Qatm Qness 10, un Hv0,2, et une pas normalisée de mesure de 3 fois la diagonale mesurée, soit environ 0,13 mm. Les résultats sont présentés figure 2.10. Le profil de dureté est bien similaire au profil de déformation présentée 2.9. Les lignes de dureté présentent un plateau qui correspond à la zone conique de la gorge. Le matériau vierge présente une dureté de 120 Hv0,2, alors que dans la gorge, la dureté est de 250 Hv0,2, ce qui indique un durcissement du matériau.

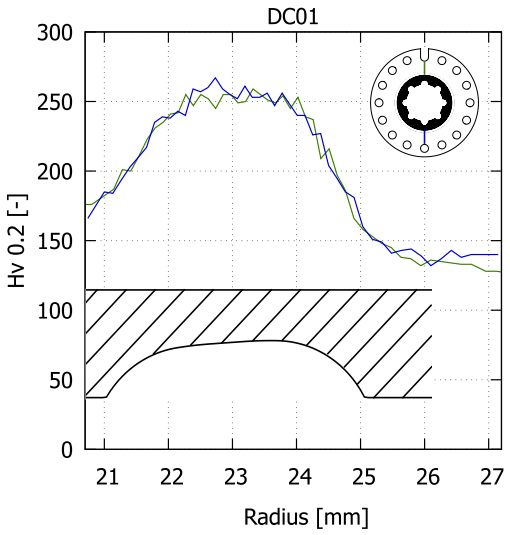


Figure 2.10 – Ligne de dureté réalisée le long d'une ligne radiale pour les orientations 0° (ligne verte) et 180° (ligne bleue).

2.2.3.2 Exploitation de la corrélation d'images

La figure 2.11a montre le champ de déformation effective issu de la DIC allant jusqu'à 1,14. On observe la présence de 4 zones de déformation plus importantes à 0°, 90°, 180° et 270°. La corrélation d'images permet d'obtenir deux informations majeures : l'évolution de la déformation le long de la gorge circulaire, fonction de la position angulaire et du temps (Fig. 2.11b), et la valeur moyenne de cette déformation à un temps donné utilisée pour obtenir l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation (2.11c).

Pour extraire plus facilement ces informations de la corrélation d'images, un post-traitement automatisé a été développé. Il permet à partir de la cartographie des déformations de calculer la déformation à une valeur de rayon donnée fixe, selon un cercle ; ou bien pour chaque position angulaire considérée, au rayon correspondant au centre de gravité des rayons des 10 percentiles les plus élevés en déformation. Dans la pratique, ces deux approches se sont montrées identiques dans leurs applications, mais ont permis de mettre en évidence un problème de centrage ou d'irrégularité dans l'épaisseur en fond de gorge et donc d'identifier des essais infructueux.

Contrairement à un essai de cisaillement simple classique [78] où une seule direction du matériau par rapport à la direction de laminage est sollicitée en cisaillement, dans le cas de la torsion toutes les directions sont sollicitées simultanément en cisaillement. Il est donc possible d'obtenir directement les effets de l'anisotropie, en observant l'évolution de la déformation le

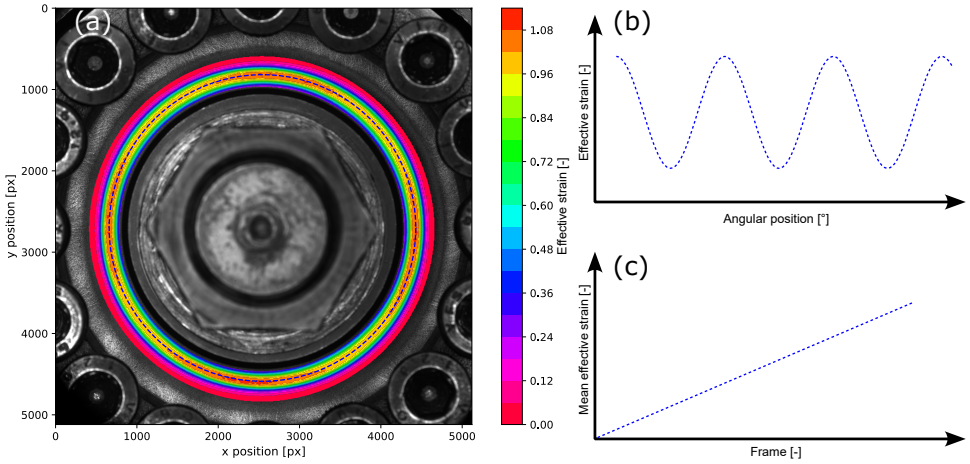
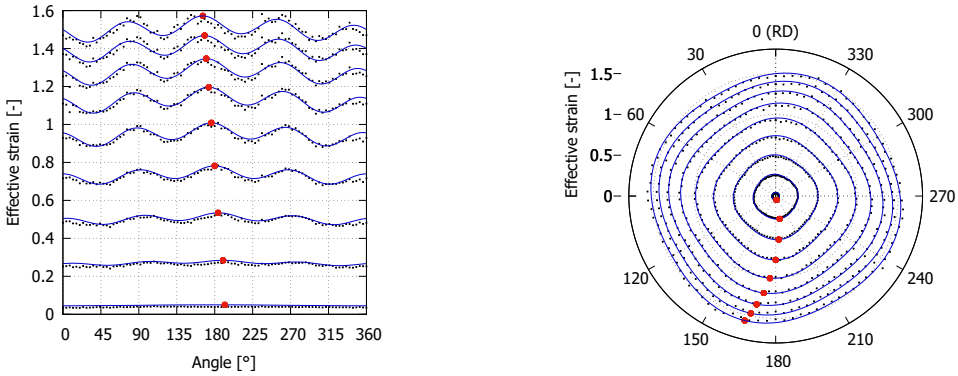


Figure 2.11 – (a) Image extraite de la DIC illustrant le champ de déformation effective. (b) Illustration de l'évolution de la déformation en fonction de la position angulaire. (c) Illustration de l'évolution de la déformation moyenne durant l'essai.

long de la circonférence (Fig. 2.12) où chaque courbe représente un instant de l'essai. La figure 2.12a est en représentation cartésienne, montrant l'évolution de la déformation effective en fonction de la position angulaire, tandis que la figure 2.12b est en représentation polaire, où la coordonnée angulaire représente la position initiale par rapport à la direction de laminage et la coordonnée radiale le niveau de déformation effective. Les figures 2.12 montrent que l'anisotropie du matériau conduit à l'observation de "bosses", ce qui est cohérent avec les valeurs δ_P, δ_G, κ_P et κ_G identifiées sur le matériau (Section 1.4) d'après l'analyse de Grolleau et al. [9].

Pour chaque niveau de déformation, les paramètres d'une fonction d'interpolation sont identifiés, les fonctions interpolées sont tracées en bleues. La fonction interpolée est la somme de quatre fonctions de base : la constante, la fonction cosinus, cosinus carré et cosinus carré de l'angle double représentées 2.13. Notons que cette identification permet d'accéder à un paramètre traduisant directement le déséquilibre de la déformation, i.e. l'amplitude du coefficient de la fonction cosinus, d'un coté à l'autre de l'échantillon, ce qui traduirait un problème d'usinage dans l'épaisseur ou de centrage par exemples. Dans tous les essais présentés, ce déséquilibre est négligeable, de deux à quatre ordres de grandeur inférieur à la déformation moyenne. À partir de cette identification, la position des maxima est identifiée, représentée par les points rouges. Initialement, le maximum est proche de la position 190°, tandis qu'à la fin de l'essai le maximum se trouve à 165°, traduisant un déplacement angulaire d'un peu plus de 25°.



(a) **(b)**

Figure 2.12 – Évolutions de la déformation effective autour de la circonférence pour l'expérimental (points noirs), l'identification de la fonction (ligne bleue) et les points rouges représentant les positions des maxima. (a) une configuration cartésienne, (b) une configuration polaire.

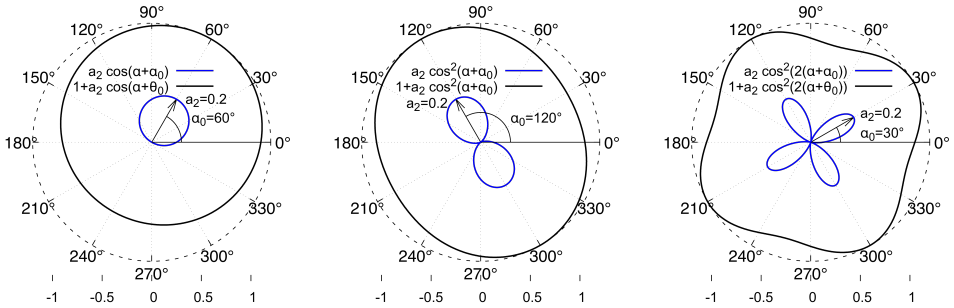


Figure 2.13 – Fonctions de base de l'interpolation de la déformation en fonction de la position angulaire. Les fonctions de base sont tracées en bleu, les valeurs (1+fonction de base) sont tracées en noir afin de mieux illustrer leur rôle dans l'interpolation.

2.2.4 Résultats d'essais cycliques et d'essais avec saut en vitesse

La campagne expérimentale de torsion quasi-statique a été réalisée sur deux géométries de gorges, la géométrie rRCRr appelée G1 dans la suite et la géométrie circulaire R appelée G2. Ces dernières éprouvettes se sont avérées nécessaires pour permettre d'imposer un cisaillement cyclique sans être limité par l'apparition d'un flambement des échantillons ou la rupture des dents de transmission du couple quasi systématique aux grandes déformations cumulées pour les géométries avec une portion conique radiale. Les tableaux 2.2 et 2.3 indiquent les épaisseurs minimales mesurées (e mini) et les épaisseurs corrigées au rayon r=23 mm pour le calcul de

la contrainte moyenne de cisaillement et le type d'essai réalisé sur l'éprouvette et la rotation maximale appliquée.

Éprouvette rRCRr	e mini	e corrigée	Type d'essai
G1 1	0,710 mm	0,755 mm	Monotone 40°
G1 2	0,711 mm	0,756 mm	Monotone 35°
G1 3	0,742 mm	0,787 mm	Cyclique 2°/−1,8°/5°/−5°/5°

Table 2.2 – Caractéristiques d'épaisseur et type d'essai pour les éprouvettes avec une géométrie rRCRr.

Éprouvette R	e mini	Type d'essai
G2 1	0,561 mm	Monotone 33°
G2 2	0,562 mm	Monotone 31°
G2 3	0,583 mm	Cyclique −15°/15°
G2 4	0,581 mm	Cyclique −15°/15°
G2 5	0,585 mm	Cyclique 5°/−5°/rupture
G2 6	0,584 mm	Cyclique 5°/−5°/rupture
G2 7	0,564 mm	Monotone vitesse intermédiaire

Table 2.3 – Caractéristiques d'épaisseur et type d'essai pour les éprouvettes avec une géométrie R.

Les résultats bruts des essais sont présentés figures 2.14a et 2.14b avec l'évolution du couple en fonction de la rotation de l'arbre du dispositif, donc de la partie centrale de l'éprouvette. Les courbes contraintes de cisaillement τ en fonction du cisaillement de l'ingénieur moyen accumulé γ sont présentées dans les figures 2.14c et 2.14d. Les résultats sont superposés avec un écart maximale de 0,4 % pour les essais monotones et atteignent jusqu'à 1 % pour les essais cycliques.

Pour les éprouvettes G1, le cisaillement de l'ingénieur moyen atteint une valeur maximale de $\gamma = 4{,}82$, soit une déformation effective de $\varepsilon_{eff} = 1{,}86$. Néanmoins, la rupture dans la gorge n'est pas atteinte, certaines des 90 dents servant à la transmission du couple ont cédé prématurément. Les éprouvettes G2 ont atteint un cisaillement de l'ingénieur moyen de $\gamma = 5{,}77$ à la rupture, soit une déformation effective de $\varepsilon_{eff} = 2{,}05$.

Les essais cycliques montrent, à chaque inversion de sens, une stagnation de l'écrouissage, voire une diminution avant que l'écrouissage augmente à nouveau. Ce phénomène "d'adoucissement" semble s'accentuer avec l'augmentation du nombre de cycles. Ce phénomène est visible sur la courbe G1 3 de la figure 2.14c. Lors du troisième cycle, ce phénomène apparait

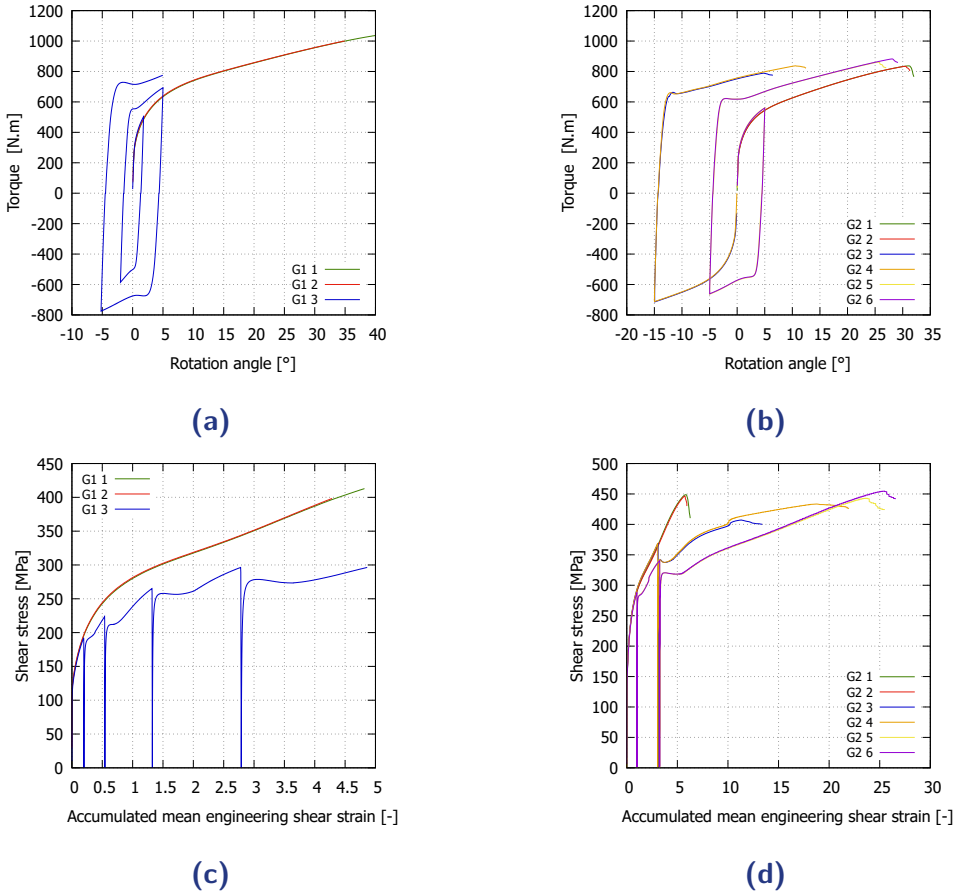


Figure 2.14 – Évolutions du couple en fonction de la rotation de l'arbre. (a) géométrie G1 (rRCRr), (b) géométrie G2 (R). Évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du cisaillement de l'ingénieur moyen accumulé. (c) géométrie G1 (rRCRr), (d) géométrie G2 (R).

pendant 0,07 de cisaillement de l'ingénieur tandis que pour le dernier cycle, il se produit sur une plage de 0,6. Lors des 4 essais G2 (Fig. 2.14d), la stagnation semble plus prononcée. Pour le dernier cycle de G2 6, la stagnation se fait sur 1,7 de cisaillement de l'ingénieur.

La figure 2.15 montre les champs de déformation effective à différents instants d'un essai cyclique. La figure 2.15a se trouve à la fin du premier cycle, lorsque la rotation atteint la position $-15°$. On remarque 4 zones de déformations sur des secteurs angulaire de 30° centrées à 10°, 100°, 190° et 280° par rapport à la direction de laminage avec une déformation effective maximale de 1,45. La figure 2.15b représente le champ des déformations lorsque l'arbre se retrouve dans sa position initiale. Les 4 zones de déformations sont toujours présentes, ce qui illustre les effets de la déformation plastique. Des déformations apparaissent à l'extérieur de la bande de cisaillement sur les mêmes secteurs angulaires que les 4 zones. La figure 2.15c

correspond à l'instant où la moyenne de déformation le long du ligament est la plus faible. A partir de cette position, la déformation a augmenté de nouveau dans la gorge. On constate une déformation effective résiduelle de 0,13. Enfin, la figure 2.15d représente l'instant de la rupture pour une rotation cumulée de 40°. Celle-ci est détectée à 45° de la RD où est dessinée une ellipse grise.

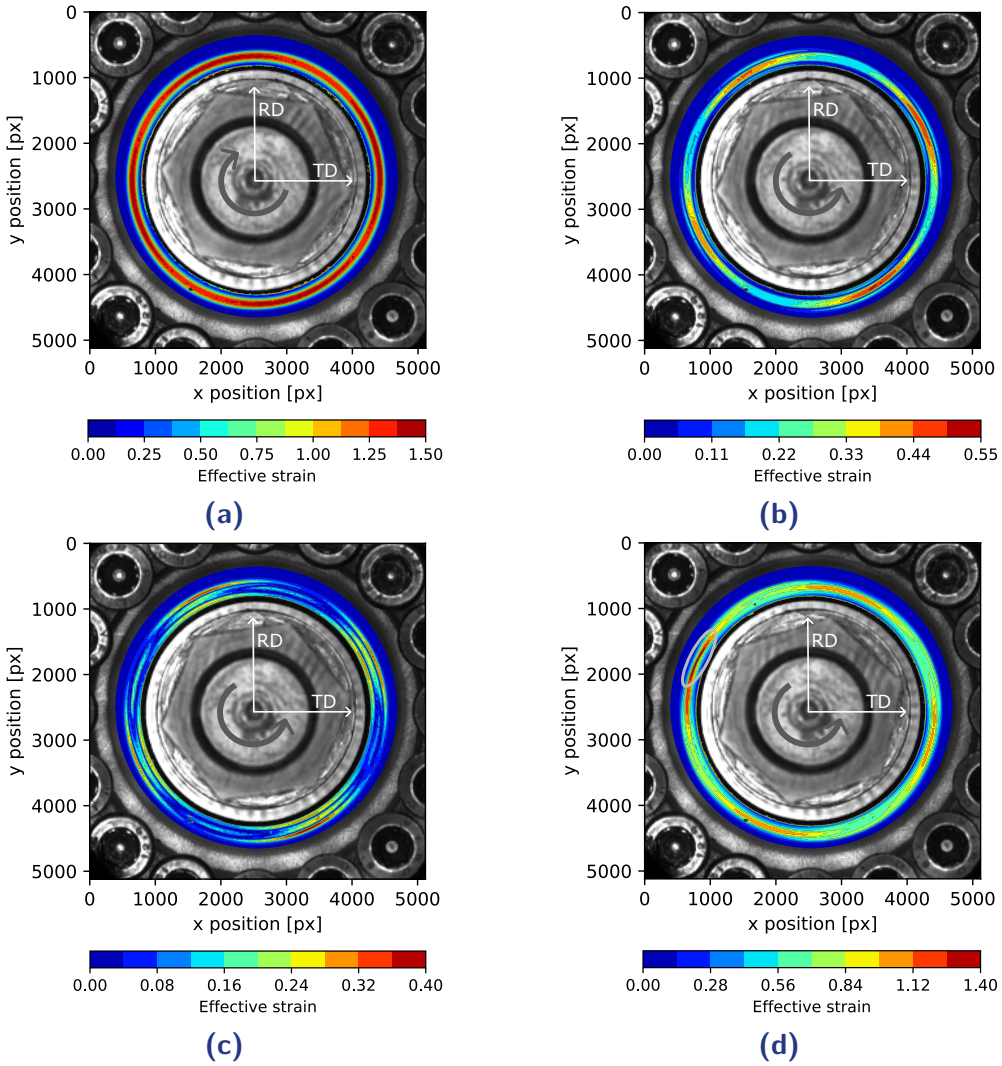


Figure 2.15 – Évolutions des champs de déformation effective pour l'essai G2 4. (a) Rotation de $-15°$, (b) retour à la position initiale, (c) déformation moyenne minimale et (d) lors de la rupture, l'ellipse gris clair indique la rupture.

Pour mettre en évidence une dépendance du comportement du matériau à la vitesse de déformation, un essai avec un saut de vitesse est réalisé (Fig. 2.16). Il est comparé avec deux essais monotones aux vitesses $\dot{\varepsilon}{=}10^{-3}\,\mathrm{s}^{-1}$, soit $0{,}025\,^{\circ}\cdot\mathrm{s}^{-1}$ (courbe verte), et $\dot{\varepsilon}{=}10^{-1}\,\mathrm{s}^{-1}$,

soit $2{,}5\,^\circ \cdot s^{-1}$ (courbe bleue). Une fois la vitesse de consigne atteinte, la vitesse de rotation varie au maximum de $0{,}13\,^\circ \cdot s^{-1}$, soit une variation de 5 % par rapport à la consigne, tandis qu'à la vitesse de $0{,}025\,^\circ \cdot s^{-1}$, la variation est de 3,6 %. Les essais avec saut de vitesses coïncident avec les essais monotones en vitesse. La différence entre les deux vitesses indique que le matériau est sensible à la vitesse de déformation avec une augmentation de la contrainte de l'ordre de 8 % pour ces 2 vitesses de déformation.

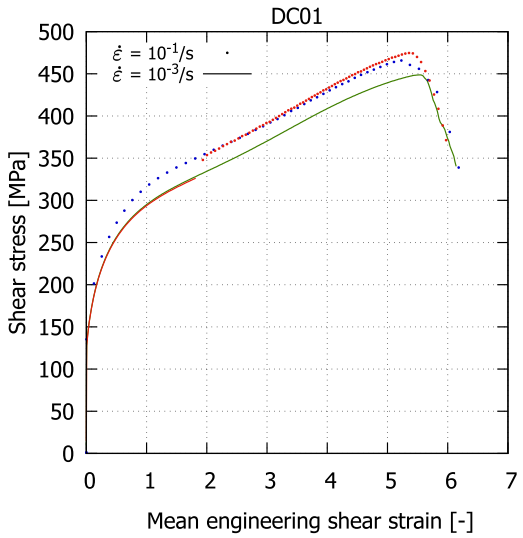


Figure 2.16 – Évolutions de la contrainte de cisaillement en fonction du cisaillement de l'ingénieur moyen le long de la circonférence pour $\dot{\varepsilon}$=$10^{-3}\,s^{-1}$ (courbe verte), $\dot{\varepsilon}$=$10^{-1}\,s^{-1}$ (courbe bleue) et un saut de vitesse (courbe rouge).

2.2.5 Simulation Numérique

Les simulations numériques sont réalisés avec des solveurs explicites. Les éléments sont des hexaèdres à 8 noeuds avec intégrations réduites. Les simulations de torsion plane quasi-statiques sont réalisées, après étude de convergence, avec l'utilisation de mass scaling conduisant à l'utilisation d'au moins 500 000 incréments.

2.2.5.1 Présentation du Maillage

L'étude des dimensions de la taille de maille pour obtenir la convergence des grandeurs calculées dans la gorge est réalisée sur un secteur d'éprouvette de 5° (Fig. 2.17 au centre) avec des conditions de symétrie cyclique de chaque côté (hachures oranges). La partie externe du secteur angulaire est encastrée, tandis qu'une rotation est imposée sur la partie intérieure.

Le modèle de matériau choisi, isotrope de type Levy von Mises suit un écrouissage de type loi puissance similaire à celui de l'acier DC01. L'étude a démontré une faible influence de la taille des éléments dans la direction ortho-radiale. Entre 5, 20 et 50 éléments sur le secteur de 5° les courbes sont superposées. Concernant le nombre d'éléments dans l'épaisseur, la comparaison est faite de 3 à 15 éléments, soit de 0,25 mm à 0,05 mm. En calculant les écarts par rapport aux résultats avec 15 éléments dans l'épaisseur, seuil au delà duquel aucune évolution n'est plus constatée, le nombre optimal est de 8 éléments, avec une erreur de 0,25 %, tandis que pour 4 éléments dans l'épaisseur, l'erreur est de 1,5 %.

La taille radiale optimale est également déterminée en calculant l'écart entre la valeur de déformation en fond de gorge et celle sur le côté plat. La taille retenue est de 0,1 mm, avec un écart de 1 %, contre 2 % pour une taille radiale de 0,2 mm et de 0,8 % pour une taille de 0,05 mm. Aucun effet notable n'a été constaté sur la contrainte. Le maillage dit convergé possède 8 éléments dans l'épaisseur, une taille radiale de 0,1 mm et 1 élément par degré. Le nombre d'éléments dans le maillage est de 156 960.

Pour améliorer le temps de calcul sur certaines simulations, il peut être intéressant de réduire le nombre d'éléments utilisés, notamment pour réaliser des simulations où les quantités moyennes sont recherchées. L'évolution de la valeur moyenne de la déformation effective est très peu affectée par le nombre d'éléments dans l'épaisseur. En effet, la différence pour une déformation de 1 entre 4 et 8 éléments est de 0,5 % et entre 8 et 14 éléments de 0,1 %.En revanche, l'étude de l'évolution de la déformation le long d'un cercle de rayon 23 mm montre une différence sur les valeurs maximales de 3,8 % entre 4 et 8 éléments dans le cas d'un modèle anisotrope (Hill'48 NAFR de l'acier DC01), de 1,29 % entre 8 et 14 éléments, et de 5,2 % entre 4 et 14 éléments. On peut conclure que si l'on se concentre uniquement sur le comportement moyen du matériau, l'utilisation d'un maillage grossier semble raisonnable. Cependant, pour l'étude de l'anisotropie, il est nécessaire d'utiliser la version raffinée du maillage (8 éléments dans l'épaisseur et une taille radiale de 0,1 mm en fond de gorge).

Le maillage est présenté dans la figure 2.17 dans sa version grossière pour une question de lisibilité. L'éprouvette est modélisée du rayon r=20,5 mm (fin d'appui des dents intérieures) au rayon r=28 mm (encastrement extérieur). Il y a 1 élément par degré, ce qui donne une taille ortho-radiale de 0,35 mm, 4 éléments dans l'épaisseur (de 0,18 mm à 0,37 mm) et une taille radiale de 0,15 mm dans la gorge, ce qui donne 54 000 éléments. Les éléments utilisés sont des hexaèdres à 8 noeuds avec intégrations réduites.

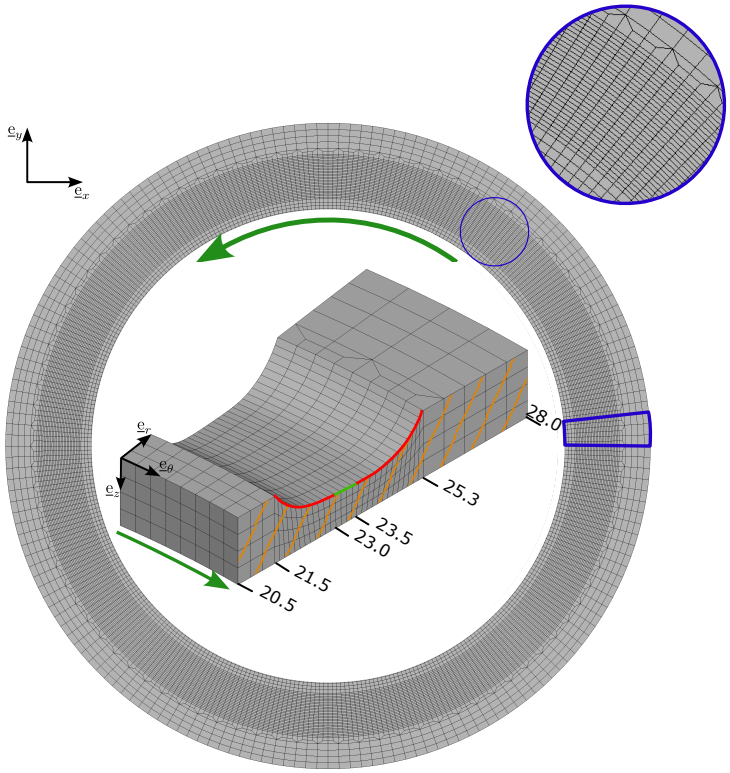


Figure 2.17 – Maillage grossier d'une éprouvette de torsion plane. Les flèches vertes indiquent la rotation de l'éprouvette. La zone conique de la gorge est surlignée par le trait vert, tandis que les parties circulaires sont délimitées par les traits rouges.

Concernant les conditions aux limites, la partie extérieure de l'éprouvette est encastrée. Pour les simulations quasi-statiques et intermédiaires, une rotation est imposée, tandis que pour les simulations dynamiques, la vitesse de rotation est imposée.

Les simulations de la section suivante sont réalisées avec le maillage convergé, la loi utilisateur Hill'48 non associée utilisant les paramètres identifiés et présentés dans la section 1.4 avec les codes de calculs Abaqus et LS-Dyna

2.2.5.2 Influence des dérivées objectives

Les simulations par éléments finis (EF) sont une étape essentielle pour étudier le comportement d'un matériau. La modélisation des transformations finies nécessite de prendre en compte les déformations non linéaires et les rotations dans l'intégration de la loi de comportement. La description du comportement utilisée doit respecter le principe d'objectivité, c'est-à-dire assurer l'indépendance des résultats de la simulation vis-à-vis de l'observateur. L'utilisation de dérivées objectives permet de définir un repère objectif, toute grandeur calculée dans ce repère

est objective, donc invariante par rapport au référentiel choisi. Dans cette étude, on s'intéresse particulièrement à l'effet de la dérivée objective sur la déformation et la rotation de la valeur maximale de déformation. Les codes commerciaux EF utilisent principalement deux dérivées objectives. La dérivée objective de Jaumann de la contrainte de Cauchy [17, 18] pour Ls-Dyna, Abaqus/Standard et Abaqus/Explicit pour des lois de comportements intégrées à Abaqus. La dérivée objective de Green-Naghdi [19] utilisée dans Abaqus/explicit lors de l'utilisation d'une loi utilisateur. Le choix de la dérivée objective a une influence sur les résultats obtenus par la simulation. Dienes [91] et Dafalias [92] ont montré une réponse oscillante de certaines mesures de contrainte et de déformation sur une simulation de cisaillement simple avec l'utilisation de la dérivée de Jaumann.

Gambirasio et al. [20] ont proposé une analyse de la littérature sur les effets du choix de la dérivée objective, et mis en évidence la propagation des oscillations de la dérivée objective de Jaumann de l'échelle locale à l'échelle structurelle. Des études [93, 94] ont montré que ces deux dérivées ne sont pas conjuguées au travail plastique avec une mesure de déformation ce qui entraîne des erreurs sur les résultats, contrairement à la dérivée objective de Truesdell [95] associée au tenseur des déformations de Green-Lagrange. Quoi qu'il en soit, l'utilisation d'une dérivée objective influence le résultat.

Dans la plupart des cas, l'utilisation de différentes dérivées objectives est transparente sur les résultats si les niveaux de rotation ou les déformation en cisaillement simple restent faibles. Dans les cas où $\gamma > 1$, des écarts sur les résultats apparaîssent. Jusqu'à présent, les études étaient surtout théoriques avec des modèles hypoélastiques. Mais des cisaillements de l'ingénieur de 6 peuvent être mesurées avec l'essai de torsion plane, donc l'utilisation de ses résultats semble pertinente pour illustrer les écarts obtenus selon les dérivées objectives utilisées. On va comparer la dérivée objective de Jaumann (Eq. 1.9) définie dans le repère corotationnel $\mathcal{R}^S$ et la dérivée de Green-Naghdi (Eq. 1.10) définie dans le repère en rotation propre $\mathcal{R}^R$. Les codes EF utilisés sont Abaqus/Explicit (loi utilisateur et lois programmées dans d'Abaqus) et LS-Dyna (loi utilisateur). Longère [96] a proposé une méthode pour basculer d'une dérivée objective à l'autre dans la loi utilisateur.

Gilormini et al. [97, 98] ont détaillé les effets des choix de différents repères sur le calcul des déformations et des contraintes. En utilisant les résultats de cette étude, il est possible de comparer les résultats numériques d'une simulation de cisaillement sur un élément simple avec les équations théoriques.
Les équations 2.2, 2.3 et 2.4 donnent les expressions des déformations intégrées dans les référentiels, corotationnel $\mathcal{R}^S$ (Jaumann) et de rotation propre $\mathcal{R}^R$ (Green-Naghdi) ainsi que

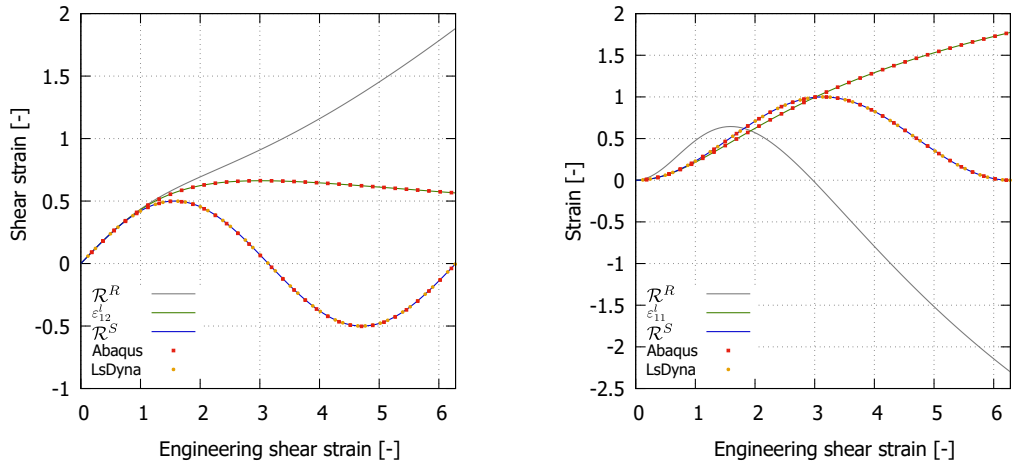
la déformation logarithmique $\mathcal{R}^l$, toutes exprimées sur la base fixe $\mathcal{R}$.
Cette comparaison est présentée figure 2.18 pour les déformations ε_{12} (Fig. 2.18a) et ε_{11} (Fig. 2.18b). Le cisaillement est effectué sur un cube unitaire en considérant un cisaillement simple d'amplitude γ dans le plan $(\underline{e}_1, \underline{e}_2)$ dans la direction $\underline{e}_1$. Les résultats issus de la simulation avec LS-Dyna (rond jaune) confirment bien l'utilisation d'une déformation calculée dans le référentiel corotationnel. De même, la simulation Abaqus/Explicit avec un matériau Abaqus (carré rouge) donne bien une déformation dans ce même référentiel. Il est aussi possible d'extraire les déformations logarithmiques, qui sont en accord avec la théorie pour les deux simulations Abaqus (loi utilisateur et loi Abaqus). L'utilisation de la loi utilisateur dans Abaqus ne permet pas d'extraire les déformations dans le repère de rotation propre.
Lorsque $\gamma = 1$, il y a une différence de 3 % entre ε_{12}^S et ε_{12}^R puis à $\gamma = 2$, elle est de 34 %. La forme des équations des déformations dans le repère $\mathcal{R}^S$ impose que la déformation effective (Eq. 1.29) soit croissante jusqu'à $\gamma = 3{,}14$ puis décroissante.
On peut conclure que sur un cube unitaire en cisaillement, les différentes dérivées objectives utilisées sont en accords avec les équations théoriques.

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11}^S &= -\varepsilon_{22}^S = \frac{1}{2}(1-\cos\gamma) \\ \varepsilon_{12}^S &= \varepsilon_{21}^S = \frac{1}{2}\sin\gamma \end{aligned} \tag{2.2}$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11}^R = -\varepsilon_{22}^R &= \frac{-1}{1+\gamma^2/4}\left[\gamma\left(\frac{\gamma}{2} - 2\tan^{-1}\frac{\gamma}{2}\right) + \left(1-\frac{\gamma^2}{4}\right)\ln\left(1+\frac{\gamma^2}{4}\right)\right] \\ \varepsilon_{12}^R = \varepsilon_{21}^R &= \frac{-1}{1+\gamma^2/4}\left[\left(1-\frac{\gamma^2}{4}\right)\left(\frac{\gamma}{2} - 2\tan^{-1}\frac{\gamma}{2}\right) - \gamma\ln\left(1+\frac{\gamma^2}{4}\right)\right] \end{aligned} \tag{2.3}$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11}^l = -\varepsilon_{22}^l &= \frac{\gamma/2}{\sqrt{1+\gamma^2/4}}\ln\left(\frac{\gamma}{2} + \sqrt{1+\frac{\gamma^2}{4}}\right) \\ \varepsilon_{12}^l = \varepsilon_{21}^l &= \frac{1}{\sqrt{1+\gamma^2/4}}\ln\left(\frac{\gamma}{2} + \sqrt{1+\frac{\gamma^2}{4}}\right) \end{aligned} \tag{2.4}$$

Pour observer l'effet de la dérivée objective sur une structure, la figure 2.19 présente l'évolution de la contrainte de cisaillement moyenne en fonction de la déformation effective (Eq. 1.29) moyenne pour deux simulations de torsion plane réalisées avec Abaqus et LS-Dyna. La déformation effective est calculée à partir des déformations majeure et mineure. Les déformations utilisées pour Abaqus sont des déformations logarithmiques ($\varepsilon = ln(\mathrm{V})$) et pour LS-Dyna les déformations sont issues du référentiel corotationnel.



(a) (b)

Figure 2.18 – Évolutions de la déformation en fonction de la déformation de cisaillement de l'ingénieur selon le repère objectif et le code élément fini. (a) ε_{12}, (b) ε_{11}.

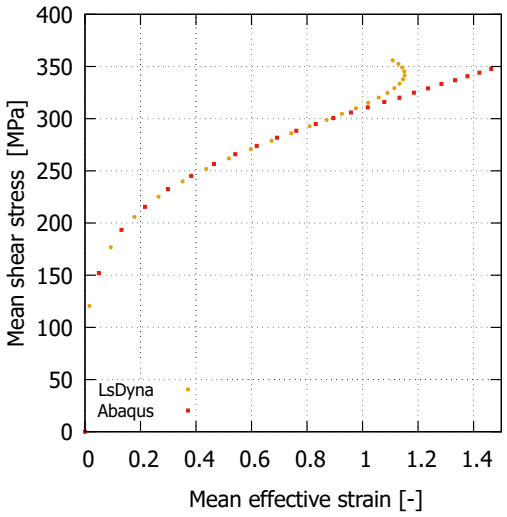


Figure 2.19 – Évolutions de la contrainte de cisaillement moyenne en fonction de la déformation effective moyenne le long de la circonférence pour les simulations avec LS-Dyna (rond jaune), Abaqus (carrée rouge).

Cette représentation montre qu'à partir d'un certain niveau de déformation ($\varepsilon_{eff} = 1$), la contrainte de cisaillement issue du couple continue d'augmenter, mais la déformation va diminuer. Ce qui montre une manifestation du calcul des déformations avec la dérivée de Jaumann.

Une solution pour contourner cet effet sur le calcul de la déformation effective, est d'utiliser la déformation plastique équivalente, calculée par intégration du taux de déformation plastique équivalent $\dot{\bar{\varepsilon}}_p$. Il s'agit d'une valeur scalaire monotone croissante déterminée de manière incrémentale. Cette valeur coïncide pour les différentes dérivées et les différents codes utilisés.

$$\bar{\varepsilon}_p = \int_0^t \dot{\bar{\varepsilon}}_p dt \tag{2.5}$$

2.2.5.3 Analyse numérique et comparaison avec l'expérience

La figure 2.20 présente l'évolution de la contrainte de cisaillement moyenne en fonction de la déformation plastique équivalente moyenne. Les deux codes de calcul donnent des résultats quasiment identiques en termes de contrainte moyenne et déformation moyenne, les deux courbes restent superposées. Cependant, un écart de 2 % apparait à la fin de la simulation qui résulte de la différence intrinsèque des deux codes de calculs.

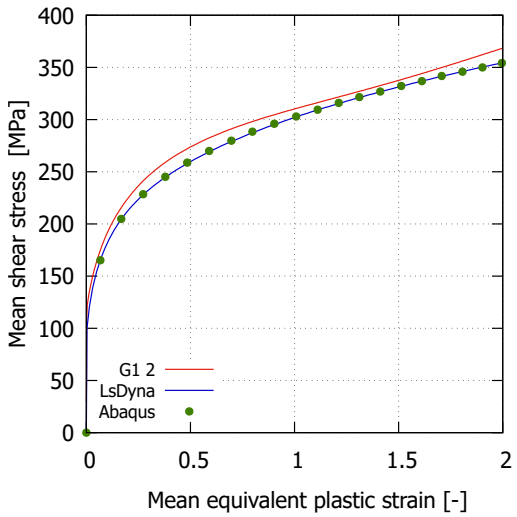
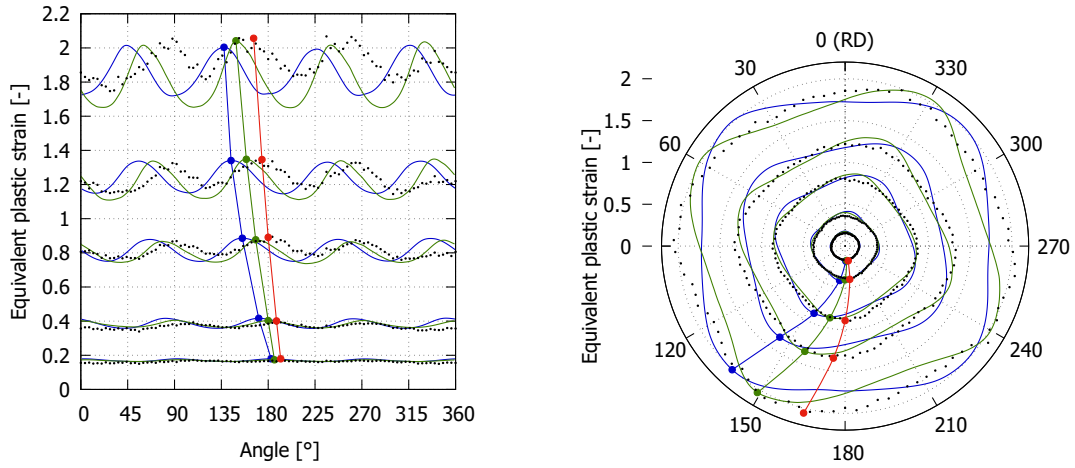


Figure 2.20 – Évolutions de la contrainte de cisaillement moyenne en fonction de la déformation plastique équivalente moyenne le long de la circonférence pour les simulations avec LS-Dyna (trait bleu), Abaqus (rond vert) et l'expérimental (trait rouge).

Nous avons déjà pu observer dans la section expérimentale 1.4 que le comportement en cisaillement est mal reproduit par le modèle de comportement identifié. Comme attendu, la courbe simulée de contrainte moyenne en fonction de la déformation plastique moyenne diverge

significativement de la courbe expérimentale en torsion.

Comme pour l'analyse de l'expérience présentée précédemment, il est possible d'étudier l'évolution de l'anisotropie en fonction de la déformation le long d'un ligament, présentée figure 2.21 pour une représentation cartésienne et une représentation polaire. Pour chaque niveau de déformation, la position de la valeur maximale est recherchée sur un secteur angulaire allant de 120° à 210°, les positions des valeurs maximales sont repérées par un point. Dès les petites déformations, un déphasage est présent entre les simulations et l'expérience d'environ 15°. Cet écart demeure tout au long de la simulation et tend même à augmenter.



(a) **(b)**

Figure 2.21 – Évolutions de la déformation plastique équivalente autour de la circonférence pour l'expérience (pointillés noirs), les simulations avec LS-Dyna (trait bleu) et Abaqus (trait vert). La position des pics de déformation est représentée par des points, rouge pour l'expérience, bleu pour LS-Dyna et vert pour Abaqus. (a) Configuration cartésienne, (b) Configuration polaire.

L'évolution de la rotation des pics de déformation pour les simulations et l'expérience est présentée figure 2.22. Les pics expérimentaux tournent de 25° tandis que pour les simulations les pics se tournent de 36° avec l'utilisation de la dérivée de Green-Naghdi, repère $\mathcal{R}^R$, et de 45° avec la dérivée de Jaumann, repère $\mathcal{R}^S$. La rotation induite par la dérivée de Green-Naghdi semble conduire à un résultat plus proche de la rotation constatée expérimentalement que la dérivée de Jaumann.

Une raison qui peut expliquer cette différence est l'identification des matrices **P** et **G** (Sec. 1.4), qui est faite à un niveau de déformation plastique donné, vers 0,06 de déformation plas-

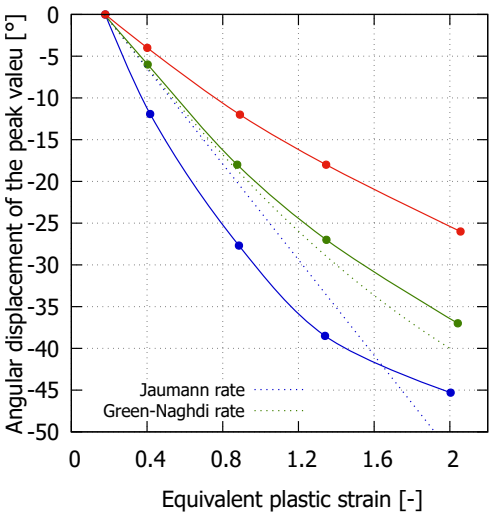


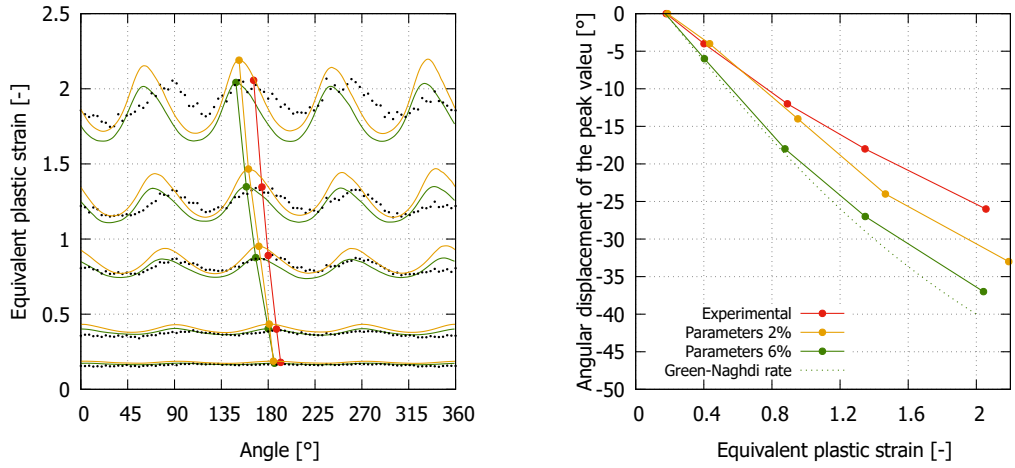
Figure 2.22 – Évolutions de la rotation des pics de déformation en fonction de la déformation plastique équivalente. Pour l'expérience (rouge), la simulation LS-Dyna (bleu), Abaqus (vert) et les deux évolutions théoriques de la rotation des repères de Jaumann et Green-Naghdi. Les positions angulaires initiales sont mises à zéros.

tique en traction. Une détermination à 0,02 de déformation plastique conduirait par exemple à d'autres valeurs :

- $P_{12} = -0{,}490$ (au lieu de $-0{,}645$), $P_{22} = 0{,}980$ (1,011) et $P_{33} = 2{,}510$ (2,930) ; ce qui représente une différence de 24 % 3 % et 16 % avec les paramètres respectifs identifiés dans la section 1.4 à une déformation de 0,06.
- $G_{12} = -0{,}650$ (au lieu de $-0{,}640$), $G_{22} = 0{,}966$ (0,992) et $G_{33} = 2{,}200$ (2,254) ; ce qui représente une différence de 1,5 % 3,3 % et 2,4 %

Les effets des paramètres identifiés à 0,02 sont présentés figure 2.23. Pour des petites déformations, la positon des pics ne semble pas être modifiée. Cependant, le déplacement angulaire des pics est plus proche de l'observation expérimentale (Fig. 2.23b).

Les comparaisons entre les résultats simulés et expérimentaux de torsion plane confirment que le modèle de comportement identifié n'est pas prédictif pour d'écrire le cisaillement et donc la torsion. Le choix de déterminer les paramètres d'anisotropie à un niveau de déformation plastique donné à partir des essais de traction conduit a ne pas avoir une description idéale de l'anisotropie notamment en grande déformation. Une détermination des paramètres d'anisotropie à des déformations plus faibles, améliore la prédiction de la rotation des pics mais pas la position des pics. Enfin, la comparaison des dérivées objectives de Jaumann et de Green-



(a) **(b)**

Figure 2.23 – (a) Évolutions de la déformation plastique équivalente autour de la circonférence pour l'expérience (pointillés noirs), les simulations Abaqus avec les paramètres identifiés à 0,06 (trait vert) et les paramètres identifiés à 0,02 (trait orange). La position des pics de déformation est représentée par des points. (b) Évolutions de la rotation des pics de déformation en fonction de la déformation plastique équivalente.

Naghdi indique que cette dernière semble plus appropriée pour la description de l'évolution de la rotation du maximum de déformation.

2.3 Étude de l'anisotropie aux grandes déformations

Dans cette section, l'utilisation de la torsion plane pour l'étude de l'anisotropie est présentée. En premier, la torsion plane a servi à effectuer une pré-déformation pour ensuite réaliser des essais de micro-traction avec des éprouvettes extraites dans la gorge de l'éprouvette de torsion, dans le but d'étudier l'évolution de l'anisotropie. La seconde exploitation proposée est de faire évoluer les coefficients d'anisotropie avec la déformation pendant la simulation numérique.

2.3.1 Étude de l'évolution de l'anisotropie : micro-traction

La miniaturisation des éprouvettes se révèle inévitable dans les cas où des éprouvettes de tailles conventionnelles ne peuvent pas être extraites. Un exemple concerne l'étude des propriétés locales d'un point de soudure [99, 100]. Un second exemple proposé par Tancogne-

Dejean et al. [101] est l'étude des propriétés dans les boîtiers de cellules de batteries Li-ion dans le but de bâtir des modèles numériques fiables pour des simulations de crash automobile. La largeur de la section utile était alors de 2 mm seulement.

L'objectif de cette étude est d'examiner l'influence d'une pré-déformation réalisée par un essai de torsion sur le comportement du matériau à travers des essais de micro-traction et caractériser ainsi l'évolution de l'anisotropie à travers les coefficients de Lankford. Pour étudier l'évolution de l'anisotropie, deux niveaux de pré-déformation sont réalisés : un premier niveau à 20 % de déformation effective en cisaillement et un second à 30 %, ce qui représente une rotation de 3,2° (éprouvette A) et 5° (éprouvette B) respectivement.

La géométrie d'éprouvette utilisée pour cette étude est présentée par Beerli et al. [102]. Les géométries et les dimensions des éprouvettes possibles sont présentées figure 2.24 et tableau 2.4.

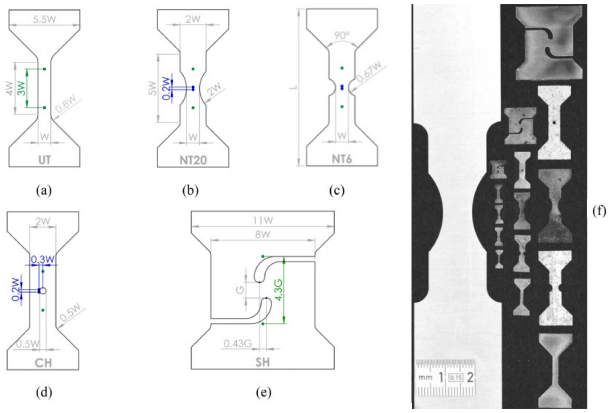


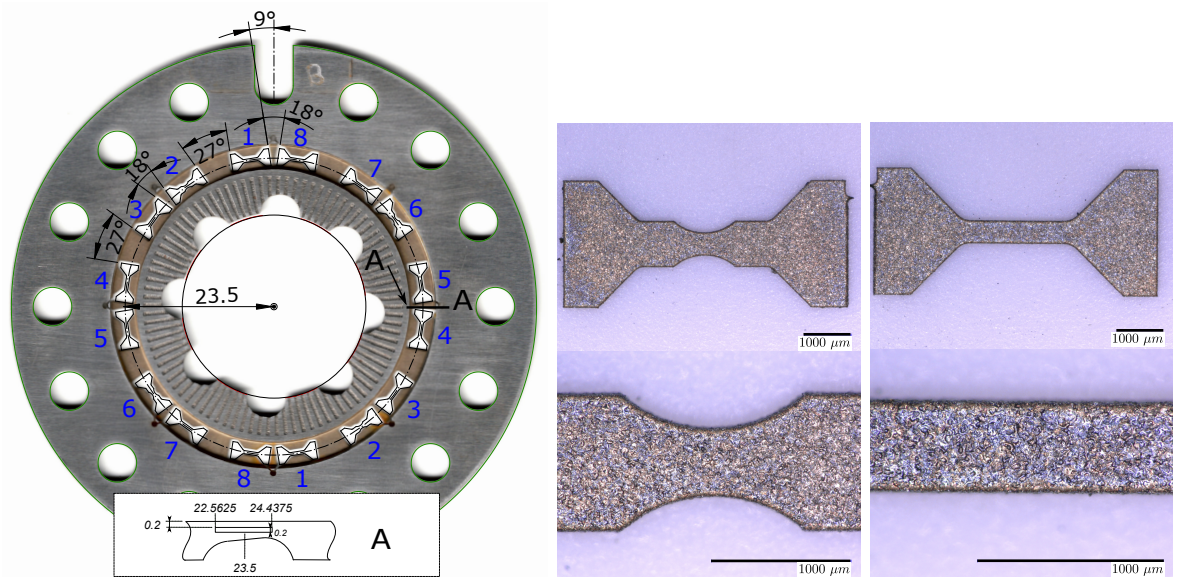
Figure 2.24 – Géométries des échantillons : (a) traction uniaxiale (UT), (b) traction avec encoche de 2 × largeur de rayon (NT20), (c) traction avec encoche de 0,67 × largeur de rayon (NT6), (d) trou central (CH), (e) cisaillement (SH). Les dimensions de toutes les tailles d'échantillons sont indiquées dans le tableau 2.4. (f) Image de l'éprouvette NT20 de taille standard et des éprouvettes petites, moyennes et grandes pour les micro-essais [102].

	Standard [mm]	Grande [mm]	Moyenne [mm]	Petite [mm]
W	10	2	1	0.5
L	140	24.4	12.2	6.1
G	3	2. 4	1.2	0.6

Table 2.4 – Dimensions des éprouvettes.

2.3.1.1 Extraction des éprouvettes

Une schématisation du plan d'extraction superposée sur une photo d'éprouvette de torsion dont les micro-éprouvettes ont été extraites est présentée à la figure 2.25a. Cette figure illustre la précision de l'extraction des éprouvettes. Des photos des éprouvettes extraites sont présentées aux figures 2.25b et 2.25c. Le zoom sur la surface permet de voir les aspérités liées au mode d'extraction par électro-érosion dû à la fusion de la matière lors de la découpe. Ces aspérités vont permettre de réaliser la corrélation d'images sans utiliser de peinture. La lumière est alors orientée de manière à produire le contraste suffisant pour réaliser la corrélation d'images.



(a) (b) (c)

Figure 2.25 – (a) Plan d'extraction des micro-éprouvettes. Les chiffres de 1 à 8 sont un repère angulaire de la micro-éprouvette par rapport à la direction de laminage de l'éprouvette de torsion dans sa configuration initiale. (b) Photo d'un échantillon μ-NT20. (c) Photo d'un échantillon μ-UT

Pour extraire les échantillons, la géométrie de la gorge a été modifiée en faisant passer la zone conique de 0,5 mm à 1,0 mm de largeur pour extraire des éprouvettes de largeur 0,5 mm. Cela permet d'avoir une zone utile avec moins d'effets de bords liés à la géométrie de la gorge. Par position d'extraction, un seul échantillon peut être extrait dans l'épaisseur car il y a la nécessité d'avoir 0,2 mm au-dessus et en-dessous de l'échantillon pour l'usinage par électro-micro-érosion (EDM - *Electrical Discharge Machining*).

Toutes les éprouvettes ont été mesurées à l'aide d'un microscope numérique Keyence VHX

5000, les résultats sont présentés dans le tableau 2.5. Les largeurs d'éprouvettes demandées lors de l'usinage étaient de 500 µm, et l'on constate qu'il y a en moyenne 4,18 % d'erreur sur la largeur. Il est important de noter que les aspérités ne facilitent pas la détermination précise de la position exacte du bord de l'éprouvette.

Éprouvette	Moyenne de largeur µm	Moyenne de l'erreur %
UT A	477,6	4,48
UT B	476,9	4,62
NT20 A	480,3	3,95
NT20 B	481,8	3,65

Table 2.5 – Tableau des erreurs de mesures sur la largeur.

L'analyse de l'épaisseur des échantillons montre une épaisseur moyenne de 213,7 µm pour l'éprouvette A et de 216,6 µm pour l'éprouvette B, soit des différences de 8,2 % et 8,3 % par rapport aux 200,0 µm attendus.

2.3.1.2 Dispositif de micro traction

Le dispositif est celui présenté par Beerli et al. [102]. La Figure 2.26a montre une vue d'ensemble du montage de micro-traction. Celui-ci est installé sur une table optique pour éviter toute oscillation parasite. Pour réduire au maximum la manipulation de l'échantillon, le dispositif de traction est monté sur deux guides linéaires à billes de précision (précision standard et calibrée de ± 2 µm) avec une course de 250 mm (Aerotech Pro115SL) montés en configuration cartésienne. La Figure 2.26b propose un zoom sur le dispositif de micro-traction. Il se compose des éléments suivants :

1. Actionneur à base d'alliage à mémoire de forme (Kinitics Automation KLA05) disposant d'une course de 5 mm et une capacité de charge de 1000 N
2. Mors mobile
3. Mors fixe
4. Cellule de force Omega LCM101-100 d'une capacité d'une 1000 N avec une précision de 0,1 N.
5. Capteur de déplacement optique de précision de 0,2 µm (Heidenhain MT 1281MG).
6. Support éprouvette interchangeable avec empreinte de la tête d'éprouvette.
7. Système de serrage pneumatique de l'éprouvette.

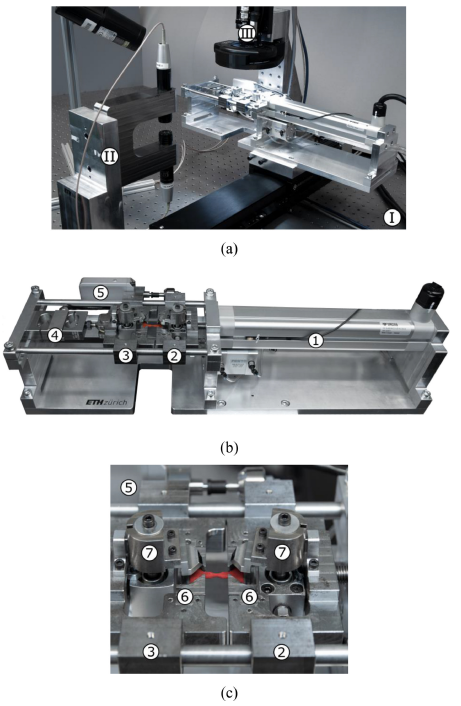


Figure 2.26 – Vue d'ensemble du dispositif expérimental. (a) Dispositif de traction monté sur une table XY de précision (b) Dispositif de traction (c) Système d'accroche de l'éprouvette.

Le protocole d'essai se déroule en 3 étapes :

- **Encastrement de l'échantillon** : il est mis sous pré-charge avec une force allant de 1 N à 4 N selon la taille de l'échantillon.
- **Mesure d'épaisseur** : le dispositif est déplacé jusqu'aux capteurs confocaux coaxiaux (Micro-Epsilon IFS2405–1) afin de procéder à la mesure d'épaisseur et de largeur.
- **Essais** : le dispositif est déplacé sous la caméra afin de réaliser l'essai. Caméra monochrome 5 Mpx avec une taille de pixel de $3.45 \times 3.45\,\mu m$ et une lentille motorisée 6.5x (Navitar Machine Vision 1–62,319). Vitesse d'acquisition 2 im/s.

Pour obtenir une vitesse de déformation de $10^{-3}\,s^{-1}$, une vitesse de traverse de $2{,}0\,\mu m \cdot s^{-1}$ est imposée pour les éprouvettes UT et de $0{,}33\,\mu m \cdot s^{-1}$ pour les éprouvettes NT20.

2.3.1.3 Résultats

Les évolutions de la contrainte de l'ingénieur en fonction de la déformation de l'ingénieur issues d'un extensomètre virtuel sont tracées figures. 2.27a et 2.27b. Les éprouvettes ayant subi une pré-déformation de 20 % ont atteint une contrainte maximale inférieure à celles ayant

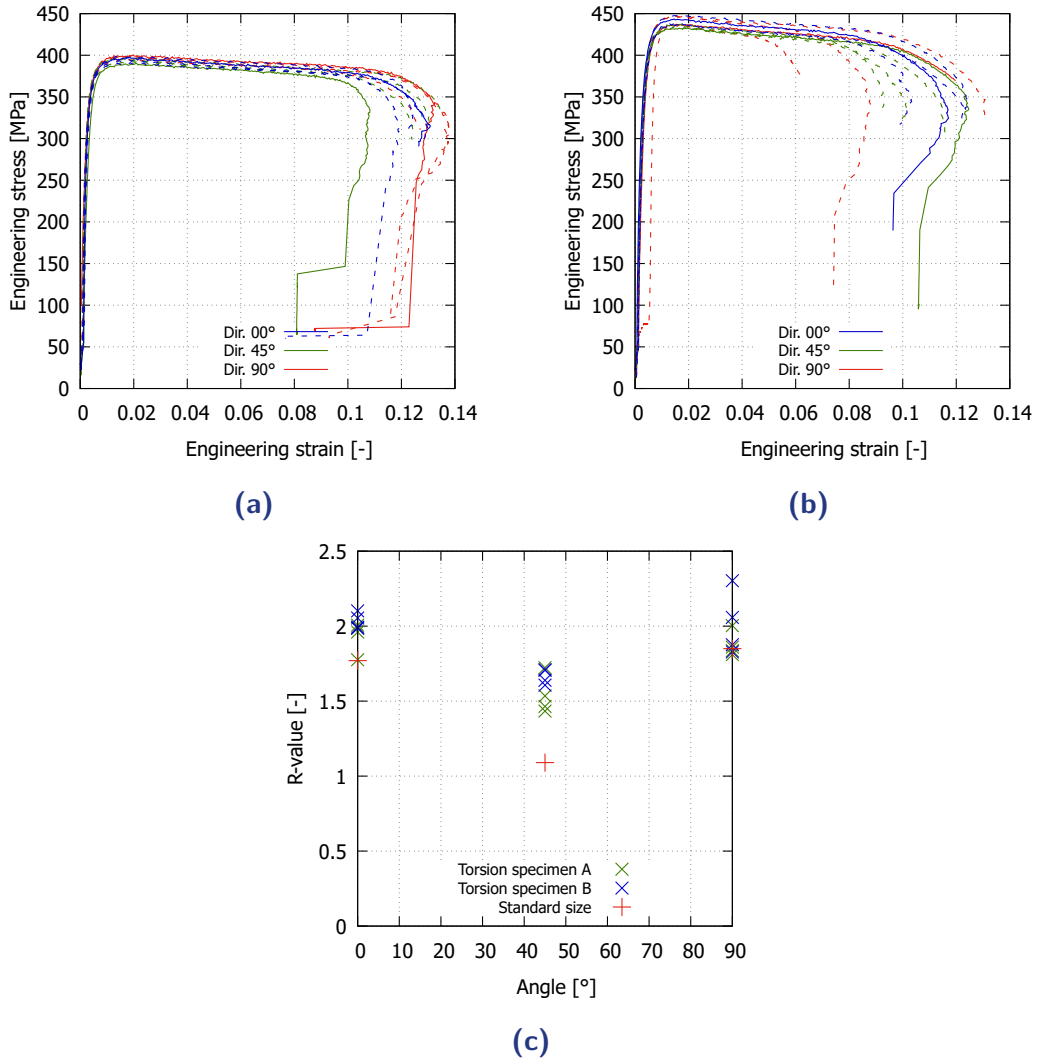


Figure 2.27 – Évolutions de la contrainte de l'ingénieur en fonction de la déformation de l'ingénieur pour les directions 0° (bleue), 45° (verte) et 90° (rouge). Les répétitions sont représentées en pointillés. (a) pré-déformation A, (b) pré-déformation B, (c) représentation des coefficients de Lankford en fonction des trois directions pour la pré-déformation A (verte), la pré-déformation B (bleue) et sans pré-déformation sur des éprouvettes standards (rouge).

subi une pré-déformation de 30 %. Les deux pré-déformations font que le critère de Considère est atteint presque immédiatement lors de l'essai de traction, avec une déformation vraie de 0,018. Les coefficients de Lankford ont quand même été calculés à partir des essais de traction. Les coefficients sont déterminés à partir d'un ajustement d'une fonction affine entre la déformation plastique transverse et la déformation plastique dans l'épaisseur (hypothèse d'incompressibilité). Les résultats sont présentés dans la figure 2.27c et tableau 2.6. Les valeurs

des coefficients sont en augmentation par rapport aux coefficients de Lankford sur les éprouvettes de traction de taille standard, calculés d'une manière identique mais sur une plage de déformation allant jusqu'à 20 %. Cette augmentation est plus marquée pour la direction 45°.

	Coefficient de lankford moyen	Écart type
UT 00	1.77	0.029
μ-UT A 00	1.93	0.086
μ-UT B 00	2.03	0.215
UT 45	1.10	0.005
μ-UT A 45	1.54	0.130
μ-UT B 45	1.66	0.052
UT 90	1.85	0.021
μ-UT A 90	1.88	0.107
μ-UT B 90	2.02	0.055

Table 2.6 – Tableau regroupant les coefficients de Lankford moyens et écarts-types pour chaque essai.

Cette analyse indique que la valeur des coefficients de Lankford tend à s'égaliser et augmenter avec la déformation de torsion plane pour ce matériau. Le calcul initial des coefficients de Lankford se fait à partir d'essais de traction simple pour un niveau de déformation choisi, aux alentours de 0,1 de déformation. Au cours des essais de traction, l'évolution des coefficients de Lankford à 0° et 90° montre une tendance à diminuer en convergent, tandis que selon la direction 45°, le coefficient semble stagner.
Notons que pour établir une meilleure comparaison, il aurait fallu réaliser des micro-essais sans pré-déformation, dans le matériau vierge et dans une éprouvette vierge sans pré-déformation, afin d'estimer s'il y a un effet de l'usinage ou non, bien que toutes les études précédentes sur ces micro-éprouvettes montrent l'innocuité des usinages initiaux avec de telles sur-épaisseurs ainsi que de l'usinage réalisé pour l'extraction des éprouvettes.

2.3.2 Évolution des coefficients d'anisotropie avec la déformation

Les résultats de la section 2.2.5.3 montrent que la simulation ne parvient pas à modéliser correctement les effets de l'anisotropie comme leurs évolutions. Deux manques sont identifiés. Un décalage d'environ 15° existe dès les déformations équivalentes de l'ordre de 0,2 entre la position des maxima de la simulation Abaqus et l'expérience. Aux grandes déformations, le déplacement angulaire des maxima est plus important pour les résultats numériques qu'expérimentaux.

Comme mentionné précédemment, les paramètres d'anisotropie du modèle de Hill'48 sont établis pour un niveau de déformation donné (Tab. 1.5) et sont calculés à partir du ratio des contraintes et des coefficients de Lankford calculés lors d'essais de traction uniaxiale, donc pour une déformation maximale limitée par l'apparition de la striction. Le calcul des paramètres P_{12}, P_{22}, P_{33}, G_{12}, G_{22} et G_{33} est présenté ci-dessous :

$$\begin{aligned} P_{12} =& \frac{1}{2}\left[\left(\frac{\sigma_{Y0}}{\sigma_{YEB}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{Y0}}{\sigma_{Y90}}\right)^2 - 1\right], \quad P_{22} = \left(\frac{\sigma_{Y0}}{\sigma_{Y90}}\right)^2 \quad \text{et} \\ P_{33} =& \left[\left(\frac{2\sigma_{Y0}}{\sigma_{Y45}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{Y0}}{\sigma_{YEB}}\right)^2\right] \end{aligned} \tag{2.6}$$

$$G_{12} = -\frac{r_0}{1+r_0}, \quad G_{22} = \frac{r_0}{r_{90}}\frac{1+r_{90}}{1+r_0} \quad \text{et} \quad G_{33} = \frac{1+2r_{45}}{r_{90}}\frac{r_0+r_{90}}{1+r_0} \tag{2.7}$$

Or, dans le cas de la torsion, la plage de déformation plastique équivalente étudiée est très large, allant de 0,1 à 2.

Une approche exploratoire est proposée pour étudier l'effet de l'évolution des paramètres d'anisotropie en fonction de la déformation tout au long de l'essai, sur l'évolution des déformations observées le long du ligament circulaire lors de la simulation numérique d'un essai de torsion plane.

Les variations de **P** et **G** sont déterminées à travers les ratios des contraintes et les coefficients de Lankford. Jusqu'à 0,2 de déformation, l'évolution des coefficients est fixée par les résultats des essais de traction à 0°, 45° et 90°. Au-delà de 0,2 de déformation, les évolutions des ratios des contraintes et des coefficients de Lankford sont supposées linéaires, les variations sont indiquées tableaux 2.7 et 2.8. Dans cette étude, toutes les combinaisons de variation sont envisagées. Dans ces combinaisons, la valeur de κ_P reste proche de 0, ce qui implique que la variation de **P** ne va pas engendrer de cas π-périodique.

Un exemple d'évolution possible est présenté figure 2.28. La zone grisée indique les déformations où l'évolution est basée sur des résultats expérimentaux de traction.

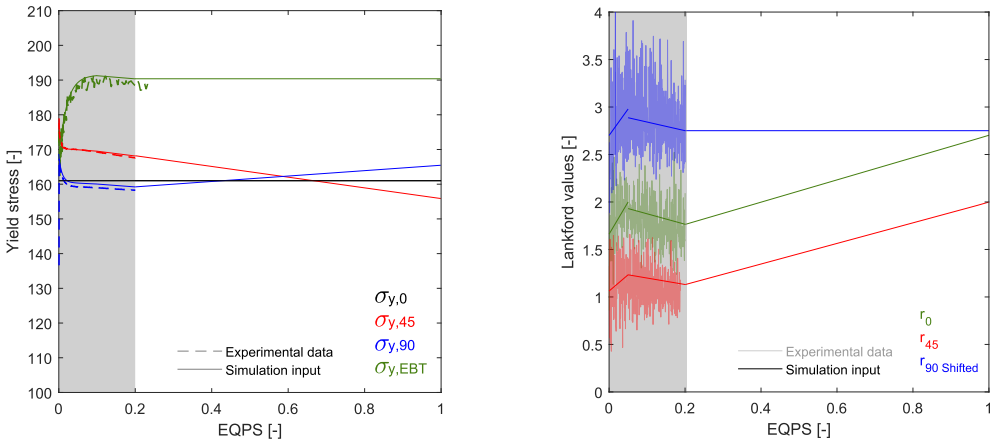
Les effets de l'évolution de **P** et **G** sont illustrés pour deux niveaux de rotation de la partie centrale de l'éprouvette. La figure 2.29a illustre les effets des variations de P_{12}, P_{22}, P_{33} lorsque **G** est constant. Tandis que la figure 2.29b montre l'inverse, avec des variations de G_{12}, G_{22}, G_{33} et **P** constant. La simulation dite de référence est la simulation de torsion plane où les matrices **P** et **G** sont indépendantes de la déformation. Dans les deux cas, les effets de l'application d'une variation des coefficients d'anisotropie est croissant avec le niveau

	Valeur à $\bar{\varepsilon}^p = 0{,}2$	Valeur min à $\bar{\varepsilon}^p = 1$	Valeur max à $\bar{\varepsilon}^p = 1$
$\sigma_{y,0}$	161,00	161,00	161,00
$\sigma_{y,45}$	168,12	156,92	179,26
$\sigma_{y,90}$	159,21	152,57	165,73
$\sigma_{y,EB}$	190,26	179,67	201,08
δ_P	−0,38	−1,00	0,32
κ_P	−0,02	−0,11	0,06

Table 2.7 – Valeurs minimales et maximales des contraintes limites élastique à $\bar{\varepsilon}^p = 1$, ainsi que des valeurs de δ_P et κ_P associées.

	Valeur à $\bar{\varepsilon}^p = 0{,}2$	Valeur min à $\bar{\varepsilon}^p = 1$	Valeur max à $\bar{\varepsilon}^p = 1$
r_0	1,76	0,86	2,65
r_{45}	1,13	0,58	1,68
r_{90}	1,75	1,02	2,48
δ_G	−0,91	−2,24	1,44
κ_G	0,00	−0,44	0,34

Table 2.8 – Valeurs minimales et maximales des coefficients de Lankford à $\bar{\varepsilon}^p = 1$, ainsi que des valeurs de δ_G et κ_G associées.



(a) **(b)**

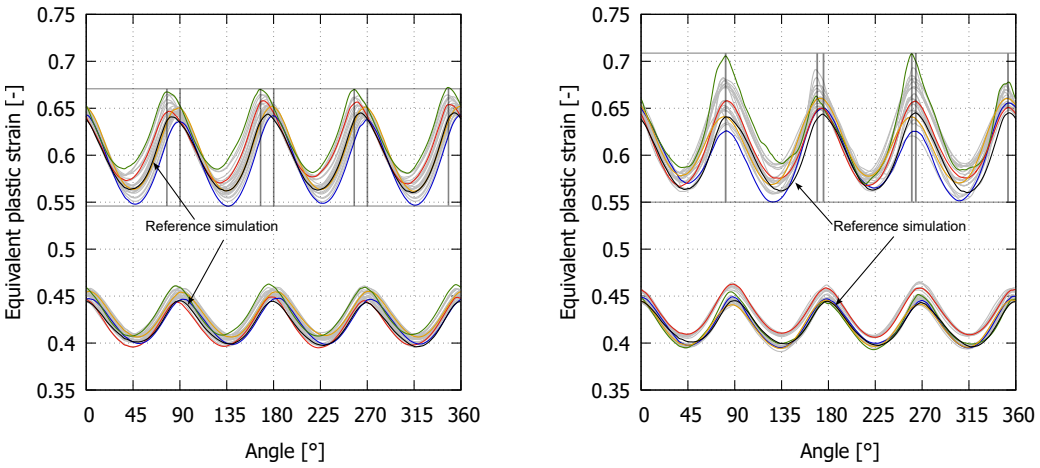
Figure 2.28 – (a) Exemple d'évolution des contraintes limites en fonction de la déformation plastique équivalente pour la simulation numérique. (b) Exemple d'évolution des coefficients de Lankford en fonction de la déformation plastique équivalente pour la simulation numérique.

de déformation moyen appliqué.

Dans le cas où **P** varie (Fig.2.29a), la différence de déformation maximale entre deux pics des différentes simulations est de 0,03. Les 4 minima et les 4 maxima d'une même simulation se situent à des niveaux quasi identiques, c'est-à-dire que l'évolution des déformations le long du ligament reste $\pi/2$-périodique ($\kappa_P \approx 0$). La position des pics de déformation est influencée par les valeurs de **P**, avec des changement de position pouvant atteindre 15 degrés entre des simulations extrêmes. Sur la figure 2.29a,la courbe verte à des valeurs $\delta_P = 0{,}32$ et $\kappa_P = 0{,}06$, tandis que la courbe bleue a des valeurs de $\delta_P = -1$ et $\kappa_P = -0{,}11$. La valeur faible de κ_P confirme la dominance $\pi/2$-périodique. Le déplacement angulaire des pics semble être piloté par δ_P.

Dans les cas où **G** varie (Fig.2.29b), la différence de déformation maximale entre deux pics des différentes simulations est de 0,08. Les valeurs des pics de déformation pour une même simulation diffèrent, faisant apparaitre des évolution π et $\pi/2$ périodiques. La variation de **G** a peu d'effet sur la position angulaire des pics. Lorsqu'un effet est visible, il est inférieur à 5° et n'apparaît pas pour tout les pics d'une même simulation. Sur la figure 2.29b, la courbe rouge possède ses 4 maxima et minima à des niveaux équivalents, en effet, la valeur de $\kappa_G = -0{,}14$ et $\delta_G = -0{,}58$ pour $\bar{\varepsilon}^p = 1$ ce qui implique une influence π périodique. Quand pour la courbe verte, $\kappa_G = -0{,}44$ et $\delta_G = -1{,}76$ ce qui implique un combinaison π et $\pi/2$ périodique.

Cette étude sur l'évolution des coefficients d'anisotropie avec la déformation montre que **P** et **G** n'influencent pas systématiquement les mêmes quantités. Alors que **P** influence principalement la position angulaire des pics de déformation, **G** introduit du "désordre" dans la forme des périodes et les niveaux de déformation des pics. Ces résultats n'ont rien de général, puisque dépendant des valeurs initiales considérées, en l'occurrence celles obtenues pour le DC01 en traction. Ils sont en accord avec les travaux publiés par Grolleau et al. [9] dans leur étude de l'influence des paramètres d'anisotropie sur la torsion plane.



(a) **(b)**

Figure 2.29 – Évolutions de la déformation plastique équivalente autour de la circonférence pour deux niveaux de déformation. (a) Les paramètres P_{12}, P_{22} et P_{33} varient (b) les paramètres G_{12}, G_{22}, G_{33} varient. Les courbes noires représentent la simulation pour **P** et **G** indépendants de la déformation et leurs valeurs fixés.

2.4 Comportement en cisaillement dynamique - Torsion plane Dynamique

Le principe des Barres de Hopkinson [103] est largement utilisé pour caractériser expérimentalement les propriétés mécaniques des matériaux subissant des vitesses de déformation rapides entre $10^2\,s^{-1}$ et $10^4\,s^{-1}$. Le principe consiste à mesurer les ondes élastiques qui se propagent le long des barres vers et depuis l'échantillon pour calculer l'histoire de déplacement et de chargement appliqués à l'échantillon. Ces ondes sont générées par l'impact initial d'un projectile (*striker*) ou la décharge rapide d'une partie de barre pré-chargée élastiquement. Les barres de Hopkinson peuvent être divisées en quatre catégories : compression, traction, torsion et mixte.

1. Les barres de compression sont les premières à être réalisées. Dans son agencement le plus simple, le projectile impacte directement l'échantillon qui est en appui sur une barre dite sortante (*output bar*) : c'est l'impact direct. En plaçant l'échantillon entre deux barres initialement au repos dont une barre d'entrée (*input bar*) est poussée par le projectile, on obtient le dispositif de compression le plus répandu appelé *Split Hopkinson Pressure Bar* (SHPB) [55].
2. La traction dynamique est moins facile à mettre en place, une méthode consiste à utiliser un projectile pour mettre en traction la barre d'entrée par un impact du projectile sur une enclume située à l'opposé de l'échantillon sur la barre d'entrée. Cette configuration permet de maintenir la barre d'entrée et de sortie coaxiales [104, 105, 106]. Une autre méthode utilisée dans le chapitre 1, repose sur l'utilisation d'un dispositif d'inversion de charge au niveau de l'échantillon [107, 32]. Les barres d'entrée et de sortie se retrouvent superposées ce qui offre un système compact et la possibilité d'un temps de chargement élevé, de 2 ms dans notre cas.
3. Un montage de torsion dynamique (TSHB - *Torsion Split Hopkinson Bar*) a été proposé par Baker et al. [108] en 1966. Le montage est constitué de deux barres, une barre d'entrée et une barre de sortie. La barre de sortie reste inchangée, mais la barre d'entrée possède un frein qui va isoler l'échantillon et permettre une précharge de la barre. Une extrémité de la barre d'entrée est fixée au mandrin d'un tour conventionnel, tandis qu'un frein est placé en son milieu. La rotation du mandrin permet de déformer élastiquement en torsion la partie de la barre comprise entre le moteur et le frein. Un couple de torsion appelé "précharge" est donc mis en place dans cette partie de barre. L'inconvénient de cette méthode réside dans la nécessité que le frein serre suffisamment la barre pour

garantir l'absence de glissement entre la barre incidente et le frein. Baker et al. annoncent que le temps de montée du signal correspond au temps de largage du frein soit environ 30 µs.

Pour diminuer le temps de largage, Lewis et Campbell [109] ont proposé un frein sacrificiel. Un élément doit se rompre pour permettre le largage du frein. Le serrage repose sur l'adhésion entre un anneau et une bride conique fixée sur la barre à l'aide de résine époxy. Lorsque la couche adhésive se rompt, la barre est libérée. Le temps de largage estimé est entre 20 µs et 25 µs. Toutefois, la rupture asymétrique du joint en époxy entraîne la génération d'ondes de flexion, et la rupture imprévisible du joint rend le contrôle de la précharge difficile. Un frein avec un système de goupille entaillée a été utilisé à plusieurs reprises [110, 111].

D'autres méthodes n'utilisant pas une précharge, donc un frein, ont été développées. La charge de la barre est assurée par un volant d'inertie par Bhujangrao et al. [112]. Duffy et al. [113] ont choisi une solution plus "explosive". L'onde de torsion est générée en faisant exploser simultanément deux petites charges explosives placées symétriquement à l'extrémité de la barre d'entrée qui vont induire sa rotation.

4. Une dernière catégorie de dispositifs permet de réaliser des combinaisons de chargement. La combinaison compression-torsion a été mise en œuvre par Lewis et Goldsmith [114] en 1973. Ils ont réussi à propager simultanément des ondes de torsion et de compression dans des directions opposées. Cette approche permet d'obtenir des conditions de chargement multiaxiales, mais présente la difficulté de la synchronisation des ondes lorsqu'elles atteignent l'échantillon. Albertini et al. [115] ont amélioré le dispositif de Lewis et Goldsmith en optimisant la synchronisation des ondes grâce à un nouveau système de frein. Par ailleurs, Espinosa et al. [116] ont développé une méthode de chargement en compression-torsion dans la même direction, permettant une propagation conjointe des ondes de compression et de torsion. Ces dispositifs résultent de la combinaison des barres SHPB et TSHB. Une variante très récente a été proposée par Xu et al. [117], elle permet de réaliser de la traction - torsion (SHTTB - *Split Hopkinson Tension Torsion Bar*). Sasso et al. [118] ont également développé un système SHTTB, caractérisé par une longueur de 90 m qui permet de synchroniser l'arrivée des ondes de traction et de torsion à l'échantillon.

Les dispositifs présentés ont des systèmes de chargement de l'éprouvette différents mais présentent des temps de montées du signal dans l'éprouvette similaires. Des temps compris entre 7 µs et 50 µs, exception faite du dispositif avec volant d'inertie qui a un temps de montée

compris entre 200 ms à 600 ms.

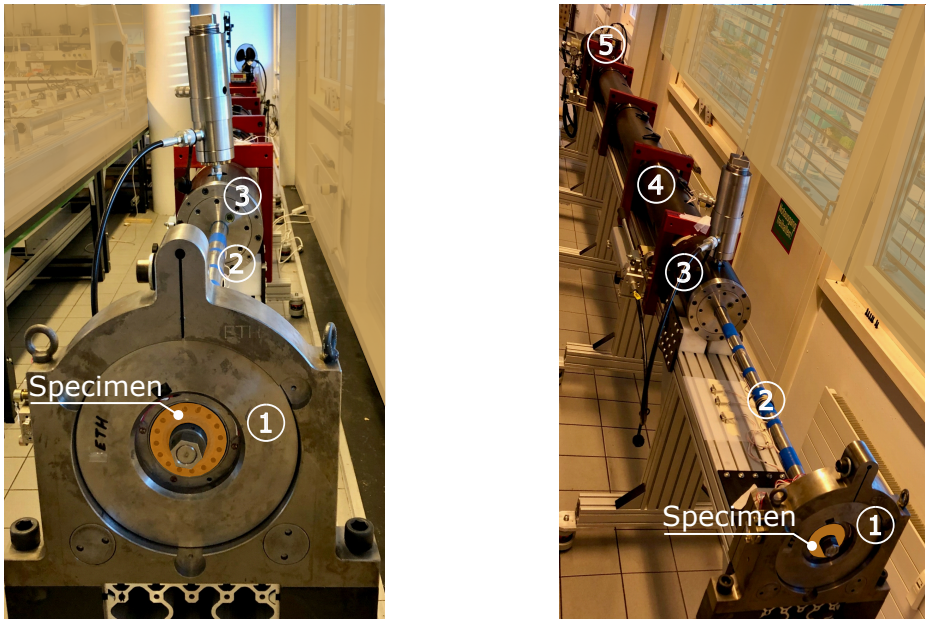
Au delà du temps de montée qui peut avoir son importance, la longueur du dispositif va définir le temps d'essai. Lorsque le temps de propagation de l'onde pour revenir à une même position est inférieur au temps d'essai, une méthode de déconvolution des ondes doit être réalisée pour séparer les ondes se propageant en sens opposés, des ondes incidentes et ondes réfléchies.

Cette section est organisée en quatre parties. La première présente le dispositif expérimental utilisé dans l'étude. La deuxième aborde la déconvolution des ondes en explorant deux méthodes : l'une dans le domaine temporel et l'autre dans le domaine fréquentiel. La troisième partie traite de l'analyse de la corrélation d'images. Pour finir, une étude numérique est menée pour identifier un modèle de comportement permettant de simuler l'essai de torsion dynamique.

2.4.1 Dispositif

Le dispositif de torsion plane dynamique (Fig. 2.30) développé n'utilise qu'une seule barre, la barre incidente du dispositif de Baker. Une extrémité de cette barre est reliée à un moteur, l'autre à l'échantillon. Entre les 2 est disposé un frein qui "permet d'isoler" la zone de précharge de la zone de mesure lors de la précharge de la barre par le moteur. Une fois la barre préchargée, l'action du frein est libérée, une onde de torsion va se propager vers l'éprouvette et une autre de même intensité va se propager vers le moteur. Comme pour les barres classiques, des jauges de déformation placées sur la barre permettent d'analyser l'onde de torsion incidente en direction de l'échantillon, et l'onde réfléchie qui en revient.

Les schémas de la torsion quasi-statique (Fig. 2.31a) et dynamique (Fig. 2.31b) illustrent qu'entre : frein et échantillon, ou entre cellule et échantillon, les deux dispositifs sont identiques. La torsion plane dynamique utilise un arbre de même diamètre que celui utilisé pour le dispositif quasi-statique. Les dispositifs de mise en position et de maintien de l'éprouvette sont les mêmes pour les 2 dispositifs, ce qui permet de réaliser les essais quasi-statiques et dynamiques avec la même géométrie d'éprouvette. La seule différence entre les 2 dispositifs, se situe dans la fixation de la couronne externe de l'éprouvette. Dans le cas du dispositif quasi-statique, celle ci est fixée au tube qui supporte également le moteur. Le système est alors en équilibre, aucun couple n'est transmis au bâti. En ce qui concerne le dispositif dynamique, la couronne externe de l'éprouvette est fixé à un disque d'inertie (noté ① dans la figure 2.30) en liaison pivot glissante avec le bâti. La translation possible du disque inertiel permet de s'assurer que l'éprouvette ne subit aucune précharge, tant axiale que de torsion, lors de sa mise en place.



(a) **(b)**

Figure 2.30 – Dispositif de torsion plane dynamique. ① disque d'inertie avec support éprouvette, ② barre de charge avec jauges de déformation, ③ frein, ④ tube et ⑤ Moteur hydraulique.

12 vis M8 sont utilisées pour fixer la couronne externe de l'éprouvette au disque inertiel. Cette méthode permet un accès optique complet à la surface de l'échantillon pour réaliser la corrélation d'images numériques 2D ou l'imagerie infrarouge (IR), seulement limitée, hélas, par la résolution des caméras.

La barre ② a une longueur de 6 m et un diamètre de 40 mm, fabriquée en acier 42CrMo4 trempé et revenu. La barre traverse le frein hydraulique ③ qui est relié au moteur par un tube ④. La pression dans le circuit hydraulique déforme élastiquement une surface cylindrique qui vient au contact de la barre sur une longueur de 250 mm. L'effort normal engendré par cette surface sur la barre va générer un effort tangentiel du fait du frottement bloquant la rotation de la barre en aval du frein. Ce frein est serré lors de la précharge, le système moteur+barre+frein+tube est en équilibre. Seul le poids de ce système est transmis au bâti. Une cellule de torsion de 4 kN · m se trouve entre le moteur et un second frein (Fig. 2.31b). Ce frein permet de protéger la cellule et le moteur des ondes de torsion en provenance du frein ③ lors de la libération de l'action de celui-ci. Tout les éléments qui composent le système moteur+barre+frein+tube sont axisymétriques, aucun mouvement de de corps rigide transversal n'est mesurable. L'imagerie ne requiert d'ailleurs aucune correction de mouvement de corps rigide.

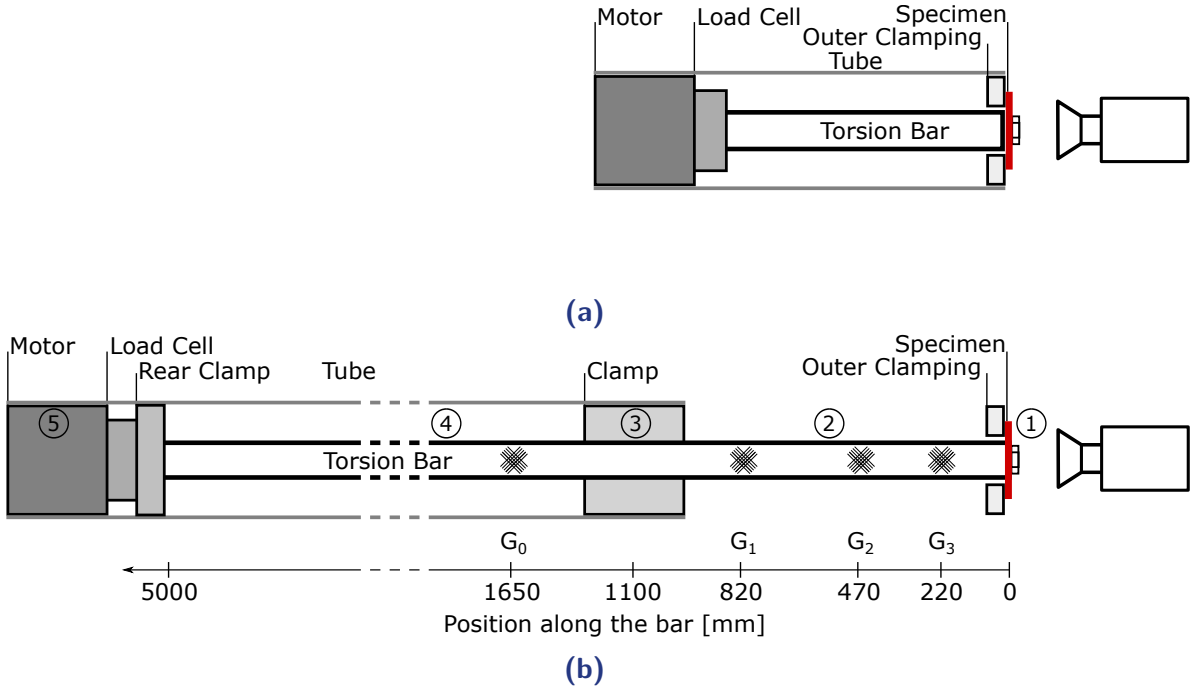


Figure 2.31 – Schéma du dispositif de torsion plane (a) Quasi-statique. (b) Dynamique. ① disque d'inertie avec support éprouvette, ② barre de charge avec jauges de déformation, ③ frein, ④ tube et ⑤ Moteur hydraulique.

La génération d'une chute de pression dans le circuit hydraulique du frein déclenche la libération de la précharge donc la propagation d'une onde de torsion, en direction du moteur et vers l'éprouvette. La zone de mesure fait une longueur d'environ 1 m (entre ① et ③) et est équipée de trois ponts complets de jauges de déformation (G1, G2 et G3, voir Fig. 2.31b). Chaque position de mesure est constituée d'un pont de jauges biaxiales diamétralement opposées ($\pm 45°$, grille de 2 mm de long, 350 Ω). Un quatrième pont de jauges, à savoir G0, est situé sur la partie pré-chargée de la barre, à environ 1,6 m de l'éprouvette, ce qui permet un étalonnage systématique des ponts de jauges à partir de la mesure en G0 en se référant à la mesure de la cellule de torsion située au niveau du moteur. Les jauges sont intégrées dans 4 circuits en pont complet de Wheatstone, les signaux sont amplifiés avec une fréquence de coupure de 150 kHz puis convertis en signaux analogiques ± 10 V enregistrés simultanément avec les images en utilisant un rapport de sur-échantillonnage de 4 pour les données par rapport aux images. Une fréquence d'enregistrement d'images de 70 kHz et une fréquence d'acquisition de données de 280 kHz sont utilisées pendant les expériences.

L'ensemble composé de la barre, du moteur, du tube et du frein possède un seul degré de

liberté de rotation axiale avec le bâti, tandis que le disque d'inertie possède un degré de liberté de rotation et de translation axiale pour assurer un chargement de l'échantillon uniquement en torsion sous l'effet de l'inertie. Grâce à cette conception, le bâti ne supporte que le poids du dispositif, aucun couple n'étant transmis au bâti. La libération du frein génère une onde de décharge se propageant vers le moteur et une onde de charge, appelée onde incidente, se propageant vers l'échantillon. Cette interaction entre l'onde incidente et l'échantillon génère l'onde dite réfléchie, qui se propage vers le moteur. La propagation des trois ondes est présentée dans le diagramme des ondes, figure 2.32.

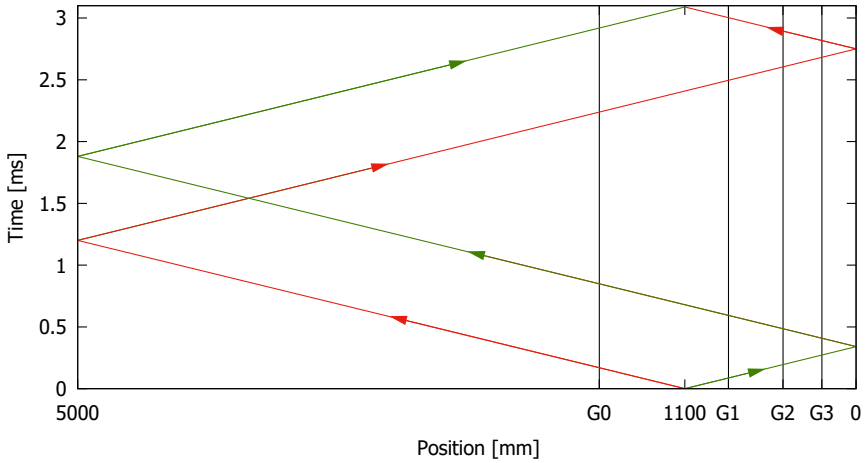


Figure 2.32 – Diagramme des ondes du dispositif de torsion dynamique. En vert l'onde qui se propagent en direction de l'échantillon (incidentes), en rouge les ondes (réfléchies) se propageant vers le moteur.

2.4.2 Analyse des ondes

La durée des essais aux barres de Hopkinson est généralement limitée par la longueur de la barre, qui indique le temps nécessaire aux ondes pour se superposer au point de mesure. Pour surpasser cette limitation technique, il faut réaliser une déconvolution des ondes.

Cette étape va permettre de décomposer les signaux enregistrés en signaux incidents et signaux réfléchis ce qui permet d'obtenir la réponse de l'échantillon. Le diagramme 2.32 montre qu'il faut 0,35 ms pour que l'onde atteigne l'échantillon, environ 0,8 ms après la libération du frein, l'onde réfléchie par l'éprouvette arrive au frein, passant par les positions des ponts G1, G2 et G3. Le temps d'essai maximal prévu par le dispositif est de 2,5 ms soit le temps nécessaire pour que l'onde se propageant initialement en direction du moteur arrive à l'échantillon.

Pour l'étude de la torsion dynamique, deux méthodes seront comparées, une déconvolution temporelle proposée par Lundberg et Henchoz [119] (LH) et une méthode en fréquence proposée par Bussac et al. [120] (BCGO - Bussac, Collet, Gary et Othman).

2.4.2.1 Propagation des ondes élastiques

Soit une barre cylindrique de rayon r_b constituée d'un matériau élastique isotrope (Module de Young E, coefficient de poisson ν, module de cisaillement G) et de masse volumique ρ. Si une onde de torsion se propage le long de la barre, l'équilibre dynamique d'une section d'épaisseur dz conduit à l'équation :

$$T(z+\partial z) - T(z) = \rho \cdot I_{zz} \cdot \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \cdot \tag{2.8}$$

Avec T le couple, I_{zz} le moment polaire et ψ la position angulaire. En supposant une évolution linéaire de la contrainte de cisaillement avec la position radiale dans une section transversale, la contrainte de cisaillement de la surface extérieure de la barre τ, la première dérivée spatiale de la position angulaire de la section transversale et le couple T sont des grandeurs proportionnelles :

$$T = \frac{\tau}{r_b} \cdot G \cdot I_{zz} = \frac{\partial \psi}{\partial z} \cdot G \cdot I_{zz} \tag{2.9}$$

Par conséquent, la conservation du moment se réduit à l'équation d'Alembert :

$$C_s^2 \cdot \frac{\partial^2 \psi}{\partial z^2} = \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2}, \text{ avec } C_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \tag{2.10}$$

Avec C_s la célérité des ondes de torsion caractérisant une propagation non dispersive des ondes de torsion le long de la barre. La solution de l'équation 2.10 est la somme de deux fonctions d'onde, une se propageant dans le sens des z croissants (onde réfléchie ε_r) et une autre selon les z décroissants (onde incidente ε_i).

$$\psi(z,t) = \varepsilon_r(z - C_s t) + \varepsilon_i(z + C_s t) \tag{2.11}$$

2.4.2.2 Déconvolution temporelle, Lundberg et Henchoz

Lundberg et Henchoz [119] ont proposé un algorithme basé sur l'histoire du signal à deux positions différentes (Fig. 2.34). À partir de l'enregistrement du temps aux positions Z_1 et

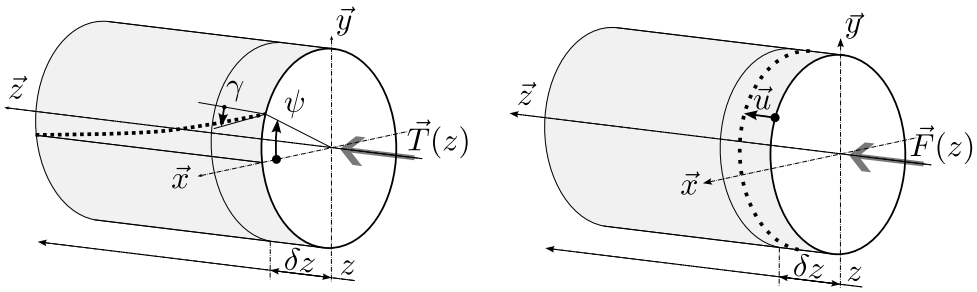


Figure 2.33 – Schéma d'une onde élastique en torsion (gauche) et en compression (droite).

Z_2, la décomposition du signal à la position 0 donne :

$$\begin{aligned}
\varepsilon(0,t) &= \varepsilon_i(0,t) + \varepsilon_r(0,t) \\
&= \varepsilon_i\left(Z_1, t - T_1\right) + \varepsilon_r\left(Z_2, t + T_2\right) \\
&= \left[\varepsilon\left(Z_1, t - T_1\right) - \varepsilon_r\left(Z_1, t - T_1\right)\right] + \left[\varepsilon\left(Z_2, t + T_2\right) - \varepsilon_i\left(Z_2, t + T_2\right)\right] \\
&= \ldots \\
&= \varepsilon(0, t - 2T) + \varepsilon\left(Z_1, t - T_1\right) - \varepsilon\left(Z_1, t + 2T_2 - T_1\right) \\
&\quad + \varepsilon\left(Z_2, t + T_2\right) - \varepsilon\left(Z_2, t - 2T_1 + T_2\right)
\end{aligned} \tag{2.12}$$

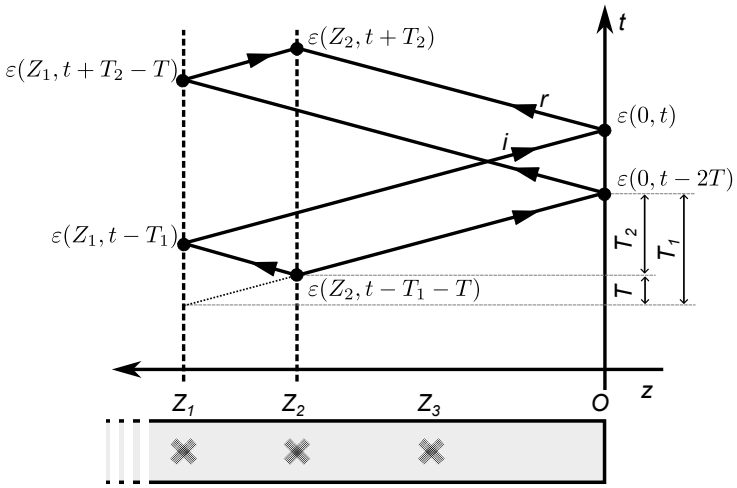


Figure 2.34 – Diagramme des ondes au niveau des ponts G1, G2, G3 et de l'éprouvette.

La simplicité de cette solution et sa facilité de calcul en font un outil pratique. Le principal inconvénient de cet algorithme réside dans sa définition récursive du signal reconstruit, ce qui le rend sensible aux perturbations [121, 122, 123]. L'aspect récursif de la méthode demande

de connaître le signal avant le temps 0, dans ce cas $\varepsilon(z, t \leq 0) = 0$. D'autres inconvénients sont également mis en évidence par Othman et al. [124] :

- La méthode ne prend pas en compte la dispersion des ondes dans la barre, car elle est basée sur la théorie de la propagation des ondes unidimensionnelles dans une barre élastique. Cela ne concerne pas les ondes de torsion, qui sont non-dispersives.
- La méthode est sensible aux parasites enregistrés par les jauges.
- La méthode est sensible à une erreur dans la mesure de la position de la jauge.

Ayant trois jauges positionnées sur la barre, une reconstruction des signaux deux à deux, suivie d'une moyenne, permet de réduire l'influence des parasites sur la déconvolution.

2.4.2.3 Déconvolution fréquentielle

Une autre approche de la déconvolution consiste à se placer dans le domaine fréquentiel. La relation qui le lie au domaine temporel est régie par l'équation de transformation de Fourrier, avec $j^2 = -1$:

$$\hat{\varepsilon}(\omega) = 1/(2\pi) \int_{-\infty}^{+\infty} \varepsilon(t) e^{-j\omega t} dt \tag{2.13}$$

Le signal peut être exprimé à l'aide de la transformée de Fourier et s'écrit donc de la façon suivante :

$$\hat{\varepsilon}(z, \omega) = \hat{\varepsilon}_r(z_0, \omega)\, e^{-j\xi(\omega)(z-z_0)} + \hat{\varepsilon}_i(z_0, \omega)\, e^{j\xi(\omega)(z-z_0)} \tag{2.14}$$

Avec $\hat{\varepsilon}_r(z_0, \omega)$ et $\hat{\varepsilon}_i(z_0, \omega)$ les transformées de Fourier des signaux réfléchi et incident à la position z_0 et $\xi(\omega)$ la relation de dispersion.

$$\xi(\omega) = \kappa(\omega) + j\alpha(\omega) \tag{2.15}$$

Avec $\kappa(\omega)$ le nombre d'onde qui peut s'exprimer en fonction de la célérité des ondes $\kappa(\omega) = \omega/C_s$ et $\alpha(\omega)$ le coefficient d'amortissement qui se réduit à $\alpha(\omega) = 0$ dans le cas d'onde non dispersive.

Bussac et al. [120] ont proposé un algorithme qui maximise la réduction du bruit en utilisant la transformée de Fourier. La solution proposée retrouve les résultats de Lundberg et Henchoz et simplifie l'algorithme proposé par Bacon [122]. Nous adoptons ici la formulation des moindres carrés de la solution proposée par Bussac et al. Cette formulation a été initialement proposée par Hillstöm et al. [125], et finalement appliquée aux expériences SHPB par Shim et Mohr [126]. À partir des mesures redondantes, ici les mesures aux emplacements G1, G2 et G3, l'équation 5 peut être écrite sous la forme d'un système linéaire d'équations :

$$\boldsymbol{b} = \boldsymbol{A}\boldsymbol{x} \tag{2.16}$$

Avec $\boldsymbol{x}$ l'inconnue :

$$\boldsymbol{x}(\omega) = \begin{bmatrix} \hat{\varepsilon}_r\left(z_0, \omega\right) \\ \hat{\varepsilon}_i\left(z_0, \omega\right) \end{bmatrix} \tag{2.17}$$

Les mesures des signaux aux deux position z_1 et z_2 :

$$\boldsymbol{b}(\omega) = \begin{bmatrix} \hat{\varepsilon}\left(z_1, \omega\right) \\ \hat{\varepsilon}\left(z_2, \omega\right) \\ \hat{\varepsilon}\left(z_3, \omega\right) \end{bmatrix} \tag{2.18}$$

Et la matrice de coefficients :

$$\boldsymbol{A}(\omega) = \begin{bmatrix} e^{-i\xi(\omega)(z_1-z_0)} & e^{i\xi(\omega)(z_1-z_0)} \\ e^{-i\xi(\omega)(z_2-z_0)} & e^{i\xi(\omega)(z_2-z_0)} \\ e^{-i\xi(\omega)(z_3-z_0)} & e^{i\xi(\omega)(z_3-z_0)} \end{bmatrix} \tag{2.19}$$

Avec les mesures redondantes, il y a trop d'équations par rapport au nombre d'inconnues, ce qui implique que $x(\omega)$ ne peut pas être déterminé exactement. Une approximation est calculée en utilisant la méthode des moindres carrés pour minimiser l'erreur du système d'équations 2.16, et conduit à la solution :

$$\boldsymbol{x} = \left[\boldsymbol{A}^H\boldsymbol{A}\right]^{-1}\boldsymbol{A}^H\boldsymbol{b} \tag{2.20}$$

Où $\boldsymbol{A}^H$ représente le conjugué complexe et la transposition de $\boldsymbol{A}$. Cependant la matrice $\boldsymbol{A}^H$ devient singulière ($det\,\boldsymbol{A} = 0$) lorsque $\xi(\omega) = \frac{n\pi}{z_2 - z_1}$. Pour éviter ce problème qui peut intervenir pour des valeurs réelles de fréquence, "un petit paramètre", d'après Gérard Garry, est introduit. Ce petit paramètre est une perturbation imaginaire de la pulsation $\tilde{\omega} = \omega + \eta j$. Dans le cas d'onde de torsion, la relation de dispersion devient :

$$\xi(\tilde{\omega}) = \xi(\omega) + j\eta/C_s \tag{2.21}$$

2.4.2.4 Résultats de la déconvolution des ondes

Les résultats des deux méthodes de reconstruction sont présentés dans la figure 2.35. Sur la gauche du graphique, un zoom est effectué lorsque les signaux sont à 0, le bruit des deux méthodes est équivalent, de l'ordre du Newton mètre. Un second zoom est réalisé à un instant

où l'éprouvette est chargée. La méthode LH présente un bruit de $\pm 20\,\mathrm{N}\cdot\mathrm{m}$, tandis que pour la méthode BCGO, le bruit est d'environ $5\,\mathrm{N}\cdot\mathrm{m}$. La méthode BCGO permet une déconvolution sans amplification du bruit alors que la méthode temporelle, par nature récursive, conduit irrémédiablement à accumuler le bruit initial des signaux mesurés.

La précision de la méthode BCGO est montrée dans la figure 2.36 en comparant un signal mesuré avec sa version reconstruite, pour le signal enregistré à la position G1. On peut observer que l'erreur maximale est inférieure à $3\,\mathrm{N}\cdot\mathrm{m}$. Dans la suite, la méthode utilisée sera BCGO.

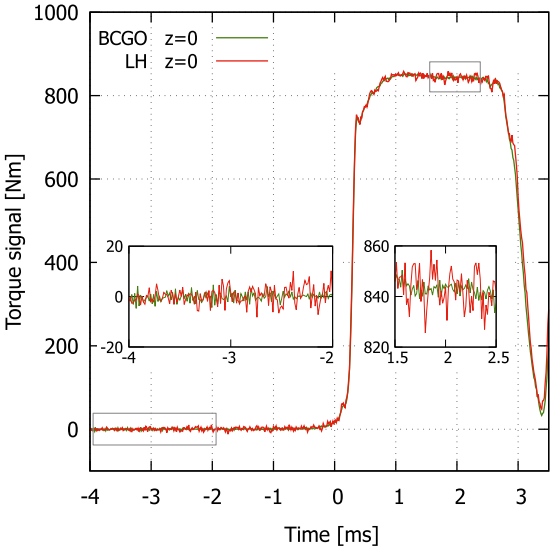


Figure 2.35 – Signal de couple en fonction du temps pour la méthode de déconvolution BCGO (vert) et Lundberg et Henchoz (rouge).

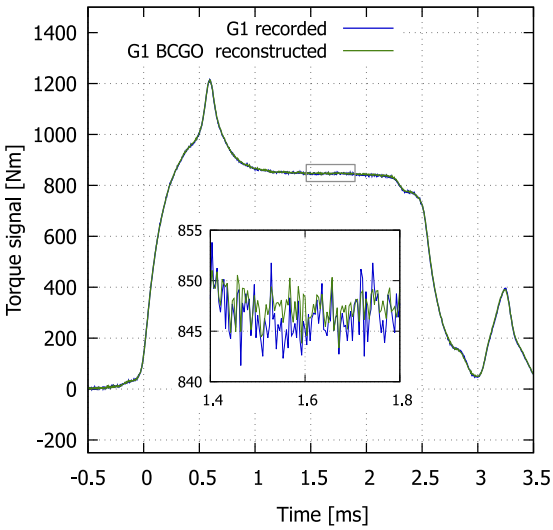


Figure 2.36 – Comparaison entre le signal enregistré à la position G1 (bleu) et le signal reconstruit à G1 avec la méthode BCGO (vert).

Un jeu de signaux acquis lors d'un essai est présenté dans la figure 2.37. Le temps $t = 0{,}0\,\mathrm{ms}$ représente l'instant du largage complet du frein. Avant cela, la jauge G0 mesure un signal indiquant un couple de $2000\,\mathrm{N}\cdot\mathrm{m}$, puis le signal diminue et se stabilise autour $800\,\mathrm{N}\cdot\mathrm{m}$. Symétriquement, les signaux enregistrés aux emplacements G1, G2 et G3 ont des valeurs initiales nulles qui augmentent jusqu'à environ $800\,\mathrm{N}\cdot\mathrm{m}$, soit un peu moins de la moitié de la précharge. La jauge G3 est la première à détecter l'onde réfléchie après $0{,}3\,\mathrm{ms}$, puis c'est au tour des jauges G2, G1 et enfin G0 après $0{,}8\,\mathrm{ms}$ d'essai. Au-delà de ce temps, toutes les mesures sont des superpositions des signaux incidents et réfléchis.

La déconvolution des signaux figure 2.37 est présentée dans la figure 2.38. Les signaux incidents et réfléchis par l'éprouvette ($z = 0$) sont représentés en fonction du temps. Comme attendu, la valeur du plateau du signal incident est égale à la moitié de la valeur de précharge

($\approx 1000\,\mathrm{N}\cdot\mathrm{m}$), pendant environ 1,5 ms, pour une durée totale mesurée de 2,5 ms entre le pic et la chute du signal. Le temps de 2,5 ms correspond également au temps que met l'onde qui part du côté moteur pour arriver à l'échantillon (Fig. 2.32), soit une distance totale de presque 8 m à une vitesse de $3400\,\mathrm{m}\cdot\mathrm{s}^{-1}$. Le signal réfléchi (en z=0) est caractérisé par une valeur initiale positive correspondant à un rebond de l'onde incidente contre un bord libre, alors que l'éprouvette est encore déchargée, suivie d'une chute correspondant au saut de la valeur du couple généré par l'éprouvette, et d'une valeur de plateau d'une durée d'environ 1,5 ms.

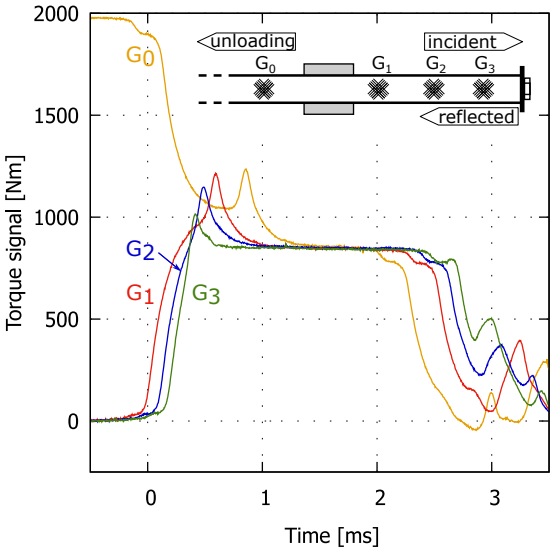


Figure 2.37 – Signaux de couple enregistrés par les jauges G0 (orange), G1 (rouge), G2 (bleu) et G3 (vert).

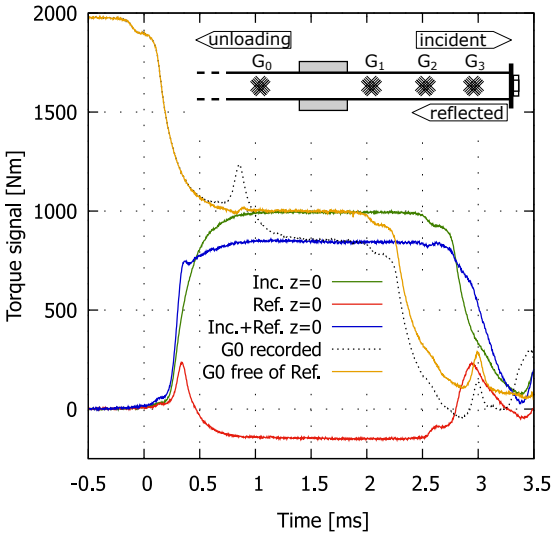


Figure 2.38 – Évolutions du signal incident (vert), réfléchi (rouge), reconstruit (bleu) à l'éprouvette (z=0) en fonction du temps ainsi que du signal enregistré en G0 et le signal G0 sans la partie réfléchie calculé en G0.

L'évolution temporelle initiale du signal à l'emplacement G0 est représentée par des points noirs. Le signal orange est le signal issu de la jauge G0 auquel le signal réfléchi transporté en G0 a été retiré. Comme attendu, ce signal se superpose au signal incident, prouvant le bon fonctionnement symétrique du frein et la totale liberté en rotation de la barre.

2.4.3 Corrélation d'images numériques

La corrélation d'images dans les essais dynamiques est toujours un défi, car l'utilisation d'une fréquence d'acquisition élevée implique une diminution de la résolution de l'image. La caméra utilisée passe d'une résolution de 1 Mpx à 20 000 im/s à une résolution de 0,13 Mpx

à 120 000 im/s. Par conséquent, l'étude de la convergence des déformations calculées par la corrélation d'images revêt une plus grande importance. Lors d'un essai quasi-statique, la corrélation d'images est réalisée avec VIC-2D de Correlated Solutions, avec une caméra de 25 Mpx qui permet d'obtenir une résolution spatiale de $10\,\mu m \cdot px^{-1}$. Les paramètres utilisés sont une imagette (*subset*) de 31 px et un pas (*step*) de 7 px.

La figure 2.39(a) présente une image provenant de la DIC, sur laquelle 4 maxima de déformation sont mis en évidence (points gris), liés à une manifestation de l'anisotropie telle que présentée par Grolleau et al. [9]. La rupture s'amorce dans les zones 1 et 3 pour se propager jusqu'aux zones 2 et 4.

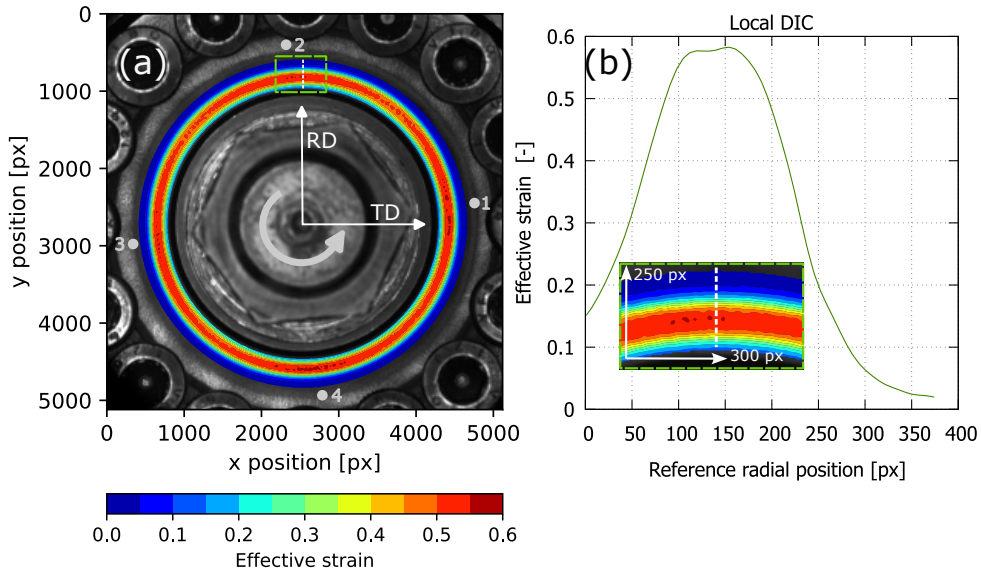


Figure 2.39 – (a) Vue du champ de déformation effective (déformation de Hencky) pendant un essai de torsion quasi-statique sur de l'acier DC01 à un niveau de déformation d'environ 0,6. Le sens de rotation est indiqué par une flèche grise au centre. (b) Évolution de la déformation effective le long de la direction de laminage à travers la bande de cisaillement.

La figure 2.39(b) représente l'évolution de la déformation effective de Hencky le long d'une ligne radiale selon la direction de laminage. L'évolution de la déformation le long de la ligne présente un plateau. Il correspond à la zone où la contrainte est supposée être constante grâce à la géométrie optimisée de la gorge, ici une forme conique située entre 160 px et 210 px dans le repère de l'image ce qui correspond à des rayons de 23 mm à 23,5 mm. La corrélation d'image doit être capable de saisir un fort gradient de déformation sur une courte distance. En quelques dizaines de pixel, il faut pouvoir saisir l'évolution de la déformation pour atteindre son maximum.

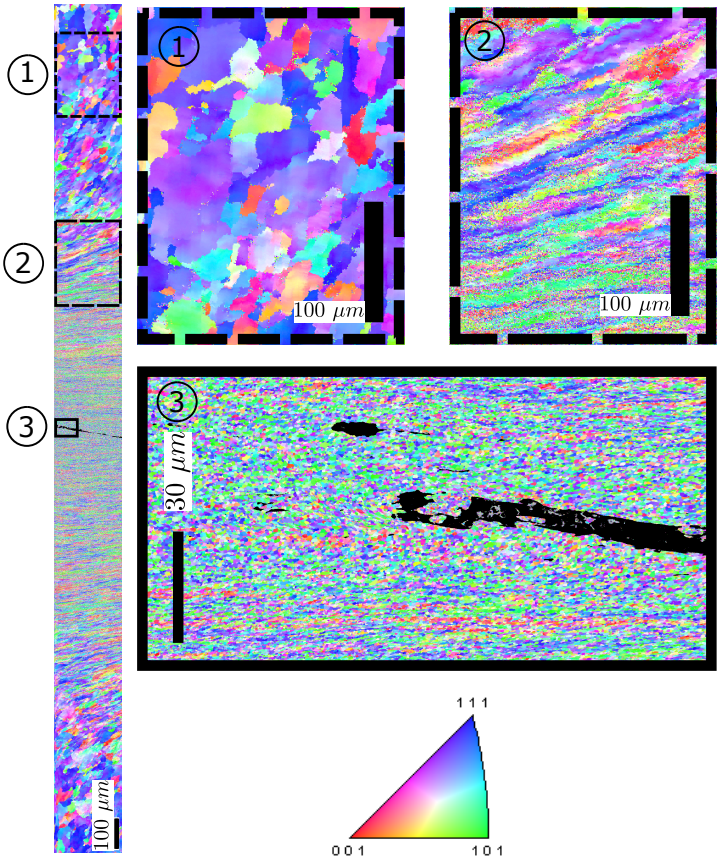


Figure 2.40 – Image issue de l'analyse EBSD de la gorge d'une éprouvette de torsion plane proche de la ligne pointillé figure 2.39. ① Zone déformée élastiquement ② Bordure de la gorge ② Zone proche d'une fissure.

La figure 2.40 présente l'analyse réalisée en microscopie électronique EBSD d'une bande radiale extraite d'un échantillon de torsion sollicité en dynamique. Le champs de couleur révèle la forme et les orientation cristallines. Sur cette figure, on peut voir la bande complète sur laquelle trois zones se distinguent. La première zone ① correspond à la partie de l'éprouvette qui subit une sollicitation élastique, elle est située en dehors de la gorge et présente une micro-structure équi-axe. La deuxième ② est la zone de transition entre la partie élastique et plastique, la structure cristallographique est cisaillée avec un allongement et une inclinaison de plus en plus marqués des grains. Enfin au centre, ③, au cœur de la gorge proche d'une pointe de fissure pour cette éprouvette partiellement rompue. Très localement autour de la fissure, sur environs 15 µm de chaque coté de la fissure, les grains retrouvent une structure équi-axe, pouvant provenir d'une recristallisation provoquée par l'échauffement local. Cette analyse confirme l'existence d'une zone de cisaillement homogène, et l'absence d'une fusion-

resolidification autour de la fissure lorsqu'elle est partielle.

2.4.3.1 Étude de la convergence de la corrélation d'images

L'utilisation d'une caméra à grande vitesse conduit à une réduction de la région d'intérêt (ROI - *Region Of Interest*) par rapport aux essais quasi-statiques, pour lesquels une caméra de 25 Mpx est utilisée. Une caméra Photron SAZ est utilisée en dynamique, avec une résolution de 768×352 px à une fréquence de 70 kHz. Un éclairage LED à haute intensité permet d'utiliser un temps d'obturation de $1/200\,000$ s. Une première série d'expériences a été réalisée pour identifier la distance maximale entre l'objectif de 100 mm et l'échantillon, afin d'obtenir une mesure indépendante de la taille des pixels. La distance de travail retenue est de 50 mm entre l'objectif et l'échantillon. Elle permet d'obtenir une taille de pixel d'environ $12\,\mu m \cdot px^{-1}$, proche de la résolution utilisée en régime quasi-statique ($10\,\mu m \cdot px^{-1}$). Les paramètres expérimentaux de la corrélation d'images sont résumés dans le tableau 2.9.

Camera Manufacturer & Model	Photron, FASTCAM SA-Z type 2100K-M-32GB
Image Resolution	768×352 px
Lens Manufacturer & Model	LAOWA 2 pour 1
Focal Length	100 mm
Field-of-View	4×7 mm
Image Scale	$12\,\mu m \cdot px^{-1}$
Stand-Off Distance	50 mm
Image Acquisition Rate	70 kHz
Patterning Technique	Spray paint - Airbrush
Pattern Feature Size	8 px

Table 2.9 – Paramètres expérimentaux de la corrélation d'images.

Un exemple typique de résultat obtenu par la corrélation est présenté figure 2.41. Sur cette image, la zone supérieure située de 50 à 120 px de coordonnées y, correspond à la partie extérieure de l'échantillon qui est proche du disque inertiel. Cette partie est soumise à un chargement élastique pendant l'essai. La partie inférieure de l'image, avec une ordonnée y supérieure à 350 px, est proche de l'axe de rotation. Le champ affiché est la déformation effective calculée par la corrélation d'images, affiché dans la configuration de référence. Pour cet essai conduisant à de grandes déformations, la corrélation d'images est faite de manière incrémentale, l'image d'indice n-1 servant de référence pour corréler l'image n. Une autre méthode consiste à utiliser une image de référence unique, l'image n est comparée à l'image de référence pour déterminer la déformation sans tenir compte de ce qui se passe sur les images

intermédiaires. L'étude du niveau de bruit (*floor noise*) est donc encore plus indispensable en corrélation incrémentale pour contrôler le cumul du bruit. Cette étude est réalisée sur des images sans déformation, afin de s'assurer d'un niveau de bruit faible, inférieur à ($<10^{-3}$). Une autre quantité d'étude sera l'évolution de la déformation le long de la ligne verticale en pointillés blancs (x=570 px). Les paramètres de DIC sont étudiés pour des subsets allant de 13 px à 30 px, des steps de 4 px à 13 px avec un filtre de 5 sur les déformations, filtre gaussien pondéré à 90 % au centre.

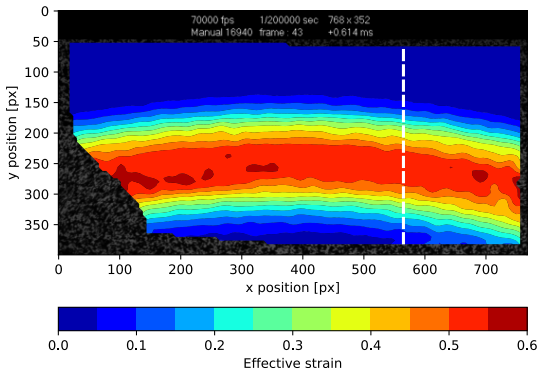


Figure 2.41 – Champ de déformation effective issu de la DIC locale à un niveau de déformation de Hencky de 0,6. La ligne pointillée blanche représente la position des points pour l'étude de la déformation selon une ligne radiale.

Le paramètre le plus influent sur le niveau de bruit s'est avéré être la taille du pas (step). Une évolution temporelle linéaire du niveau de bruit a été observée de manière cohérente, partant d'une valeur d'environ 10^{-4} de déformation effective de Hencky avant le chargement de l'éprouvette, jusqu'à 10^{-2} dans le scénario le plus défavorable, avec le plus petit pas, à la fin de l'expérience, et une valeur finale de déformation effective d'environ 2,0. Une diminution de la taille du pas (step) augmente presque linéairement le niveau de bruit, avec une valeur seuil de 6 px, en dessous de laquelle une évolution exponentielle du niveau de bruit se produit.

Lors de l'analyse des essais avec VIC-2D, l'absence de convergence évidente en fonction des paramètres pourrait être due à l'utilisation d'une interpolation linéaire de la déformation, alors que les essais sont marqués par de forts gradients. Nous avons donc utilisé un autre logiciel proposant des interpolations polynomiales d'ordre plus élevé de la déformation. Le logiciel choisi est Ufreckles, développé par Julien Réthoré [127]. Ufreckles utilise une méthode similaire aux éléments finis, une approche de corrélation qualifiée de "globale" au contraire de VIC-2D qui repose sur une approche dite locale.

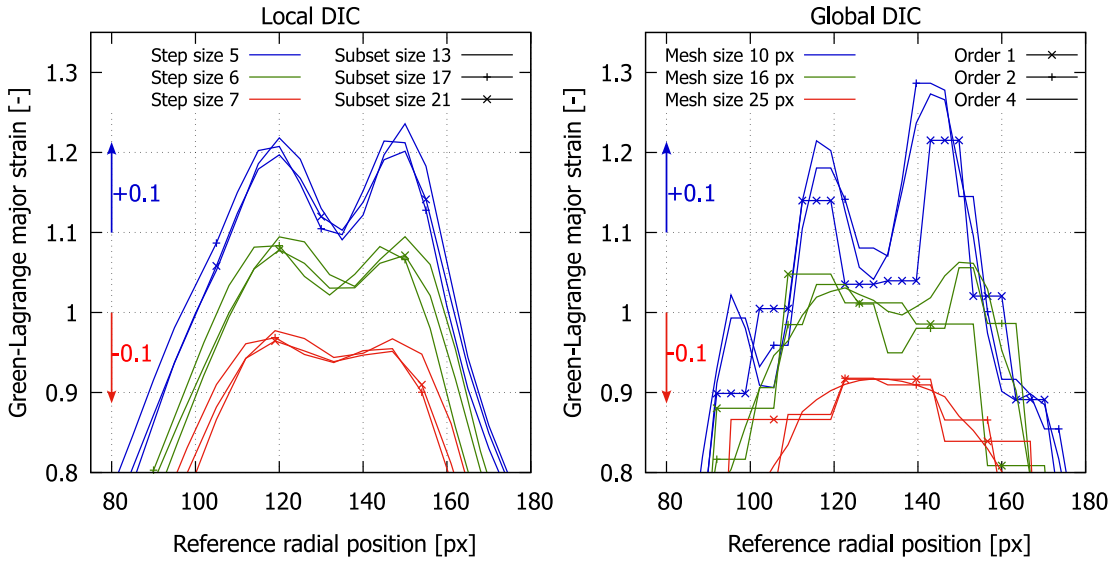


Figure 2.42 – Déformation majeure de Green-Lagrange en fonction de la position radiale de référence le long de la direction de laminage, à travers la bande de cisaillement (ligne blanche en pointillés, Fig. 2.41). Les déformations sont présentées pour diverses combinaisons de paramètres DIC pour la DIC locale (a) et la DIC globale (b). Les courbes bleues (résultats de la DIC locale pour un pas de 5 px (7 resp.) et résultats de la DIC globale pour un maillage de 10 px (25 px resp.)) sont décalées verticalement de 0,1 (-0,1 respectivement).

Blaysat et al. [128] ont montré que les deux méthodes, locale ou globale, donnent des performances métrologiques similaires (résolution de mesure, résolution spatiale, biais de mesure) pour un ordre d'interpolation équivalent. Ils montrent aussi que la performance est principalement affectée par le biais, et que l'utilisation d'une interpolation de second ordre permet d'obtenir de meilleures performances métrologiques dans le cas de forts gradients.

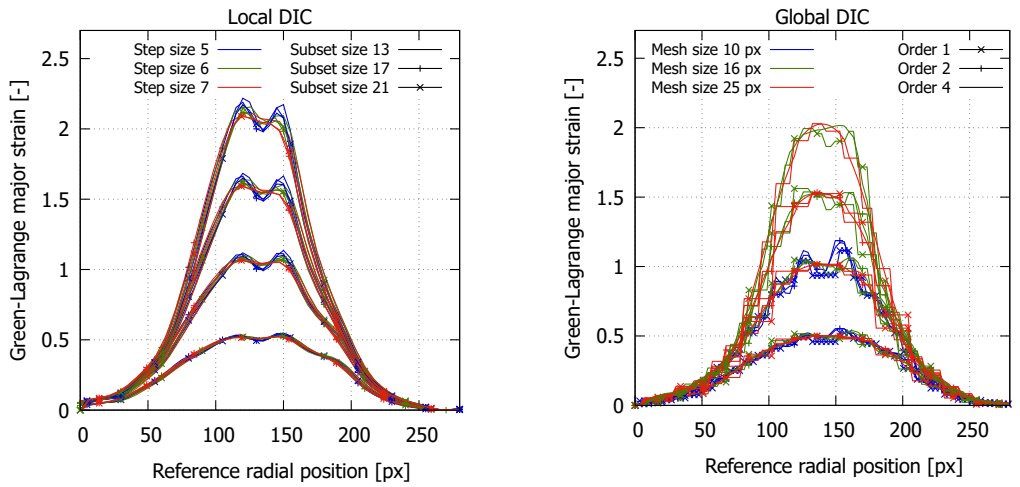
La figure 2.42 montre l'évolution de la déformation majeure de Green-Lagrange en fonction de la position radiale de référence le long de la ligne pointillée blanche (Fig .2.41) pour la corrélation d'image locale (VIC-2D - Fig. 2.42a) et globale (Ufreckles - Fig. 2.42b). Le choix de la déformation de Green-Lagrange a été motivé par la disponibilité de cette mesure de déformation dans les différents logiciels, évitant ainsi le développement d'un outil numérique pour comparer les résultats.

Avec VIC-2D, le passage d'un pas de 7 px à 5 px modifie la forme de l'évolution de la déformation, tandis que des subsets de 13 px à 21 px conduisent à des résultats presque identiques. Une taille de pas supérieure à 8 px conduirait à une évolution gaussienne, sans plateau. Ces résultats sont en accord avec l'étude du niveau de bruit (*floor noise*).

Avec l'approche globale, le paramètre le plus influent est la taille de maille, tandis que l'ordre d'interpolation, de linéaire à quadratique, conduit à des résultats identiques. Des résultats similaires ont été obtenus en utilisant une DIC locale de step 6 px et une DIC globale de taille de maille de 16 px.

La figure 2.43 montre l'évolution de la déformation majeure de Green-Lagrange pour quatre niveaux de déformation (environ 0,5, 1,0, 1,5 et 2,0). Sur la figure 2.43b, à partir d'une déformation majeure de 1, la taille de maille de 10 px introduit une variation d'environ 20 % entre le minimum et le maximum de la zone de plateau. Par souci de clarté, cette taille de maille n'est pas représentée pour des déformations majeures de Green-Lagrange supérieures à 1,5.

Il est possible d'obtenir une forme similaire de l'évolution le long d'une ligne radiale pour les deux codes de corrélation d'image cohérente avec les observations tant micro-structurales que de dureté, qu'avec la simulation numérique. Pour la suite de l'étude, seuls les résultats obtenus avec le logiciel VIC-2D seront présentés avec les paramètres du tableau 2.10.



(a) **(b)**

Figure 2.43 – Déformation majeure de Green-Lagrange en fonction de la position radiale de référence le long de la direction de laminage, à travers la bande de cisaillement (ligne blanche en pointillés Fig. 2.41). Les déformations sont présentées pour diverses combinaisons de paramètres DIC et à 4 niveaux de déformation. (a) DIC locale, (b) DIC globale, pour plus de clarté les éléments de 10 px ne sont pas représentés aux 2 niveaux les plus élevés.

DIC software	VIC-2D 7, Correlated Solutions
Subset size	13 ×13
Step size	7
Subset weights	Gaussian
Interpolant	Optimized 8-tap splines
Strain filter window	5
Strain filter weights	90 % center-weighted Gaussian
Floor noise	10^{-4} (on Effective strain)

Table 2.10 – Paramètres de VIC-2D.

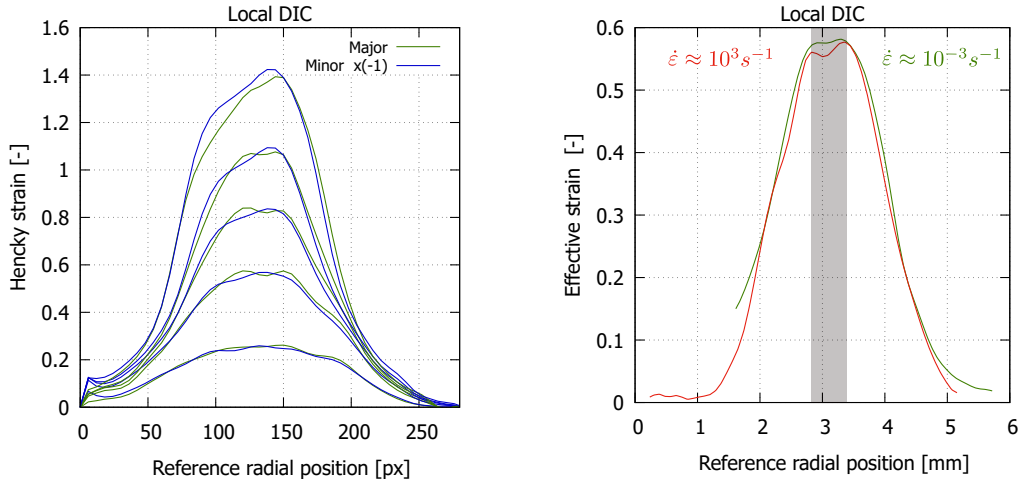
2.4.3.2 Exploitation de la corrélation d'images

L'essai de torsion dans le plan doit fournir une condition de cisaillement simple. Cela se traduit par l'obtention de valeurs principales de déformation opposées $\varepsilon_I = -\varepsilon_{II}$. La figure 2.44a montre la comparaison entre les déformations majeures et mineures en valeurs absolues de Hencky pour un essai dynamique. L'écart maximal est de 5,8, 5,5, 2,2 et 8,6 % pour les différents niveaux de déformation. L'approximation de cisaillement simple est quasiment respectée.

Pour valider notre étude, la figure 2.44b montre une comparaison entre une expérience quasi-statique et une expérience à taux de déformation élevé utilisant VIC-2D et une déformation effective de Hencky. Les deux expériences sont pratiquement superposées, la torsion dynamique présentant un résultat qui semble avoir une localisation plus prononcée. Dans le cas de l'acier DC01, la corrélation d'image réalisée en dynamique donne des résultats comparables en termes d'évolution de la déformation le long d'une ligne radiale, par rapport à ce qui peut être obtenu en quasi-statique.

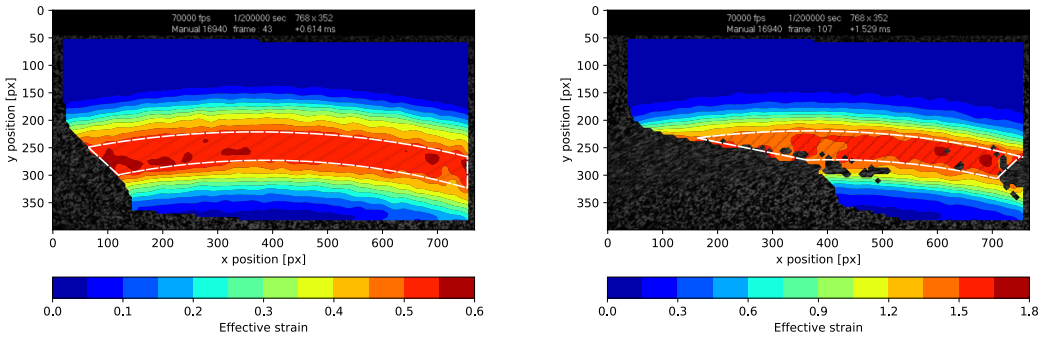
L'utilisation d'une caméra rapide entraîne une diminution de la fenêtre de mesure possible. En quasi-statique, toute l'éprouvette est visible à la caméra, alors qu'en dynamique, seulement une fenêtre représentant une trentaine de degrés de la circonférence est visible. La conséquence est que la zone de mesure va diminuer avec le temps pour deux raisons principales : la dégradation du mouchetis avec la déformation qui empêche la corrélation d'image et les parties de mouchetis qui sortent ou rentrent dans le champ de vision de la caméra. Entre le début et la fin de l'essai, presque 40 % du champ a disparu, comme le montrent les champs issus de la corrélation d'images, figure 2.45. Pour maximiser l'information, la valeur de déformation est calculée à partir de la moyenne des déformations dans la zone en pointillé blanc, figure 2.45.

Enfin, le résultat le plus important est l'évolution de la contrainte de cisaillement moyenne en fonction de la déformation effective moyenne. Ce résultat est illustré à la figure 2.46a



(a) **(b)**

Figure 2.44 – (a) Évolution des déformations majeure (vert) et mineure (bleu) de Hencky en valeur absolue le long d'une ligne radiale pour différents niveaux de déformation. (b) Évolutions de la déformation effective de Hencky le long d'une ligne radiale pour un essais quasi-statique (vert) et dynamique(rouge). La bande grise représente la zone où la valeur moyenne de déformation est calculée.



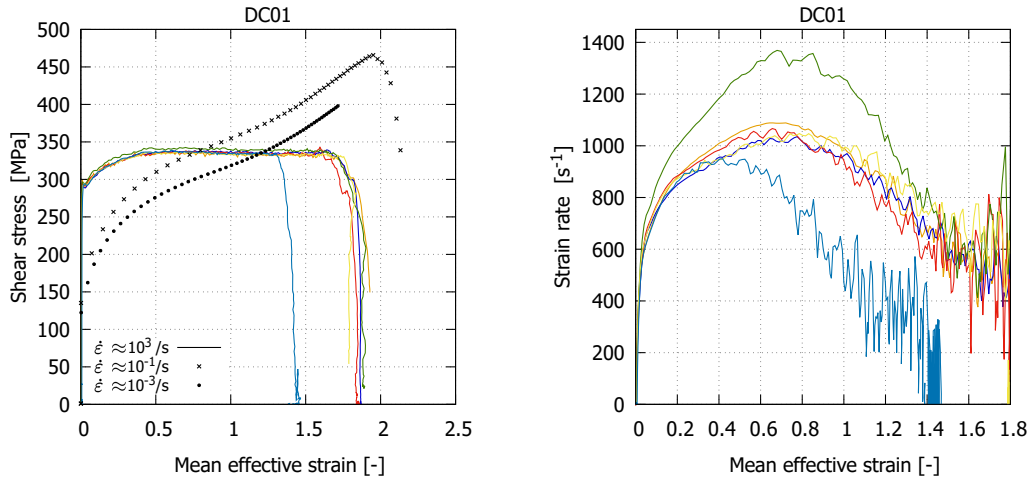
(a) **(b)**

Figure 2.45 – Champs de déformation effective à faible (a) et haut niveau de déformation (b) dans la configuration de référence. Les rectangles blancs en pointillés définissent la région d'intérêt (ROI) pour la mesure de la déformation effective moyenne.

et montre la répétabilité de l'expérience, à l'exception d'un essai (ligne continue verte) qui présente une vitesse de déformation plus importante (30 %) 2.46b. Les cinq autres essais coïncident, avec un essai subissant le décollement prématuré de la peinture sur l'éprouvette (ligne continue bleu clair) ce qui provoque une mesure altérée de la déformation. Pour comparaison,

l'évolution quasi-statique et l'évolution à vitesse intermédiaire sont également présentées. Les essais quasi-statiques et intermédiaires présentent une évolution similaire pour des niveaux de contraintes différents. Jusqu'à 0,5 de déformation, l'évolution montre une courbure, puis les deux vitesses semblent évoluer en parallèle. À la vue de l'évolution de la vitesse intermédiaire, les effets de vitesse sont prépondérants sur les effets thermiques. Les essais dynamiques présentent eux aussi une courbure jusqu'à 0,5 de déformation. Passé ce point, la contrainte reste constante, voire diminue légèrement jusqu'à la rupture. La température mesurée par la caméra thermique est d'environ 310 °C. Cette évolution implique des effets thermiques importants par rapport aux effets de vitesse.

La rupture du matériau se produit entre 1,7 et 2,0 de déformation effective moyenne. Les essais quasi-statiques s'arrêtent à ce niveau, car il est presque impossible d'atteindre la rupture avec la géométrie à zone conique en raison de l'écrouissage du matériau. Les expériences quasi-statiques ont été limitées par les dents qui permettent la transmission du couple ou par l'apparition d'un flambage dans la gorge. Pour atteindre la rupture en quasi-statique, une géométrie spéciale a été utilisée, déjà présentée par Yin et al. [87] : une gorge circulaire qui permet de localiser rapidement les déformations, mais qui est moins homogène en contrainte dans l'épaisseur.



(a) **(b)**

Figure 2.46 – (a) Contrainte de cisaillement en fonction de la déformation effective moyenne pour les expériences à taux de déformation élevées (ligne continue en couleur), intermédiaire (ligne pointillée carrée) et quasi-statique (ligne pointillée circulaire). (b) Vitesse de déformation en fonction de la déformation effective moyenne. Les couleurs entre les deux graphiques sont concordantes.

Au cours de la campagne expérimentale, une autre géométrie de gorge a été testée. Cette géométrie présente une zone conique de 1,0 mm au lieu de 0,5 mm. La figure 2.47 montre le champ de déformation effective pour les deux géométries. On constate une différence dans la largeur de la zone, ainsi qu'une localisation plus importante. Dans la figure 2.46a, les courbes orange, bleu foncé et rouge proviennent de la géométrie de 1,0 mm, tandis que les autres courbes proviennent d'une géométrie de 0,5 mm. Lors d'un essai quasi-statique, une zone conique trop grande conduit à du flambement pour certains matériaux comme l'acier DC01. Les éprouvettes avec une zone conique de 0,5 mm ont flambé, ou leurs dents ont cédé. Les essais dynamiques avec les deux tailles de zones coniques ont atteint la rupture dans la gorge. Cette constatation met en évidence un phénomène classique en dynamique, le retardement des effets de flambement. Il n'y a pas de contre-indication à utiliser l'une ou l'autre géométrie, si ce n'est que la zone conique de 1 mm est plus compliquée à usiner.

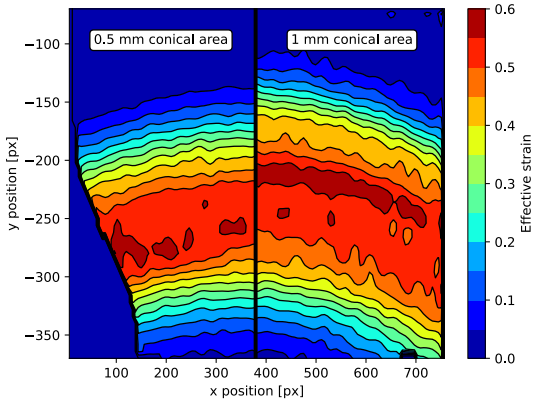


Figure 2.47 – Comparaison du champ de déformation effective pour deux types de gorge. À gauche, une zone conique de 0,5 mm et à droite, une zone conique de 1,0 mm.

2.4.4 Simulation numérique

La campagne expérimentale sur l'acier DC01 a permis de réaliser des essais de torsion à différentes vitesses de déformation, $10^{-3}\,s^{-1}$, $10^{-1}\,s^{-1}$ et $10^{3}\,s^{-1}$ ainsi que la mesure de l'évolution de la température pour l'essai le plus rapide. Le but de cette section est d'identifier un modèle numérique à partir des trois essais de torsion en utilisant les quantités moyennes mesurables, à savoir le couple et la déformation moyenne, puis de valider le modèle identifié sur des essais quasi-statiques ($\dot{\varepsilon} = 10^{-3}\,s^{-1}$) et dynamiques ($\dot{\varepsilon} = 3 \times 10^{2}\,s^{-1}$) de traction

réalisés sur des éprouvettes NT20 extraites selon la direction de laminage.

Une première tentative de modélisation des effets dynamiques en utilisant le modèle de Jonhson-Cook est indiquée dans la section 1.4. Mais, la modélisation ne permet pas de décrire le comportement dynamique et les effets thermiques en même temps. Pour la suite, le modèle pour modéliser l'effet de vitesse est changé.

D'autres modèles ont été proposés. Par exemple, Farahnak et al. [129] ont étudié le comportement de l'acier DC01 en compression, traction et la sensibilité à la vitesse. Ils ont proposé une modification de la loi de Johnson-Cook en faisant dépendre le paramètre C de la déformation plastique (Eq. 2.22). Cette solution semblait prometteuse lors d'identifications "manuelles" mais le paramètre C n'est pas défini lorsque les déformations sont nulles et le développement nécessaire d'une loi utilisateur ont motivé l'abandon de cette piste.

$$k[\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p] = k_0[\bar{\varepsilon}_p] \cdot \left(1 + C(\bar{\varepsilon}_p) ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right)\right) \tag{2.22}$$

Avec $C(\bar{\varepsilon}_p) = (Aln(\bar{\varepsilon}_p) + B)$, A et B deux constantes à déterminer.

Le choix s'est porté sur un autre modèle multiplicatif, celui de Cowper-Symonds (Eq. 2.23). Ce modèle offre plus de flexibilité que celui de Johnson-Cook mais il réclame évidemment de disposer de plus de deux vitesses différentes pour calibrer le modèle.

$$k_{\bar{\varepsilon}_p}\left[\dot{\bar{\varepsilon}}_p\right] = \left(1 + \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{c}\right)^{\frac{1}{P}}\right) \tag{2.23}$$

Les effets des facteurs de sensibilités à la vitesse sont présentés figure 2.48 avec les modèles de Johnson-Cook (ligne rouge) et de Cowper-Symonds (ligne bleue). Chaque courbes représente l'effet du paramètre C (respectivement P) pour le modèle de Johnson-Cook (respectivement Cowper-Symonds), variant de 1 à 0,02 (respectivement 5 à 0,6). Le facteur de sensibilité évolue linéairement pour le modèle de Johnson-Cook, tandis que le modèle de Cowper-Symonds permet une modulation plus fine de l'effet de la vitesse selon les différents régimes.

Les essais de torsion plane dynamique ne permettent pas d'accéder à des effets d'anisotropie. Dans la suite de cette section, le modèle de Hill'48 est donc utilisé dans sa version isotrope, avec un effet de la vitesse de déformation de type Cowper-Symonds.

Sur la figure 2.49, la zone visible par la caméra au cours de l'essai est représentée en vert. La taille de la zone diminue avec la rotation du centre de l'éprouvette, car la matière sort du

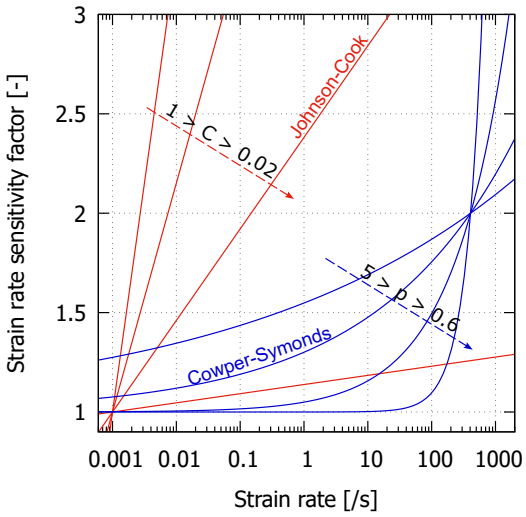


Figure 2.48 – Évolution du facteur de sensibilité à la vitesse en fonction de la vitesse de déformation. la loi de Johnson-Cook est représentée en rouge, le paramètre C varie de 1 à 0,02 et Cowper-Symonds est représentée bleu avec P qui varie de 5 à 0,6.

champ de vision initial. L'éprouvette est positionnée de manière à pouvoir observer la zone avec le plus de déformation, proche de la direction de laminage. La réduction du champ de vision entraîne l'utilisation de la valeur moyenne de déformation locale comme approximation de la valeur moyenne globale.

En faisant l'hypothèse que l'évolution circonférentielle due à l'anisotropie est la même en dynamique qu'en quasi-statique, il est possible, à partir des résultats quasi-statiques, de calculer une correction qui permet de passer de la moyenne du dernier percentile des valeurs les plus élevées à la valeur moyenne. L'écart obtenu sur plusieurs essais est d'environ 5 % jusqu'à 1,5 de déformation effective avant que cette écart n'augmente à plus de 10 % à cause de l'apparition de localisation. En positionnant l'éprouvette de façon à ce que le maximum de déformation reste presque toujours dans le champ de vision, il devient possible de calculer une valeur moyenne de déformation à partir des valeurs maximales en y appliquant une correction de 5 %.

2.4.4.1 Modélisation numérique

La modélisation numérique est réalisée avec le code de calcul par élément finis Abaqus explicite dans sa version 2023 et la loi utilisateur du modèle Hill'48 présentée dans le chapitre 1 avec la modification de la partie vitesse pour remplacer le modèle de Johnson-Cook par celui

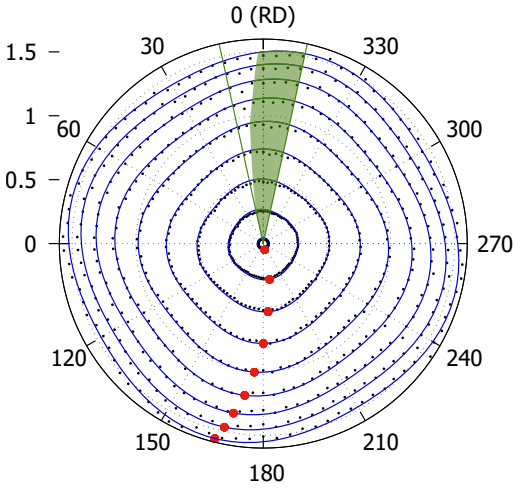


Figure 2.49 – Évolutions de la déformation effective le long de la circonférence pour l'expérimental (points noirs), l'identification de la fonction (ligne bleue) et les points rouges représentant les positions des maxima. La zone illustre le déplacement de la région visible par la corrélation d'image.

de Cowper-Symonds. Le modèle d'écrouissage est décrit par l'équation suivante :

$$k\left[\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T\right] = k_\varepsilon\left[\bar{\varepsilon}_p\right]\left(1 + \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{c}\right)^{\frac{1}{P}}\right) k_T[T] \tag{2.24}$$

Avec $k_\varepsilon\left[\bar{\varepsilon}_p\right]$ se référant à l'équation 1.37, $k_T[T]$ à l'équation 1.42, c et P sont les paramètres du modèle de Cowper-Symonds. Les paramètres matériaux sont présentés dans le tableau 2.11. Les simulations à des vitesses de déformation de $10^{-3}\,s^{-1}$ et $10^{-1}\,s^{-1}$ sont faites en condition isotherme. De part sa définition, l'effet de vitesse de Cowper-Symonds introduit un effet de vitesse même en quasi-statique. Pour neutraliser cet effet en régime quasi-statique défini par une vitesse de déformation de $\dot{\varepsilon}$=$10^{-3}\,s^{-1}$, la contrainte est normalisée par le facteur $\left(1 + \left(\frac{10^{-3}}{c}\right)^{\frac{1}{P}}\right)$.

	ρ $[kg \cdot m^{-3}]$	ν $[-]$	C_p $[J \cdot K^{-1} \cdot kg^{-1}]$	T_r [K]	T_{melt} [K]	$\dot{\varepsilon}_0$ $[s^{-1}]$
DC01	7850	0,3	460	293	Paramètre	10^{-3}

Table 2.11 – Paramètres matériaux pour le DC01.

L'étude ne se concentrant pas sur l'anisotropie, il est possible d'utiliser un maillage re-

lativement grossier de l'éprouvette de torsion plane (Section 2.2.5.1) pour l'optimisation des paramètres des effets de vitesse et de température du modèle de comportement. Ce maillage se caractérise par 4 éléments dans l'épaisseur au lieu de 8 et une taille d'éléments dans la gorge de 0,15 mm au lieu de 0,10 mm.

2.4.4.2 Résultats de l'identification

Le modèle de Hill'48 identifié à partir des essais de traction n'est pas efficace pour la description du cisaillement et l'essai de torsion dynamique ne permet pas de rendre compte de l'anisotropie. La décision a été prise de modifier la loi d'écrouissage (Eq.1.37) pour mieux décrire les résultats en torsion quasi-statique et d'utiliser un modèle isotrope.

L'identification des paramètres de la loi s'est faite en deux temps. En premier, la détermination des paramètres de la loi d'écrouissage. Ces paramètres sont choisis pour décrire au mieux le comportement du matériau en torsion quasi-statique, l'identification se fait de manière directe. La figure 2.50 montre l'évolution de la loi d'écrouissage nouvellement identifiée comparée aux tractions simples (selon la direction 0°, 45° et 90°), la loi identifiée réalisant un compromis entre les trois directions considérées.

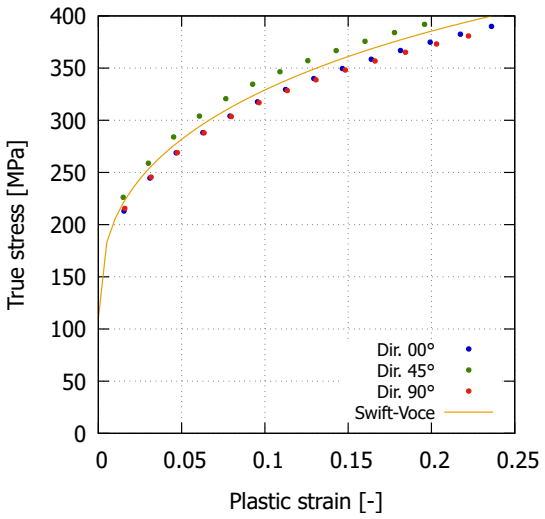


Figure 2.50 – Évolution de la contrainte vraie en fonction de la déformation plastique pour des essais (points) et des simulations (lignes pleines) de traction simple sur l'acier DC01.

L'identification des paramètres c, P, m et T_{melt} est réalisée avec la même méthode que pour les identifications précédentes, avec un couplage Abaqus/Matlab et un algorithme de résolution qui utilise l'algorithme du simplexe de Nelder-Mead. Les valeurs des paramètres

obtenues se trouvent dans le tableau 2.12. L'évolution du facteur de sensibilité à la vitesse de déformation pour les paramètres identifiés est présenté figure 2.51. Il est de 1,07 pour une vitesse de déformation de $10^{-1}\,s^{-1}$, 2,05 à $3 \times 10^{2}\,s^{-1}$ et 2,60 à $10^{3}\,s^{-1}$.

	A [MPa]	ε_0 [–]	n [–]	k_0 [MPa]	Q [MPa]	β [–]
DC01	582	10^{-4}	0,248	246	169	6,80
	α [–]	c [s^{-1}]	P [–]	m [–]	T_{melt} [K]	
	0,73	260	2,90	0,22	1674	
	P_{12} [–]	P_{22} [–]	P_{33} [–]	G_{12} [–]	G_{22} [–]	G_{33} [–]
	−0,5	1	3	−0,5	1	3

Table 2.12 – Paramètres de la loi de Hill'48 avec un écrouissage Swift-Voce et un effet vitesse de Cowper-Symonds.

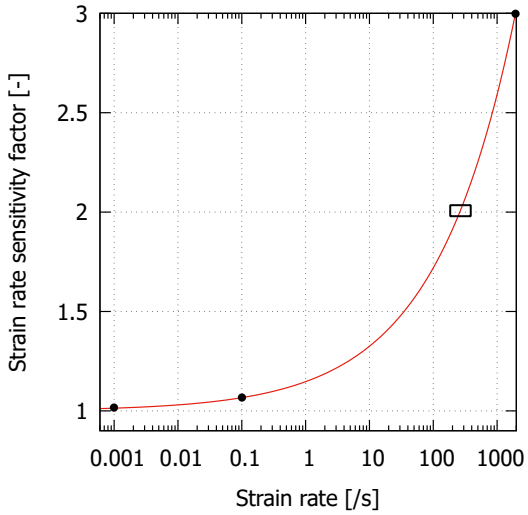


Figure 2.51 – Évolution du facteur de sensibilité à la vitesse en fonction de la vitesse de déformation. Les points noires indiquent les vitesses utilisées pour l'identification des paramètres d'effets vitesse et thermique. Le rectangle noir indique la vitesse utilisée pour valider l'identification.

La figure 2.52 présente les résultats des simulations de torsion (trait plein) issues de l'identification des paramètres comparés avec les courbes expérimentales (trait pointillé) de la contrainte de cisaillement en fonction de la déformation équivalente plastique moyenne. Pour

la vitesse quasi-statique, la loi d'écrouissage est en accord avec l'expérience. Le modèle simplifié est meilleur en petite déformation notamment par la loi d'écrouissage qui est un compromis entre toutes les directions. Mais ne peut pas décrire les grandes déformations. Pour la simulation à vitesse de déformation intermédiaire une hypothèse de condition isotherme semble se confirmer avec un résultat de simulation qui est en très bon accord avec l'expérience jusqu'à 1,0 de déformation. Enfin, pour la simulation de l'essai dynamique, le modèle suit convenablement l'essai avec un écart de 4,3 % en déformation à 0,2 de déformation, et de 2,1 % à 0,8 de déformation. La diminution de l'écart semble indiquer que l'effet de vitesse possède moins d'influence sur le comportement du matériau que l'adoucissement à partir de 0,4 de déformation. Aux plus hautes déformations, l'adoucissement thermique semble exagéré.

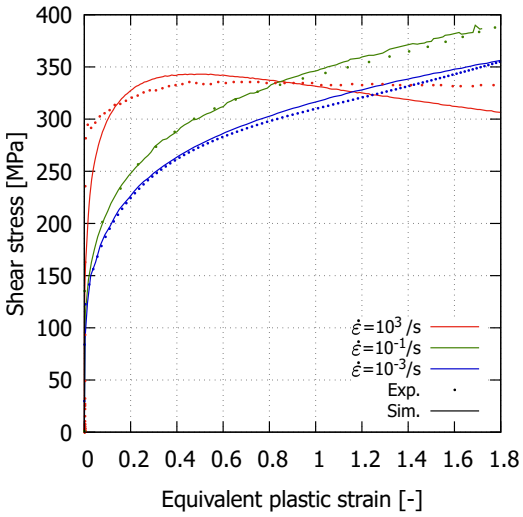


Figure 2.52 – Contrainte de cisaillement en fonction de la déformation effective pour les essais (ligne) et simulation (points) de la torsion plane pour les vitesses quasi-statique (bleu), intermédiaire (verte) et dynamique (rouge).

Pour valider le modèle identifié, il est utilisé pour la simulation d'essais d'éprouvettes NT20 orientées selon la direction de laminage, en quasi-statique et en dynamique. La figure 2.53 présente l'évolution de la force en fonction de la déformation logarithmique, calculée à partir d'un extensomètre virtuel central de 1,0 mm. Pour les éprouvettes NT20, les paramètres du modèle Hill'48 utilisé sont ceux de la section 1.4, avec les paramètres de vitesse et de température identifiés sur les essais de torsion plane. Les deux simulations, de torsion et de traction NT20, ne partagent donc que la partie sensibilité à la vitesse et à la température qui est issue de l'identification sur essais de torsion, mais diffèrent légèrement dans leur écrouissage.

La comparaison en quasi-statique montre que le modèle reproduit correctement l'essai de traction NT20, malgré une sur-estimation d'environ 10 % des déformations en fin d'essai quasi-statique. L'essai dynamique a été réalisé avec les barres de Hopkinson, à une vitesse de déformation de $3 \times 10^2\,\mathrm{s}^{-1}$. Jusqu'à un déplacement de 2 mm, l'effort simulé est sous-estimé, avant de se rapprocher du niveau de l'effort expérimental. Tout comme l'effort, le modèle sous-estime continument les déformations. Une différence de 9 % est observée pour un déplacement de 3 mm, et de 17 % pour un déplacement de 5 mm. En petite déformation, jusqu'à 0,3, le modèle est pertinent aussi bien en quasi-statique qu'en dynamique. Au-delà, le modèle est moins performant de manière opposée entre le quasi-statique et la dynamique, en étant meilleur en quasi-statique.

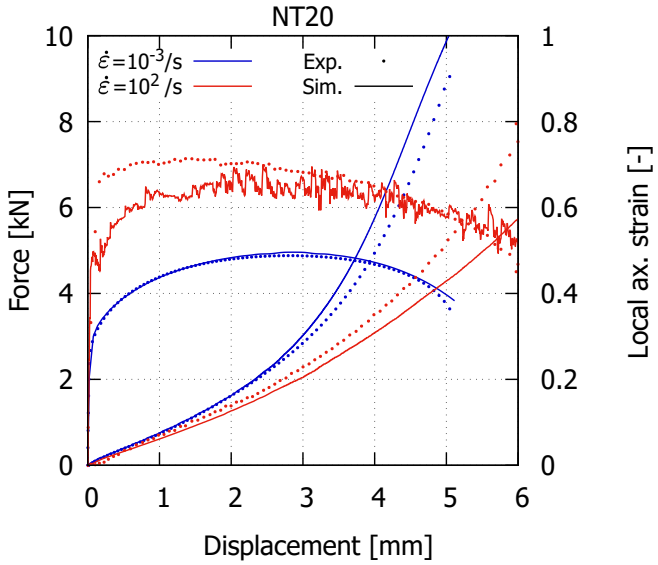


Figure 2.53 – Force et déformation axiale locale en fonction du déplacement pour les essais (ligne) et simulations (points) des éprouvettes NT20 pour des vitesses quasi-statique (bleu) et dynamique (rouge).

2.5 Conclusion

Dans ce chapitre, les dispositifs de torsion plane en quasi-statique et en dynamique ont été présentés. Ces dispositifs permettent de solliciter toutes les directions d'un matériau en cisaillement, tout en observant l'évolution des déformations dans chaque direction. La géomé-

trie astucieuse de l'éprouvette et les choix techniques des dispositifs permettent d'utiliser une seule géométrie d'éprouvette pour les deux montages.

À travers la torsion quasi-statique, une évolution de la géométrie de la gorge permettant la localisation des déformations a été présentée. Cette évolution permet une meilleure homogénéité des déformations dans l'épaisseur.

Une étude sur les effets des dérivées objectives de Jaumann et de Green-Naghdi a permis de confirmer le comportement des codes de calcul sur un élément en cisaillement simple. Les simulations de torsion ont montré que la dérivée objective de Green-Naghdi semble plus pertinente que celle de Jaumann en ce qui concerne la rotation des maxima de déformation liés à l'anisotropie du matériau durant l'essai.

La torsion plane a été utilisée pour réaliser des pré-déformations en cisaillement avant de procéder à des essais de micro-traction et d'estimer une évolution des coefficients de Lankford en grande déformation. Cependant, cette étude ne permet pas de conclure clairement sur l'évolution des coefficients de Lankford, car le critère de Considère est atteint après 0,018 de déformation, ce qui réduit la plage de calcul des coefficients.

Le dispositif de torsion plane dynamique permet de solliciter le matériau à une vitesse de déformation de $1000\,\mathrm{s}^{-1}$. Le montage repose sur le principe des barres de Hopkinson. Une barre est pré-chargée en torsion, puis relâchée, ce qui charge l'éprouvette.

Deux méthodes de déconvolution des ondes ont été présentées : la méthode de Lundberg et Henchoz (déconvolution temporelle) et une méthode de déconvolution fréquentielle. Les deux méthodes donnent des résultats similaires, même si la méthode temporelle présente un bruit plus important, d'environ $20\,\mathrm{N}\cdot\mathrm{m}$, contre $5\,\mathrm{N}\cdot\mathrm{m}$ pour la méthode fréquentielle.

Un défi lors de la réalisation d'essais dynamiques réside dans l'utilisation de la corrélation d'image, car les caméras haute vitesse possèdent des résolutions faibles, de l'ordre de 1 Mpx, contre 25 Mpx en quasi-statique. Pour valider les résultats obtenus par la corrélation d'image, deux codes ont été comparés. Ces codes offrent des approches différentes : VIC-2D permet une corrélation locale avec des interpolations linéaires, tandis qu'Ufreckles réalise une corrélation globale et permet d'utiliser un ordre d'interpolation plus élevé entre les subsets. Les deux codes donnent des résultats similaires, validant ainsi les paramètres de corrélation d'image utilisés.

Enfin, le comportement dynamique du matériau a été identifié à l'aide des essais de torsion dynamique, à vitesse intermédiaire et en quasi-statique. Le modèle identifié a ensuite été comparé aux essais de traction dynamique, réalisés à une vitesse de déformation de $100\,\mathrm{s}^{-1}$ sur des éprouvettes NT20. Le modèle parvient à décrire les essais dans leur ensemble. Cependant, étant de type multiplicatif, il ne décrit pas correctement les petites déformations.

CHAPITRE 3

CISAILLEMENT SIMPLE AVEC RÉ-USINAGE DES BORDS LIBRES

Contents

3.1 Cisaillement séquencé 107

3.1.1 Introduction 108

3.1.2 Experimental set-up 111

3.1.3 Theory 114

3.1.4 Numerical study of the test, validation of the stress and strain estimations 115

3.1.5 Experimental results 123

3.1.5.1 Experimental validation 123

3.1.5.2 Application 128

3.1.6 Conclusion 131

3.1 Cisaillement séquencé

Le chapitre qui suit est issu de l'article : "Reaching Large Strains During Simple Shear Experiments Thanks to Sequential Re-Machining of the Free Edges" publié en novembre 2023 dans le journal Experimental Mechanics [77].

L'essai de cisaillement simple est largement utilisé pour la calibration des modèles de plasticité en raison de la simplicité du post-traitement. L'éprouvette peut être aussi simple qu'une bande de tôle rectangulaire, mais la déformation maximale est limitée par l'apparition précoce de déchirures sur les bords libres. Éviter cet inconvénient a été une motivation majeure pour le développement de nouvelles éprouvettes avec des géométries de bord optimisées ou l'essai de torsion plane, mais au prix d'une analyse plus complexe de l'essai et souvent d'une réduction de la section.

L'objectif est de surmonter l'initiation de déchirure sur les bords libres lors d'un essai de cisaillement simple et de doubler la déformation maximale réalisable, tout en conservant la taille de l'échantillon et la simplicité de post-traitement d'un essai de cisaillement simple standard.

Un essai de cisaillement simple séquencé est proposé, consistant en plusieurs séquences de deux étapes sur une géométrie entaillée. La première étape est un essai de cisaillement effectué jusqu'à une valeur de déplacement spécifiée. La seconde étape consiste à usiner les bords libres du ligament cisaillé où se développent des déchirures. L'éprouvette est alors prête pour la séquence suivante de cisaillement et de ré-usinage.

Des expériences sont réalisées sur trois matériaux, l'acier DP450, l'acier DC01 et l'aluminium AA6014-T4, avec jusqu'à cinq séquences de chargement et d'usinage. La déformation effective maximale atteinte peut alors être jusqu'à deux fois supérieure à celle obtenue lors d'une expérience monotone. Des simulations numériques sont utilisées pour valider les calculs de contrainte de cisaillement et de déformation à partir des mesures expérimentales. Des recommandations pratiques sont émises pour le choix de la taille du pas de déplacement et de l'analyse par corrélation d'images numériques.

3.1.1 Introduction

The accuracy of numerical simulations for sheet metal forming relies on the selection and calibration of an appropriate material behavior model. The demand for robust models is increased due to the use of advanced steels and aluminum alloys in industrial applications, which can exhibit high local strains, see [130, 131, 23, 132, 133] for examples. The first simple shear test set-ups were presented in the 80's by Miyauchi [5] and G'Sell et al. [134]. Twenty years later, Bouvier et al. [78] and An et al. [135], have demonstrated the effectiveness of the simple shear test in evaluating the mechanical behavior of sheet metal.

Shear techniques can be classified into two categories based on whether the shear is induced by a translation or a rotation displacement, as shown in Fig. 3.1 a-d. A second classification can be performed from the presence or absence of free edges, i.e. without slits in the case

of in-plane torsion, as shown in Fig. 3.1 d. In this case, circular groove is typically machined on the specimen surface to localize the strain on a narrow circular band. It should be noted that material anisotropy can cause stress state and strain heterogeneity during in-plane torsion experiments of slit-free specimens, see Grolleau et al. [9].

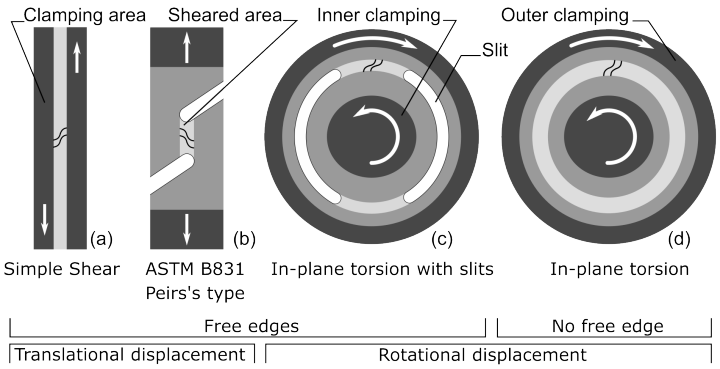


Figure 3.1 – Different categories of shear tests, inspired from [87, 136].

Free edges, such as in Fig. 3.1 a, b, and c, introduce a heterogeneous stress state, which becomes prominent as the gauge section length becomes shorter for a given width. As a result, accurate determination of the plastic behavior may require a hybrid numerical and experimental analysis, especially for gauge sections with small length to width ratio, e.g. Fig. 3.1 b and c, and Tarigopula et al. [137], Reyne et al. [136], and Yin et al. [138]. Obtaining a homogeneous stress state, suitability for dynamic testing and prevention of premature specimen failure due to edge effects motivated the optimization of the geometry of ASTM B831 or Peirs's type of shear specimens Fig. 3.1 b, see Peirs et al. [7]. This type of geometry has found many applications for strain to fracture determination, see for example Rahmaan et al [139], Roth et al. [49] and Tarigopula et al. [137] for Peirs's type, Yin et al. [138] and Kim et al. [140] for in-plane torsion test type. Note that in the case of Peirs's type of specimen, the distance from the clamping area to the shear gauge section prevents any possibility of reverse loading. For the systematic investigation of stress-state dependent fracture of sheet metals, it is also possible to superpose a lateral loading using cross-type specimens and bi-axial tensile machines, see the H-specimens presented by Brünig and Gerke [141] and [142].

Nonetheless, simple shear testing, as illustrated in Fig. 3.1 and 3.2, remains a widely-used method for characterizing the shear behavior of materials and has not been replaced by Peirs's or in-plane torsion tests. A wide variety of geometries have been proposed for the simple shear specimen. Some of these are illustrated in Fig. 3.2. In the present study, the specimen features circular notch roots as presented in Fig. 3.2(a), see[138], and more recently

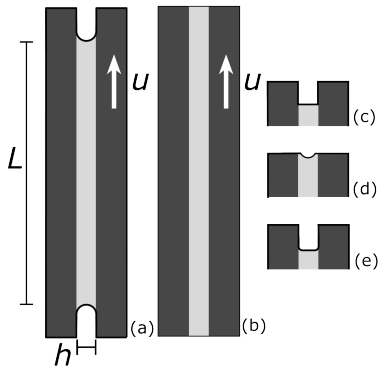


Figure 3.2 – Different geometries of simple shear specimens.

[143] for examples. The classical rectangular specimen Fig.3.2(b) is compared to the notched specimen (e) by An et al. [135]. Miyauchi [5] used rectangular notch roots, (c), and Reyne at al. [136] compared various geometries including partial circular notch roots (d). This widespread use can be explained by the fact that, for shear gauge section length L to width h ratio above 10, $L/h > 10$, see Fig.3.2, and shear gauge width to sheet thickness t ratio below 5, $h/t < 5$, a direct estimation of the stress-strain curve can be established based on load and strain/displacement measurements up to a maximum shear strain, see [78]. Moreover, in quantitative terms, the homogeneity is better by up to an order of magnitude for simple shear tests when compared to ASTM B831 type of specimen, see [136].

The simplest shear stress estimate is the average shear stress σ_{eng}, the ratio of the shear load F to the section area of the specimen $S = L \cdot t$, yielding $\sigma_{eng} = F/S$. In the context of Digital Image Correlation DIC analysis for strain calculation, the shear strain is calculated from the average value over a designated area on the specimen surface, the so-called Region Of Interest ROI, see Weiss et al. fro example [144]. Whatever the geometry, the specimen's center is the area of the specimen that is in the stress and strain states closest to simple shear, see for example [78], [135], [144], and [136].

Our goal is to determine the best estimates of the shear strain and the shear stress of the specimen's center from the measurable quantities of the test, i.e. the geometry, the displacement field, and the load. The validity of each estimation heavily depends on the homogeneity of the strain and the stress along the shear gauge section, which is affected by the geometry of the slit root and the specimen dimensions see An et al. [135], Reyne at al. [136], and Yin et al. [138]. It is important to emphasize that the issue caused by heterogeneity of the deformation field can be circumvented by calculating the strains in a specific ROI. However, in the case of stress estimation, the global force is the only one measured information available during the

test, without the possibility of circumventing a possible non-homogeneity in the stress field. Thus, the accuracy of the stress and strain estimations needs to be checked for each geometry to be used and geometries leading to the best stress homogeneity should be preferred.

The maximum shear strain is typically limited by the occurrence of fracture along the free edges of the specimen and tearing from the clamping jaws as revealed by Bouvier et al. [78]. These limitations restrict the maximum attainable shear strain, and, consequently, the strain range usable for precise selection of a hardening model and its parameter identification may be insufficient.

The objective of the present work is to overcome the initiation of fracture from the free edges during simple shear tests, aiming at doubling the achievable maximum strain, while keeping the size of the specimen and the post-processing simplicity of a standard simple shear test. A sequential simple shear test is proposed, consisting of the repetition of two steps sequences of machining or re-machining of the free edges of the specimen, and, interrupted shearing of the specimen.

After the presentation of the experimental set-up in section 2, followed by theoretical developments in section 3, the validity of the stress and strain calculations is presented in section 4. Experimental results on three materials are presented in section 5.

3.1.2 Experimental set-up

The principle of the sequential shear machining is presented in Fig. 3.3 where three sequences are depicted. The specimen geometry features a gauge section length of 76 mm, a width of 4 mm, and two circular notches of 1,7 mm radius. Each sequence (i) starts with the machining, or re-machining, of the specimen's edges, step 1 in order to remove damaged areas located on the slit's roots. After machining, the slit's roots are back to their initial circular shape. In the second step of each sequence, step 2, a shearing displacement u_i is applied to the specimen, the test is interrupted and next sequence can start over. The gauge length is kept in the [40 ; 80]mm range in order to respect the shape ratio $L/h > 10$, see [78].

A detailed view of the shear device is presented in Fig. 3.4b. It is composed of two frames with a prismatic mechanical joint, labeled 1 and 2 in Fig. 3.4b. Prior to testing, the specimen (label 8 in the right zoom, where the right jaw is removed to allow for the specimen's shoulder to be seen) is affixed to the frames with jaws (label 6) and screws (label 7). The four screws (label 7) are tightened to a material-dependent torque level, aiming to achieve a balance between preventing slippage and preventing damage to the specimen's shoulder, see [145] and [146].

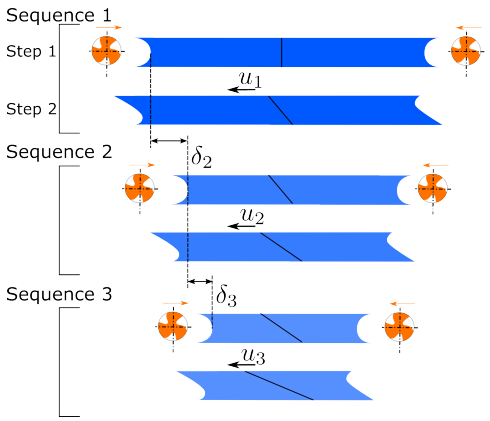


Figure 3.3 – Scheme of the sequential shear for three sequences. Step 1, machining of the free edges leading to a reduced gauge length by $2\times\delta$; step 2, simple shear test up to a limited displacement value u.

The test is performed in an universal testing machine Instron 5969 equipped with a 50 kN load cell, at a displacement speed of 0,5 mm $\cdot$ min^{-1}, in order to ensure a strain rate of about 10^{-3} s^{-1}. The load and the displacement are measured using the machine's load cell and displacement sensor.

Digital image correlation is used to evaluate the displacements of a speckle pattern painted on specimen's surface. Images are recorded with a Basler camera (label 3 in Figure 3.4b ; 5 Mpx 2448 x 2048 px) equipped with a 35 mm f1.9 Fujinon lens, at a frequency of 1 Hz and spatial resolution of 35 µm $\cdot$ px^{-1}. Two LED spots (label 4 in Figure 3.4b) are used as illumination sources. Post-processing of the specimen's images is performed using VIC 2D-7, (Correlated solutions). A square subset size of 15 px and step size of 3 to 5 px is selected for displacement calculation while a 5 points Gaussian weight filter size is used for Hencky strain field calculations, leading to a floor noise mean value in effective strain about 0,0028 with a standard deviation value about 0,0043 for a central area of 5 $\times$ 2 mm and a virtual strain gauge size value $L_{VSG} \approx 800$ µm [147]. These subset parameters make it possible to calculate the strain at the center on a small area of 1 $\times$ 1 mm. Whatever the sequence, the same reference image is used for DIC analysis, i.e. the first image of first sequence. Finally, the effective strain is determined from the surface major ε_I and minor ε_{II} strains by the equation :

$$\bar{\varepsilon}_{eff} = \frac{2}{\sqrt{3}}\sqrt{\varepsilon_I^2 + \varepsilon_{II}^2 + \varepsilon_I\varepsilon_{II}} \tag{3.1}$$

During each shear step, a crosshead displacement u_i is applied to the moving frame. This displacement is evaluated from an initial monotonic shear test performed up to the maximum

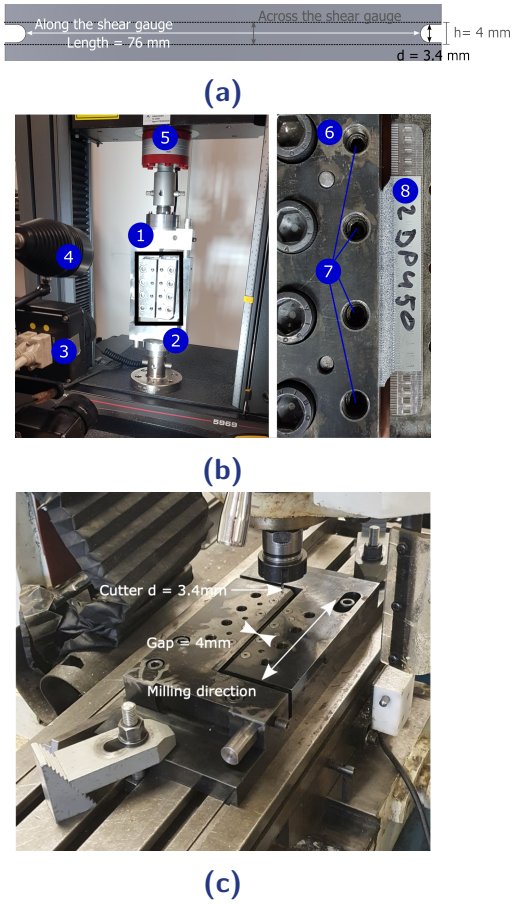


Figure 3.4 – (a) Specimen's design with an initial gauge length of 76 mm. (b) Experimental set-up in the universal testing machine. (1) movable jaw, (2) fixed jaw, (3) camera, (4) lights, (5) universal tensile machine, (6) clamping jaws, (7) clamping screws, (8) shear specimen. (c) Machining set-up showing the milling cutter and the simple shear device clamped to the vertical milling machine table.

displacement u_{max} leading to fracture from the edges or specimen tearing from the jaws. After some trial and error campaigns, limiting the crosshead shear displacement of each sequence u_i to a value between $1/3$ and $1/2$ of the maximum displacement u_{max} appears to be a good compromise avoiding both excessive number of sequences and damage to the edges.

After reaching the prescribed displacement, the load is reduced to zero, and the relative displacement of the two frames is blocked using two lateral screws avoiding any spurious loading of the specimen during the machining step. The device is then moved to the milling machine.

During the re-machining of the specimen's edges, the specimen along with the shear clamping device are positioned on the table of a vertical milling machine. Edges are re-machined

using a 3,4 mm diameter micro-grain carbide, four-flutes, square end mill, on a manual vertical milling machine. The cutting movement is a simple translation in the longitudinal direction of the specimen. Cutting parameters are similar to that of the CNC operation reported by Roth and Mohr [48], a machining affected depth as small as 2 µm is expected on the edges, without cracks. Note that a crack would generate a strain concentration that would be detected during the DIC analysis process. The gauge section is shortened by $\delta \approx 3 \pm 0{,}5$ mm. This uncertainty doesn't allow the stress to be estimated accurately. Consequently, we systematically measure the length of the ligament after machining, using a digital caliper. This caliper features modified jaws, with 3 mm diameter cylindrical contact surfaces, enabling precise measurement of the ligament length with an accuracy of about $\pm 0{,}04$ mm, leading to a relative uncertainty of the length lower than $\pm 0{,}1$ % regardless of the step.

Experiments are performed on three engineering sheet materials : a 0,8 mm thick DP450 dual phase steel, a 1,0 mm thick DC01 deep drawing steel and a 1,1 mm thick AA6014-T4 aluminum alloy. The specimens are extracted using water jet cutting.

3.1.3 Theory

Considering simple shear in the reference frame $\mathcal{R}$ $\{\underline{e}_X, \underline{e}_Y\}$, the deformation gradient is represented by :

$$\boldsymbol{F} = 1 + \gamma \underline{e}_X \otimes \underline{e}_Y = \boldsymbol{R}\boldsymbol{U} \tag{3.2}$$

With γ the engineering shear strain, which we also refer to as shear ratio, $\boldsymbol{U}$ the right stretch tensor and $\boldsymbol{R}$ the rotation tensor. The Hencky strain $\varepsilon^L = log(\boldsymbol{U})$ has two opposite eigenvalues $\varepsilon^{SH}_{I,II}$, which lead to the theoretical simple shear logarithmic effective strain $\bar{\varepsilon}^{SH}_{eff}$, see [9] for example :

$$\varepsilon^{SH}_{I,II} = \pm asinh(\gamma/2) \tag{3.3}$$

$$\bar{\varepsilon}^{SH}_{eff} = \frac{2}{\sqrt{3}} |asinh(\gamma/2)| \tag{3.4}$$

Considering Levy von Mises plasticity, the cumulated work conjugate equivalent strain $\bar{\varepsilon}_{vM}$ differs from the effective strain, see Butcher et Abedini [26] :

$$\bar{\varepsilon}_{vM} = \frac{|\gamma|}{\sqrt{3}} \tag{3.5}$$

The effective strain $\bar{\varepsilon}_{eff}$ and the von Mises equivalent strain $\bar{\varepsilon}_{vM}$ differ only by 1 % at a

shear ratio of 0,5, and 2,5 % only at a shear ratio of 0,8, but the difference increases with the strain ratio.

From a practical point of view, calculating a shear ratio from the experiment is the unique necessary scalar value to describe the strain level during simple shear test. Calculating the shear ratio also enables for elastic correction to calculate plastic shear ratio γ^p for plasticity model identification which reads :

$$\gamma^p = \gamma - \gamma^e = \gamma - \sigma_{XY}/G \tag{3.6}$$

with γ^e the elastic strain, σ_{XY} the shear stress, and G the elastic shear modulus.

DIC enables to calculate the Hencky strain eigenvalues and the effective strain. Assuming a simple shear kinematic, Eq. 3.3 and 3.4 enable to calculate the shear ratio value from three different strains, i.e. the major, the minor and the effective strains. These values will be considered later in the experimental result section.

3.1.4 Numerical study of the test, validation of the stress and strain estimations

Finite element analysis is used to determine the optimal dimensions of the device and verify the accuracy of the stress and strain estimation technique. The LS-Dyna R11 commercial solver is utilized to simulate the experiment with implicit time integration. The mesh is composed of single-integration-point Belytschko-Tsay shell elements. A study of the mesh size influence led to choosing a maximum mesh size of 0,1 mm, i.e. a minimum of 40 elements across the width gauge section. This choice ensures the independence of both stress at the central element and the strain field from the mesh size. Three numerical models are considered, they are depicted in Fig. 3.5 : (i) a notched shear specimen with standard boundary conditions, (ii) a rectangular specimen with standard boundary conditions and (iii) a notched shear specimen with shoulder modeling. The standard boundary condition considers one side of the gauge section entirely fixed, while on the other side, a longitudinal rigid body translation displacement u is applied. In model (ii), the specimen doesn't feature any cutout. In model (iii) the shoulders of the specimen and jaws are meshed, 4 mm width, using the same element size with a normal pressure applied to simulate clamping, with Coulomb's friction between the specimen and the jaws. Gauge section lengths L∈[40 ;76]mm are considered. Five different lengths were used for the numerical study. The evolution of the results has consistently shown a monotonic evolution with respect to the ligament length. Therefore, to streamline the presentation of results, we

will generally limit the presentation to only the extreme dimensions, i.e., 40 and 76 mm. In order to avoid excessive distortion of the mesh, the displacement is limited to about 2,5 mm, leading to a maximum engineering shear strain about 0,65.

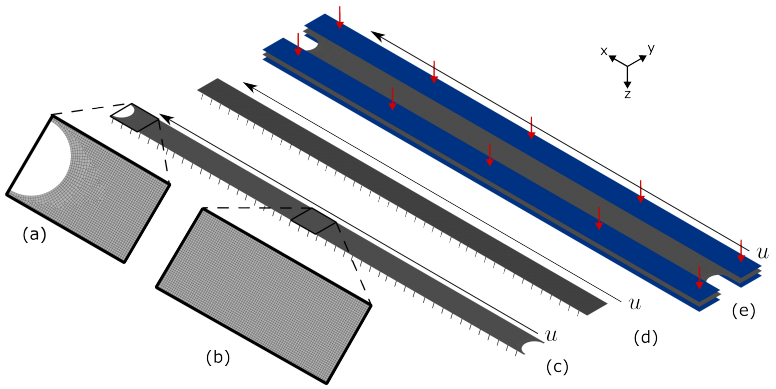


Figure 3.5 – View of the mesh used for the simulation. (a) Zoom on the free edge, (b) zoom on the center, (c) specimen and boundary conditions of the standard model, (d) specimen and boundary conditions of the rectangular model, (e) view of the full-model, including jaws, the red arrows visualize the clamping force. X direction is aligned with the gauge length, Y direction is aligned with gauge width.

To gain a thorough understanding of the mechanical fields, a variety of engineering materials behaviors, ranging from soft aluminum alloys to high-strength steels, are investigated.

The set of hardening uses Swift, Voce, linear, and mixed Swift-Voce laws Eq. 3.7, where $\bar{\varepsilon}^p$ reads for the work equivalent plastic strain and other letters are material constants. Parameters of the hardening laws are given on Tab. 3.1. The sensitivity of the test to a change in the material behavior is studied using generic virtual materials labeled Voce, Swift, and Linear hardening. Three more sets of parameters are based on the literature, corresponding to DP450 steel, DC01 steel, and AA2024-T3 aluminum alloy. These behavior law parameters have been identified using a hybrid experimental-numerical method from uniaxial tension experiments of dog-bone and notched specimens, see [66] (DP450 steel and AA2024-T3 aluminum alloy), and [9] (DC01 steel) for details. The numerical material model is the Levy von Mises elasto-plastic piecewise plasticity MAT123 of LS-Dyna R11. The corresponding stress-strain curves are presented in Fig. 3.6, where the label 'Re+400MPa' refers to Swift and Voce behaviors given Tab. 3.1 with a yield stress increased by 400 MPa. These behaviors are used in the Section 4, i.e. 'Numerical Study of the test'.

The comparison of the experimental results obtained from sequential shear tests to numerical results requires the use of a behavior law already validated at large strains. This is

the case for the two steels DC01 and DP450. Their sets of experiments used for the hybrid experimental-numerical identification method comprised in-plane torsion tests (DC01) and bulge tests (DP450). In the case of the DP450 steel, a better accuracy at large strains is obtained using the hardening law along with the anisotropic Hill's 48 non-associated flow rule proposed by Mohr et al. [23]. The reader is referred to [66] for details on their experimental validation. In this case, the numerical material model is the MAT260B of LS-Dyna R11. The DC01 and the DP450 Hill'48 behaviors are used for experimental to numerical comparisons in Sections 5 and 6.

$$\begin{aligned}\sigma_{mixed} &= \alpha\sigma_{Swift} + (1-\alpha)\sigma_{Voce} \\ &= \alpha K(\bar{\varepsilon}^p + \varepsilon_0)^n + (1-\alpha)[\sigma_0 + Q(1-e^{-b\bar{\varepsilon}^p})]\end{aligned} \tag{3.7}$$

Table 3.1 – Behavior law parameters

	σ_0 [MPa]	Q [MPa]	b	K [MPa]	n	ϵ_0	α
Voce 1	162	234	40	-	-	-	0
Voce 2	162	234	10	-	-	-	0
Swift	-	-	-	555	0,2	0,001	1
Linear hardening	540	0.	0	1000	1	0,0	0,5
DP450 [66]	308	273	17,6	838	0.2	0,004	0,907
AA2024-T3 [66]	364	240	10,8	798	0,2	0,018	0,368
DC01 [9]	290	86	8,8	617	0,2	0,0007	0,865
Hill'48 NAFR model	P_{22}	P_{33}	P_{12}	G_{22}	G_{33}	G_{12}	
DP450 [66]	1,0	3,0	−0,5	2,915	1,019	−0,464	

To streamline the presentation, only the principal outcomes of the numerical investigation are presented hereafter, and illustrated with results obtained using the DP450 material behavior.

The main goal of the numerical study is to evaluate the estimation accuracy of the shear stress, referred as $\sigma_{XY-center}$ hereafter, and the shear strain at the center of the specimen using the load F, the gauge section $S = L \cdot t$, and the specimen's surface strain field.

Fig.3.7 shows the major and minor surface strains of the central element as a function of the crosshead displacement in the case of the DP450 steel behavior and a 40 mm gauge length. The corresponding effective strain at specimen's center is displayed on the secondary x-axis, with a maximum value of 0,36 for a displacement value about 2,5 mm. In accordance with simple shear kinematics, the two in-plane strain eigenvalues are opposite. Notably, identical

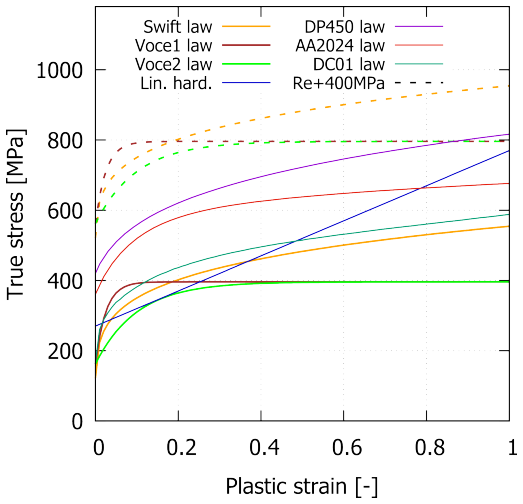


Figure 3.6 – Stress strain evolution of the hardening laws. The dotted line correspond to Voce and Swift hardening with increased yield stresses Re+400 MPa.

strain measurements were obtained by averaging strain values over a rectangular area of 5 × 2 mm centered on the central element, $\varepsilon_{eff.ROI}$, but would differ for larger areas close to the full gauge area due to inhomogeneity of the mechanical fields.

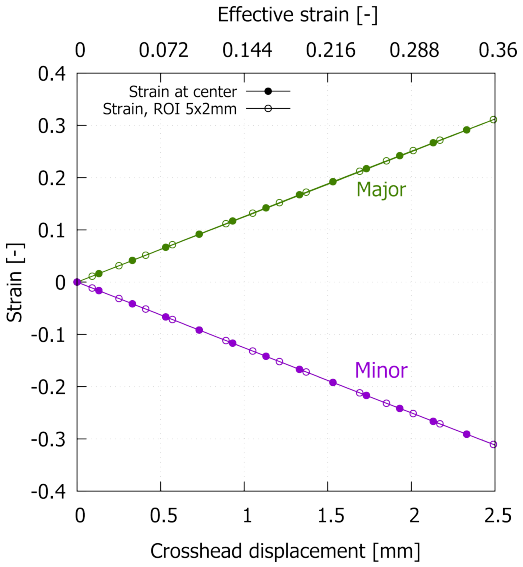


Figure 3.7 – Major (green) and minor (purple) strain evolution as a function of the crosshead displacement. Central element strains are presented in solid line with full circular dots, 5 × 2 mm ROI averaged values are presented in solid line with empty circular dots. The corresponding effective strain at specimen center is displayed on the secondary x-axis.

Fig. 3.8 displays the shear stress and the effective strain along the gauge section for the

two extreme values, i.e. 40 mm and 70 mm, and the mean value of the gauge length, i.e. 55 mm. Both stress and effective strain exhibit a homogeneous plateau value at the center of the specimen, with almost symmetric peaks toward the edges. The shapes of the curves appear to be independent of the gauge length. In the case of the 40 mm gauge length, the effective strain (shear stress resp.) increases by 1 % from the central value at a distance from the center of about 10 mm (13 mm resp.). Note that the slight non-symmetry is caused by the fact that the elements are not perfectly located in the center of the sample after deformation. The stress state evolves along the gauge section, transitioning from simple shear at the central region to a state of uniaxial tension in the immediate vicinity of the edges. While the peak values in effective strain increase by almost 40 %, the peak values in stress increase by only 6% compared to their values at the center, before dropping down. This is also illustrated in Fig. 3.9 at an effective strain value at the center of 0,15. The peak amplitudes appear to be independent of the gauge length but depend on mean strain level.

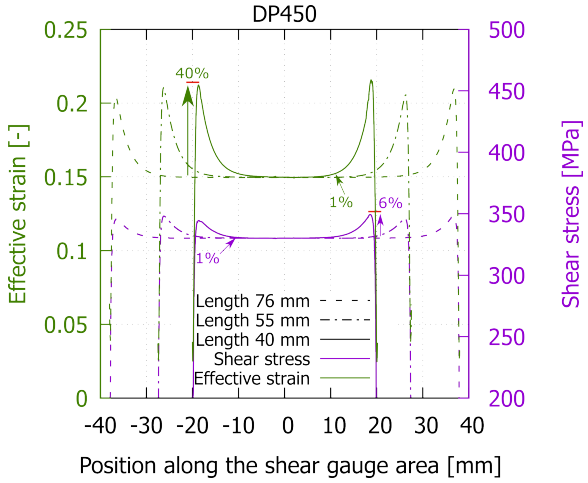


Figure 3.8 – Effective strain (green line) and shear stress (purple line) along the shear gauge when the effective strain at center is about 0,15, for 76 mm gauge length (dashed lines), 55 mm gauge length (dashed-dot lines) and 40 mm gauge length (solid lines).

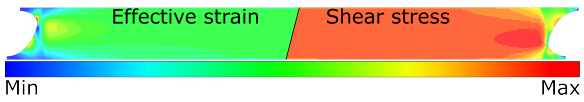


Figure 3.9 – Effective strain (left) and shear stress (right) fields from numerical simulation of a 40 mm gauge length specimen, at a central effective strain value of 0,15.

To illustrate this point, Fig. 3.10a shows normalized effective strain and shear stress values with respect to the central element value for four central element strain levels and two gauge

lengths. In the case of the DP450 hardening law, we found that the relative difference in strain and stress decreases with increasing shear strain. While the relative difference in stress is less than 8 % and decreases to below 5 % when the center strain level is above 0,15, the peak value in strain is as high as 40 % for a plateau value of approximately 0,05 in the center, and decreases to only about 17 % for the highest strain levels. The evolution of the peak strain values as a function of the shear strain level is found to be weakly dependent on the hardening law. On the contrary, the evolution of the peak stress value depends on the hardening law. This is illustrated in Fig. 3.10a b and c showing the normalized effective shear stress values for a saturating (Voce 2) and a linear hardening (Lin. hard.). The peak value of the relative difference in stress decreases with the shear strain level in the case of the saturating hardening, while it is almost constant for a linear hardening.

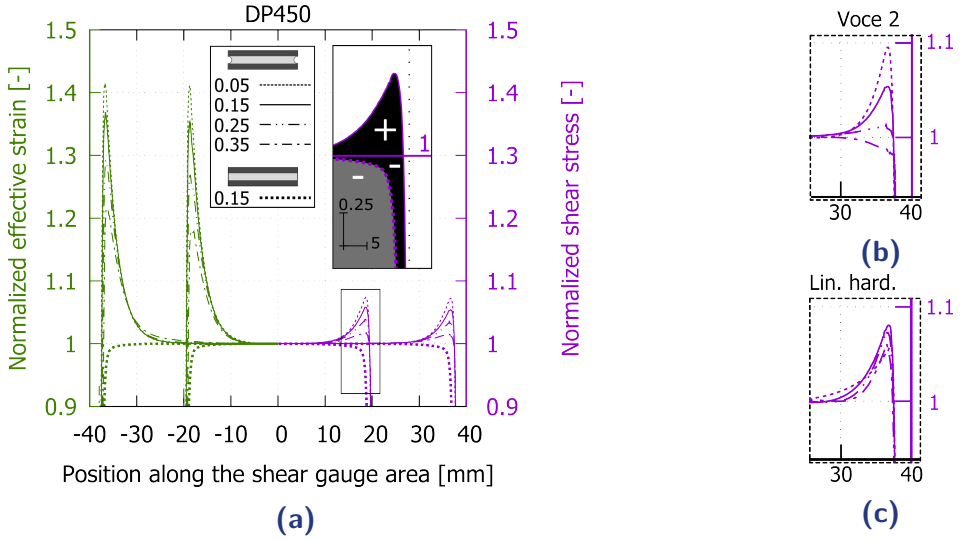


Figure 3.10 – (a) Normalized effective strain (green line, left side) and shear stress (purple line, right side) along the shear gauge with respect to the central element value ($\frac{\varepsilon_{eff}}{\varepsilon_{central}}$ and $\frac{\sigma_{xy}}{\sigma_{central}}$), for various central effective strain levels of 0,05, 0,15, 0,25 and 0,35. The in-view zoom highlights the stress values below and above the central one for both geometries. Focus on the evolution of the normalized shear stress in the case of saturating Voce 2 (b) and linear hardening laws (c).

These results indicate that using an average strain value calculated over the entire gauge surface would lead to significant errors in strain estimation. Instead, the average strain must be calculated at the center of the specimen, over a symmetric window of approximately ± 10 mm.

In line with An et al. [135], a relative error in stress is calculated quantifying the error between shear stress estimation and shear stress of the central element :

$$RE_{shear\ stress} = \left(\frac{\sigma_{eng}}{\sigma_{XY-center}} - 1 \right) \cdot 100 \tag{3.8}$$

In the case of DP450 steel, the evolution of the shear stress at specimen center $\sigma_{XY-center}$ and the estimated shear stress σ_{eng} are plotted in Fig. 3.11, along with the relative error as function of the crosshead displacement u. A maximum relative error in stress about 0,4 % only is observed.

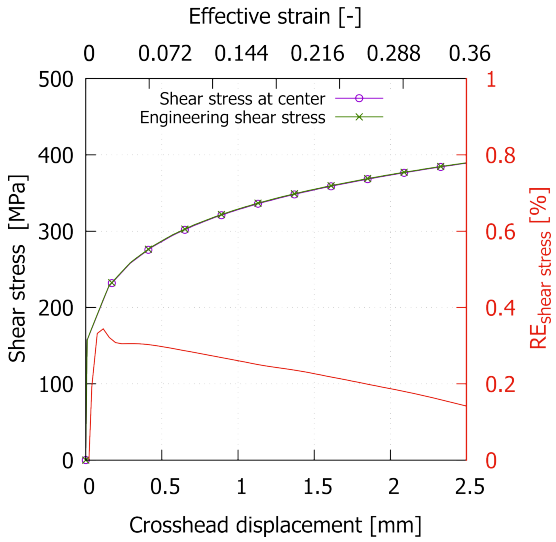


Figure 3.11 – Stress evolution as a function of the crosshead displacement. Shear stress at the specimen center $\sigma_{XY-center}$ (purple with circle dot), estimated shear stress σ_{eng} (green with crosses). The shear stress relative error $RE_{shear\ stress}$ (solid red line). The corresponding effective strain at specimen center is displayed on the secondary x-axis.

The relative error in stress is dependent on the material behavior and the geometry of the specimen. Fig. 3.12 shows the evolution of the relative error in stress with respect to the crosshead displacement for a chosen set of behaviors and gauge lengths, which produces the highest and lowest error values. For comparison, the results obtained using the DP450 hardening parameters are included. The upper and lower curves of the graph represent the maximum and minimum errors, respectively, that could be obtained through any of the behaviors and lengths combinations for each crosshead displacement value. The relative error in stress ranges from $-0{,}5\,\%$ to $1\,\%$ for all the tested configurations. It appears that the material with the lowest hardening in combination with smallest shear gauge length leads to largest relative error about $1\,\%$, while the minimum error value about $0{,}2\,\%$ is obtained for the Swift+400 hardening law and a 76 mm gauge length. The numerical simulations notably show that whatever the tested configuration, the gauge section area remains within $0{,}6\,\%$ of the initial area. The accuracy of

the central shear stress approximation σ_{eng} can be explained by the fact that the global force corresponds to the integral of the shear stress over the sheared section, which takes advantage of the peak values to compensate for the final drop of the shear stress close to the edge. This is illustrated in Fig. 3.10a where values below and above the central ones are highlighted with (-) and (+) signs.

Performing a similar study on rectangular notched free specimen with 40 mm gauge length, see Fig. 3.2 b , it is noticeable that the error in stress can be up to $-3\,\%$, whatever the strain level, due to the monotonic decrease of the stress value along the gauge length, from the center to the edges, see Fig. 3.10a. Contrarily, the strain plateau is longer in the longitudinal direction compared to the notched specimen, as already presented by An et al. [135] and more recently by Rossi et al. [131]. Both effective strain and shear stress have a plateau value at the center of the specimen and drop toward the edges, without any peak. For example, in the case of the 0,8 mm thick DP450, at an effective strain value of 0,15 in the center, the central shear stress is 330 MPa. At the same strain level, the load of a rectangular specimen is 10,3 kN, i.e. $\sigma_{F/S}^{rect.} = 322$ MPaan underestimation by about $-2{,}5\,\%$. For the notched specimen, the load is 10,56 kN, i.e. $\sigma_{F/S}^{notched} = 331$ MPa. The impossibility to circumvent the issue caused by the non-homogeneity of the stress field motivated us to privilege notched shear specimens.

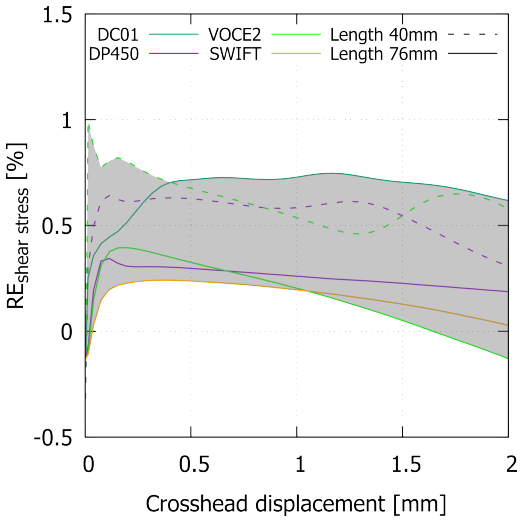


Figure 3.12 – Shear stress relative error range vs. crosshead displacement for all the tested configuration of behaviors and gauge lengths of 40 and 76 mm. The envelope curves correspond to the following configurations (behavior law, length) : (DC01 steel, 76 mm, solid turquoise line), (DP450 law, 40 mm and 76 mm, dotted purple line and solid purple line), (Voce 2 law, 40 mm and 76 mm, dotted green line and solid green line), and (Swift Re+400 MPa law, 76 mm, solid orange line).

Finally, the numerical results are post-processed as experiments, with the proposed stress and strain estimations. The shear stress estimation is classically calculated as the engineering shear stress σ_{eng}. The shear plastic ratio $\gamma^p(\bar{\varepsilon}_{eff})$ is calculated using Eqs. 3.1, 3.4, and 3.6 based on the average value of the effective strain over a 5× 2 mm ROI. Fig. 3.13 illustrates the shear stress plotted against the plastic shear strain for the initial material model (solid lines) and the estimation (symbols) for three material behaviors, with a negligible difference between the curves of maximum 1 %.

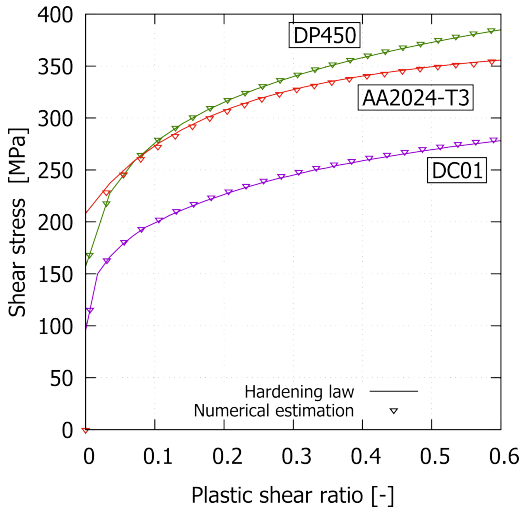


Figure 3.13 – Shear stress vs. Effective plastic strain for DP450 steel (green), DC01 steel (purple) and AA2024-T3 aluminum (red). Theoretical shear stress-strain behavior laws with solid lines, and shear stress-strain values at the center element with triangle solid symbols.

3.1.5 Experimental results

3.1.5.1 Experimental validation

Sequential and monotonic shear test were carried out on three materials. Figure 3.14 shows a DP450 steel specimen at the end of the first, second and fifth sequences. Due to sequential machining, the length of the shear gauge section is decreasing with sequence number, while the shoulder relative displacement is increasing due to the machining of the specimen. In order to emphasize the shear strain, straight lines are initially drawn across the gauge section. On both sides of the shear gauge section, the footprints of the jaw's teeth are clearly visible, and no massive longitudinal slipping or tearing from the jaws is visible. The sequential machining results in a reduction of the gauge length, and thus a force drop from sequence to sequence.

This is illustrated in Fig. 3.15 where the evolution of the force as a function of the effective strain is plotted for a monotonic test, a sequential shear test composed of five sequences, and the numerical simulation of the monotonic test. During all the experiments, the gauge length is aligned with the transverse direction of the sheet. Monotonic tests are performed on 76 mm long notched shear specimens. The numerical simulation is based on the DP450 Hill'48 behavior model.

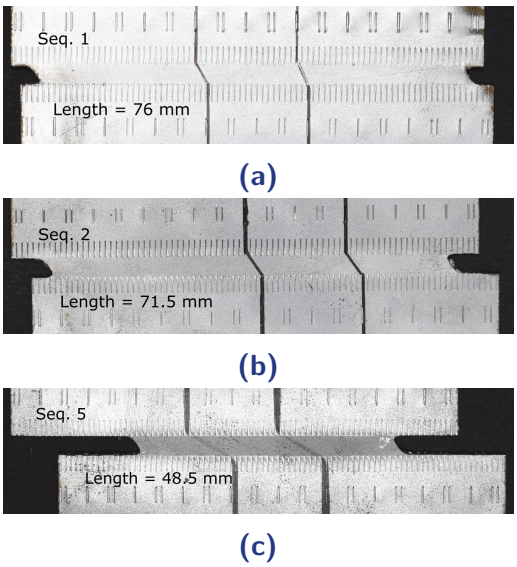


Figure 3.14 – DP450 steel specimen images after one (a), two (b) and five (c) machining-shear sequences.

The final effective strain field of each of the five sequences is plotted in Fig. 3.16. For each sequence, the minimum and the maximum values of the effective strain are reported, along with the average value from the central 5× 2 mm ROI. The color map ranges from minimum to maximum of each sequence, which enables to highlight the peak values of the strain toward the edges. The inhomogeneity of the strain field is depicted Fig. 3.17 and 3.18 showing the evolution of the effective strain as a function of the position along and across the shear gauge section respectively. The purple solid lines curves refer to the effective strain at the final stage of each sequence, the blue and green lines refers to major and minor surface strains. As predicted from numerical simulation, see Fig. 3.9, the strain field is characterized by a plateau value at the center along the longitudinal direction, and increased values toward the edges, see Fig. 3.17 ; while an almost constant value can be observed across the gauge section at mid-length, see Fig. 3.18. Major and minor strains have almost the same value on the specimen surface, the difference is about the order of magnitude of the floor noise at the

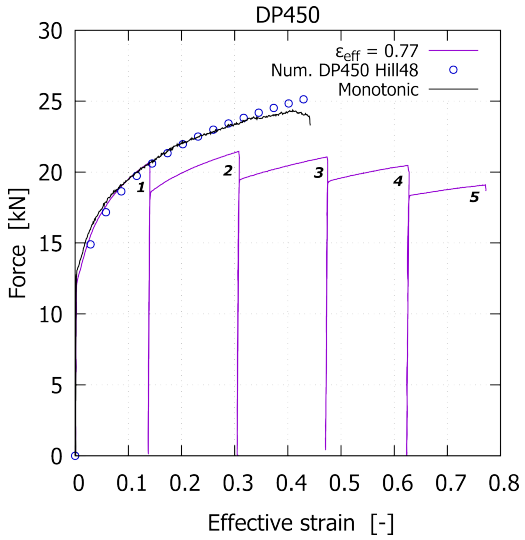


Figure 3.15 – Evolution of the force as a function of the effective strain during a 5 sequences shear-machining test (solid purple line) and a monotonic shear test on DP450 steel (solid black line), and numerical results of the monotonic test simulation (empty blue circles).

specimen center, see Fig. 3.17 and 3.18, and slowly increases toward the edges to reach a value of about 0,03, see Fig. 3.17. Consequently, the calculation of the shear ratio from the major, minor or effective strain leads to extremely close values. In the following, the engineering shear ratio is calculated from the surface effective strain Eq. 3.4.

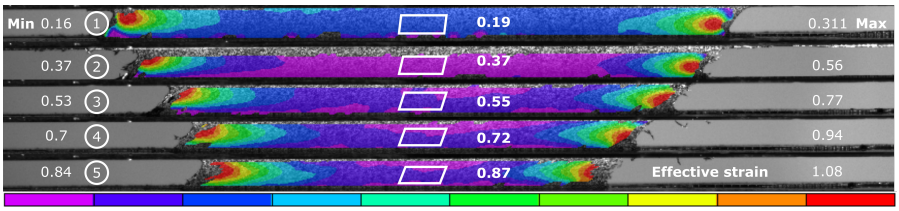


Figure 3.16 – Strain fields calculated at the end of the shearing cycle of 5 sequences on a DP450 steel. The central ROI 5× 2 mm is highlighted with a white rectangle.

A comparison of the numerical and the experimental evolution of the effective strain vs. longitudinal position on the shear gauge is presented in Fig. 3.19 for a central effective strain about 0,14. The model with standard boundary conditions and shoulder modeling are considered. In the case of the standard model, without jaws, represented by a purple line, the size of the plateau region where the strain remains almost constant is larger in the numerical simulation than in the experimental data represented by a black line. Additionally, the peaks in the numerical model are lower in amplitude when compared to the experimental results. To address this discrepancy, shoulder modeling is considered, represented by a green line. The

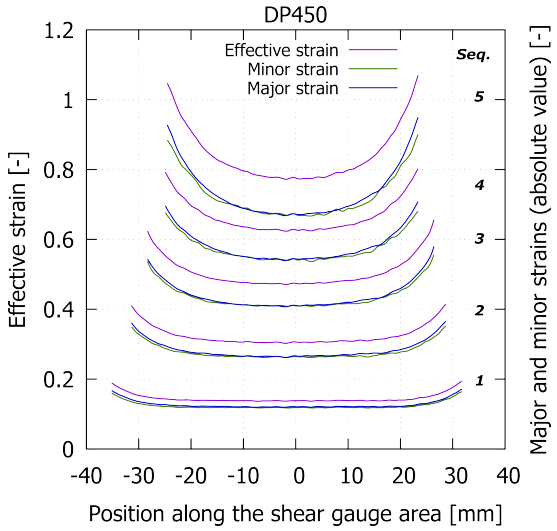


Figure 3.17 – Strain evolution along the shear gauge section for DP450 steel. Effective strain is displayed with solid purple line, minus minor strain with solid green line and major strain with solid blue line.

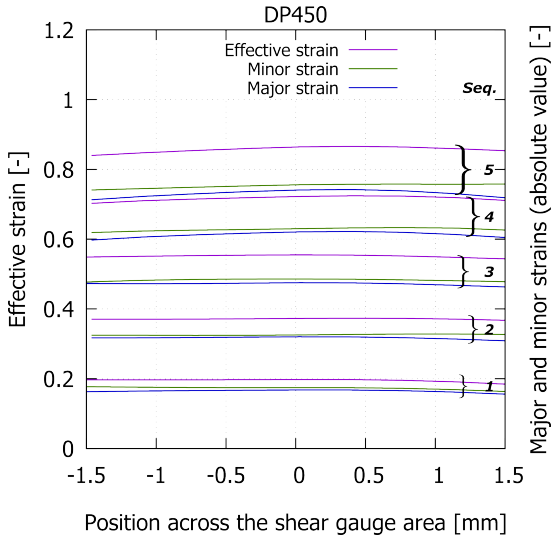


Figure 3.18 – Strain evolution across the shear gauge section for DP450 steel. Effective strain is displayed with solid purple line, minus minor strain with solid green line and major strain with solid blue line.

use of the full model, with a constant friction coefficient, reduced the error by a factor of two. A better agreement can be obtained using a non constant friction coefficient along the specimen's shoulder, but for the cost of using arbitrary evolution of the friction coefficient values. But it is assumed that such a model will never be able to reproduce accurately the local indentation process of the teeth in the specimen's shoulder as depicted in Fig. 3.14c.

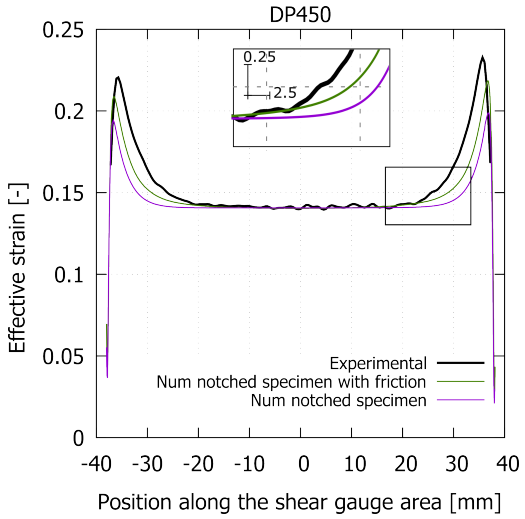


Figure 3.19 – Effective strain evolution along the ligament for numerical simulation with clamped boundary condition (solid purple line), with friction boundary condition (solid green line) and experimental result (solid black line).

This result suggests that longitudinal slipping of the specimen within the jaws at the border of the clamping area enhances the strain field's inhomogeneity. Still, the central plateau, where the local values differs from the central one by less than 1 %, is 35 mm long. This led to a full experimental study of the strain field's inhomogeneity at large strains, focusing on determining the appropriate size of the ROI (region of interest) that should be used for strain averaging. Considering a reference 2×2 mm ROI, the Fig. 3.20 depicts the evolution of the relative error between various ROI sizes as a function of the reference strain. Two ROI widths of 1 and 2 mm are considered, and three different lengths : the full gauge length, 25, and 5 mm length. As predicted from the numerical simulation, the error is almost independent from the ROI width, and decreasing for a decreasing length of the ROI. Note that this calculation is performed all along the five sequences already presented for the DP450 steel. This explains the non monotonic evolution of the relative error when the ROI length is the full length of the specimen, i.e. changing value at each sequence. When the ROI length is lower than 5 mm, the relative error is below $\pm 0{,}5$ %, up to strain level value of about 0,9. The same holds true in the case of the DC01 steel and the two first sequences in the case of the AA6014-T4 aluminum alloy. For the latter, a maximum local error close to 1 % was observed during the third sequence, while the loading force was already decreasing, so it was concluded that the material was already too much damaged to invalidate the proposed protocol.

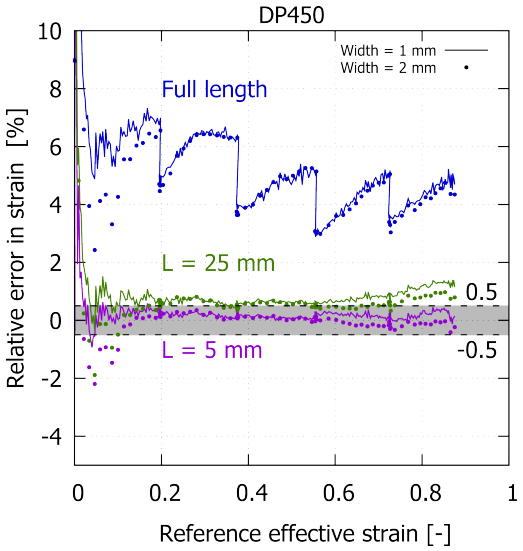


Figure 3.20 – Evolution of the relative error in strain for a 2 mm width ROI (solid lines) and a 1 mm width ROI (dotted line) and three ROI lengths : full specimen length (blue), 25 × 2 mm ROI (green) and 5 × 2 mm ROI (purple). The reference strain is calculated using a 2 × 2 mm ROI at specimen center.

3.1.5.2 Application

Sequential machining and simple shear experiments have been performed on three materials. The Fig. 3.15 and 3.21 show the force as a function of the effective strain curves of the five sequences performed on the two steels, and the three sequences performed on the aluminum alloy. The experimental and the numerical results of monotonic tests are presented in the case of the DP450 and DC01 steels, showing a good agreement for these behavior models leading to an error in force lower than 4 %, similar to previously published results, see [148], [49], [48] for examples.

The shear stress estimation σ_{eng} was calculated, as well as the effective strain $\bar{\varepsilon}_{eff}$ on a 5 × 2 mm ROI in order to plot the shear stress as a function of the effective strain for each test. Fig. 3.22 depicts these results in the case of the DP450 steel for two sequential shear tests and one monotonic test. The maximum load value during the monotonic test was obtained at an effective strain about 0,33, this point is highlighted with a red circle in Fig. 3.22. The sequential tests have been performed using various values of the shear displacement increment. The monotonic and sequential tests match up to the maximum load of the monotonic test, whether the sequential test was made of 2 or 3 sequences. This shows the safety of the repetition of the machining of the edges on the shear test results. At larger strains, the application of various shear strain increment sizes seems not to affect the reproductibility

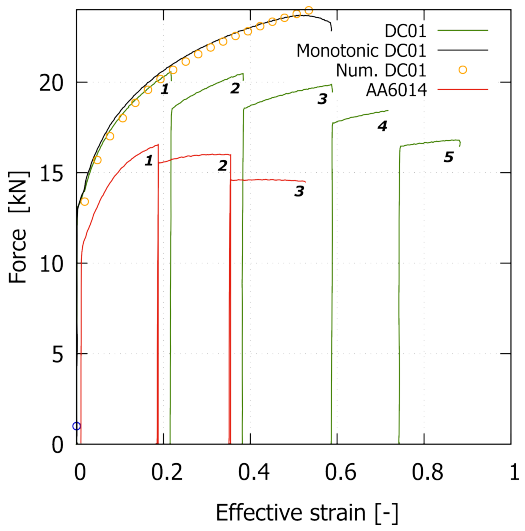


Figure 3.21 – Evolution of the force as a function of the effective strain during sequential shear (solid green line) and monotonic (solid black line) shear test of the DC01 steel, and sequential shear of AA6014-T4 aluminum alloy (solid red line). Numerical results of the monotonic shear simulation of the DC01 is plotted using orange empty circles.

of the results. which can be appreciated in the two insets (a) and (b) in Fig. 3.22 where a maximum discrepancy value of less than 5 MPa can be observed between the curves. The maximum effective strains obtained after five sequences were 0,77 and 0,87, more than twice the maximum strain obtained during monotonic simple shear test.

The same results are presented in Fig. 3.23 in the case of the DC01 steel and the AA6014-T4 aluminum alloy. For the latter, three tests are presented, with maximum strains of 0,14, using one sequence, 0,33 (2 seq.) and 0,51 (3 seq.). As presented in Fig. 3.21, during the third shear step, the force started to decrease slightly, which is attributed to damage or tearing of the specimen from the jaws, even not detectable from post-mortem observation. In the case of the DC01 steel, three sequential tests are presented and compared to one monotonic test. Again, the reproductibility error in stress is limited to a value about 10 MPa, representing less a 3 % error.

The results of the sequential shear test with re-machining of the edges are also compared to an in-plane torsion test, without free edge as presented Fig. 3.1d. For detailed description of the test, readers should refer to the article by Grolleau et al. [9] presenting the in-plane torsion of DC01 steel. The specimen is a simple disc, fully clamped on its outer ring 60 $<$diam.$<$ 80 mm while a driving rotation is imposed to the inner clamping ring up to a diameter of 40 mm at a rotation speed of $0{,}025\,^{\circ}\cdot s^{-1}$, leading to a strain rate about $0{,}001\,s^{-1}$. The torque is

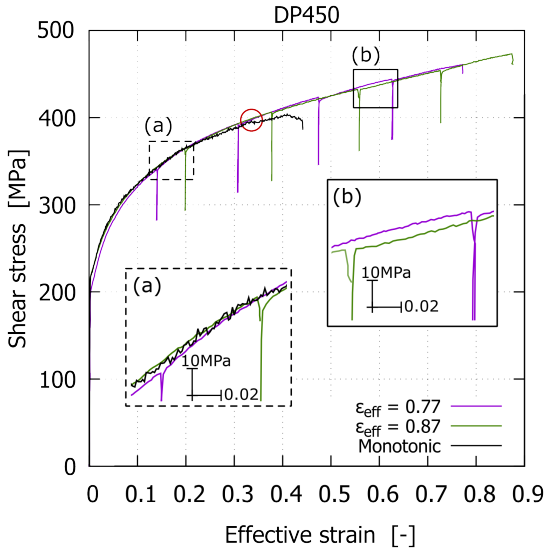


Figure 3.22 – Shear stress vs. effective strain curves of a monotonic (black solid line) and two sequential (purple and green solid line) shear tests of the DP450 steel up to final effective strains of 0,77 and 0,85 respectively. The end of the monotonic test is highlighted with a red circle at an effective strain value of 0,33. Two zoomed in-view of sections of the curves are presented in (a) and (b) with local scales. Note that the unloading-reloading of the curves are truncated for improved visibility.

transmitted to the specimen thanks to a set of 90 teeth-grooves pairs acting on the inner clamping area of the specimen. A circular groove is machined from one side, at a mean diameter of $2.R_g = 47\,mm$ in order to reduce the thickness of the sheet from 1,5 mm down to a minimum value of about 0,75 mm at radius R_g and localize the strain away from the clamping area. A DIC speckle pattern is applied to the flat surface of the specimen allowing for strain calculations (25 Mpx camera, $10\,\mu m \cdot px^{-1}$ pixel size, subset and step sizes of 31 and 7 px), while a load cell enables for torque measurement T. The shear stress is calculated as the mean stress $T/(S.R_g)$ where S is the sheared section at radius R_g. The effective strain is calculated as the average value calculated at radius R_g. Contrary to in-plane torsion test results, a decreasing shear stress with shear strain is clearly visible in the case of the monotonic test when the effective strain is above 0,5. When compared to the sequential shear and monotonic shear test results, a clear agreement is obtained up to an effective strain value about 0,8.

Figure 3.24 shows the evolution of the shear stress as a function of the effective strain for sequential shear tests conducted on DP450 and DC01 steels. These results are compared to the theoretical shear behaviors predicted by the corresponding material models, i.e. DP450 Hill'48 and DC01 models, see Table 3.1. This analysis was conducted using a single element

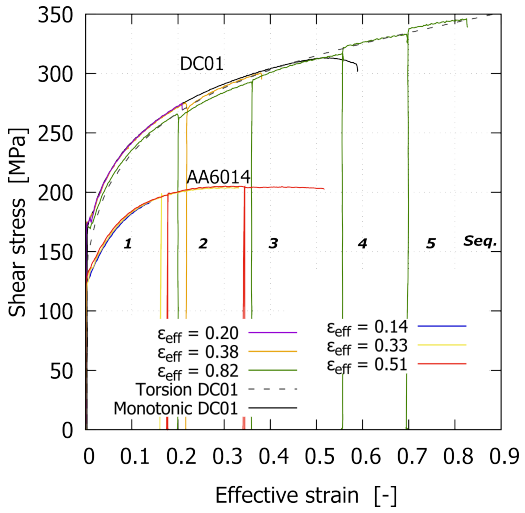


Figure 3.23 – Shear stress versus strain curves of sequential machining and simple shear test of DC01 steel and AA6014-T4 aluminum alloy. Stress versus strain curve of the monotonic (black solid line) and the in-plane torsion experiments (dashed black line) of the DC01 steel.

subjected to simple shear kinematics. In both cases, the stress error remains below 4 %, which is comparable to the error level achieved in the comparison between numerical and experimental results through an inverse procedure for behavior law parameter identification, see [48], [149], [66], and [146] for examples. This suggests that the sequential shear test could be used for the identification of material hardening parameters at large strains, completing or replacing notched tension tests, bulge test or in-plane torsion test.

3.1.6 Conclusion

In an attempt to extend the achievable range of strain of the simple shear test, we propose an experimental protocol involving sequential steps of re-machining of the semi-circular sample edges and interrupted simple shear. To determine stress and strain at the center of the specimen, the shear stress estimate is calculated as the ratio of the loading force to the sheared gauge section, while engineering shear strain is quantified through Digital Image Correlation in a central Region Of Interest area of the gauge section. This methodology results in a twofold increase in the maximum strain attainable compared to a single simple shear test.

To gain a comprehensive insight into the mechanical fields, a large span of hardening laws has been considered in a numerical study of the shear tests. The comparison of rectangular and notched specimens of varying dimensions reveals that circular notched specimens yield the most accurate stress estimates. Conversely, notched geometry produces smaller central areas

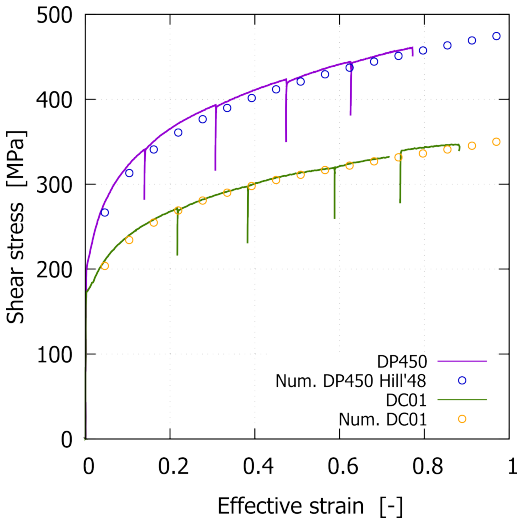


Figure 3.24 – Shear stress versus effective strain curves of sequential shear machining tests (solid lines) and simple shear numerical simulation of a single element (empty circles) for DC01 and DP450 steels.

with homogeneous strain values in comparison to rectangular specimens. A length-to-shear width ratio value above 10 was maintained for all the geometries. For a 4 mm width gauge section and gauge lengths ranging from 76 to 40 mm, a 5 $\times$ 2 mm central ROI and the shear stress estimate enable the recovery of theoretical stress-strain curves with a maximum error of 1 %.

The experiments conducted on DP450 steel, DC01 steel, and AA6014 aluminum alloy validate the numerical findings regarding the strain field. This field exhibits a central plateau and peak values toward the edges along the ligament, with relatively constant values across the gauge section.

Monotonic and sequential shear tests employing various displacement step values during the interrupted shear have been performed. These experiments demonstrate that repeated machining does not impact the results. From a practical point of view, the displacement step for each sequence can be chosen as 1/3 to 1/2 of the maximum displacement observed in a monotonic test without affecting the final results of the sequential test.

A final comparison of the experimental stress-strain curves obtained from sequential shear of DP450 and DC01 with published results reveals maximum errors of 4 % in stress, for effective strains up to 0,8. Additionally, a comparison with edge-free in-plane torsion testing shows that the sequential shear test yields the same results for DC01 steel.

These findings suggest that the sequential shear test holds promise for identifying material

hardening parameters at large strains, potentially complementing or replacing notched tension tests, bulge tests, or in-plane torsion tests in practical operations.

CHAPITRE 4

TRAJETS DE CHARGEMENT ET RUPTURE SOUS CHARGEMENTS NON PROPORTIONNELS

Contents

4.1 Introduction 135

4.2 Réalisation de trajets de chargement non-proportionnels 141

4.2.1 Cisaillement - Traction plane 141

4.2.2 Traction plane - Cisaillement 143

4.2.3 Traction équibiaxiale - Traction plane 144

4.2.4 Traction simple - Traction équibiaxiale 146

4.2.5 Traction simple - Traction plane 147

4.3 Comparaison des indicateurs de l'endommagement 148

4.4 Évolution des indicateurs de l'endommagement 148

4.5 Conclusion 156

4.1 Introduction

L'utilisation d'un modèle d'endommagement découplé comme le modèle de Hosford-Coulomb [36] demande d'utiliser un indicateur de cumul d'endommagement. Une méthode classique est

un calcul de cumul linéaire rappelé ci-dessous (Eq. 1.60) définie par Johnson et Cook [50].

$$dD = \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f[\eta, \bar{\theta}]}$$

Avec D l'indicateur du niveau d'endommagement passant de la valeur 0 à 1 lorsque le matériau passe d'intact à totalement endommagé, et $\bar{\varepsilon}_f[\eta, \bar{\theta}]$ la déformation plastique à rupture pour l'état de contrainte considéré (η, $\bar{\theta}$) s'il était appliqué continûment, i.e. en chargement proportionnel. Rappelons que sous l'hypothèse de contrainte plane la connaissance de la triaxialité seule permet de définir l'état de contrainte.

Cette méthode de cumul de l'endommagement ne rencontre pas de difficulté lors de trajets proportionnels. La rupture ductile sous un trajet de chargement proportionnel a été très largement étudiée dans la littérature [39, 150, 50, 151, 48, 152].

Lors de la mise en forme puis d'un impact sur une tôle métallique le chargement est plutôt complexe. La réalisation de chargements complexes peut être réalisée de plusieurs manières, soit en utilisant une géométrie d'éprouvette qui va naturellement subir un changement d'état de contrainte au cours du chargement, comme les éprouvettes à encoches [48], soit en appliquant une combinaison de chargements sur une éprouvette, comme pour les éprouvettes cruciformes [153] ou tubulaires [154, 155]. Une troisième voie consiste à réaliser un premier trajet de chargement proportionnel suivi de l'extraction d'une éprouvette dans la zone active de l'éprouvette initiale pour réaliser le second trajet de chargement, jusqu'à la rupture. Abedini et al. [62] ont réalisé des pré-déformations avec un dispositif de Marciniak avant de réaliser des essais de traction plane ou cisaillement sur un alliage de magnésium.

Il ressort des précédentes études que l'utilisation d'un cumul d'endommagement linéaire ne permet pas de déterminer une valeur correcte de l'endommagement lors d'un chargement non proportionnel. Un indicateur non linéaire a été introduit par Xue [156] en s'inspirant d'un résultat de fatigue à faible cycle. Par la suite, cet indicateur non linéaire (Eq. 4.1) a été repris dans différentes études [154, 3].

$$dD = m_i \left(\frac{\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f[\eta, \bar{\theta}]} \right)^{m_i - 1} \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f[\eta, \bar{\theta}]} \tag{4.1}$$

Avec m_i le paramètre de non-linéarité de l'indicateur, lorsque $m_i = 1$ l'indicateur de cumul d'endommagement linéaire est retrouvé.

Notons que si les auteurs précédents ont considéré une valeur de m unique, la valeur de l'exposant m pourrait également être une fonction de l'état de contrainte, i.e. en contrainte

plane une fonction de la triaxialité. Sans avoir à préjuger de la forme mathématique de cette dépendance, la réalisation de trajets de chargement bilinéaires pourrait permettre d'utiliser des valeurs de m spécifiques à chaque type de chargement, dépendance symbolisée ici par l'indice i de l'exposant m. Nous noterons cette approche m&m.

Plus récemment et en s'inspirant des travaux réalisés en fatigue, Cortese et al. [155] ont proposé une forme mathématique pour un cumul d'endommagement non linéaire. La spécificité de cet indicateur est que la non-linéarité dépend de la valeur de déformation à rupture sous chargement proportionnel et donc de l'état de contrainte.

$$dD = \frac{m_{Cortese}}{(\bar{\varepsilon}_f[\eta,\bar{\theta}])^{q_{Cortese}}} \left(\frac{\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f[\eta,\bar{\theta}]} \right)^{\frac{m_{Cortese}}{(\bar{\varepsilon}_f[\eta,\bar{\theta}])^{q_{Cortese}}}-1} \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f[\eta,\bar{\theta}]} \tag{4.2}$$

La figure 4.1 représente l'évolution du cumul de l'endommagement en fonction de la déformation normalisée par la déformation à rupture. La valeur de α représente la non-linéarité du cumul, α vaut 1 dans le cas linéaire, m ou $\frac{m_{Cortese}}{\bar{\varepsilon}_f^{q_{Cortese}}[\eta,\bar{\theta}]}$ selon le type de cumul utilisé pour les cas non linéaires. Pour des valeurs de $\alpha < 1$, le cumul de l'endommagement est rapide aux faibles déformations, en début de chargement, tandis que pour $\alpha > 1$, le cumul s'accélère lorsque la déformation se rapproche de la déformation à rupture.

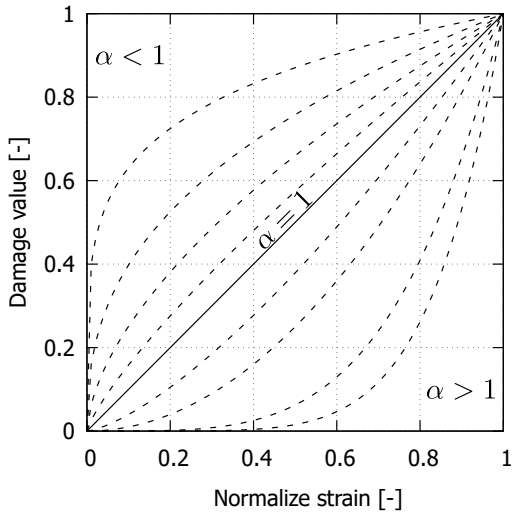


Figure 4.1 – Évolutions du cumul de l'endommagement en fonction de la déformation normalisée pour différentes valeurs de α qui représentent la non linéarité du cumul de l'endommagement.

Au cours des travaux de thèse de V. Lafilé [3], des pré-déformations en traction ont été

réalisées, mais limitées par l'occurrence de la striction. D'autres auteurs ont été limités par des ruptures prématurées dans les mors pour des essais de type Marciniak. Il a alors constaté qu'une faible pré-déformation ne permet pas d'observer un effet significatif sur le deuxième trajet de chargement. La figure 4.2 montre l'effet du niveau de pré-déformation $\bar{\varepsilon}_1$ sur le niveau d'endommagement initial du second trajet de déformation lorsque le second trajet a une déformation à rupture plus élevée que le premier trajet, i.e. $\bar{\varepsilon}_{f_2} > \bar{\varepsilon}_{f_1}$ par rapport à la déformation à rupture $\bar{\varepsilon}_{f_2}$. Il apparait que pour avoir 50 % d'endommagement au début du second chargement, il faut atteindre 80 % de la déformation à rupture lors du premier chargement, pour une évolution linéaire de l'endommagement et les déformations à rupture considérées sont de 0,7 et 1.

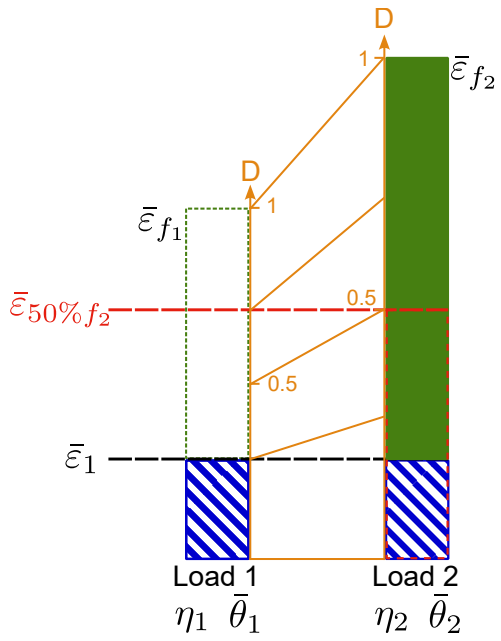


Figure 4.2 – Schéma de l'évolution de la déformation et de l'endommagement pour deux trajets de chargement. En orange, évolution de l'endommagement entre le premier et le deuxième chargement en supposant un cumul d'endommagement linéaire.

Pour réaliser des pré-déformations importantes par rapport au trajet de chargement final, il faut soit un essai permettant une grande déformation homogène, soit un trajet final ayant une déformation à rupture plus faible que le premier chargement. Une difficulté supplémentaire réside dans la compatibilité des éprouvettes entre les deux essais, puisqu'après le premier trajet, une éprouvette du second trajet doit pouvoir être extraite dans la zone utile de l'éprouvette initiale.

La figure 4.3 illustre une de ces limitations. Les photos présentées sont des éprouvettes

Marciniak lors de la pré-déformation en traction plane (PST) et équibiaxiale (EQBT). Les limites du montage et de la géométrie d'éprouvette apparaissent clairement par de la striction et de la rupture dans les outillages avant d'avoir atteint un niveau de déformation suffisant au centre de l'éprouvette.

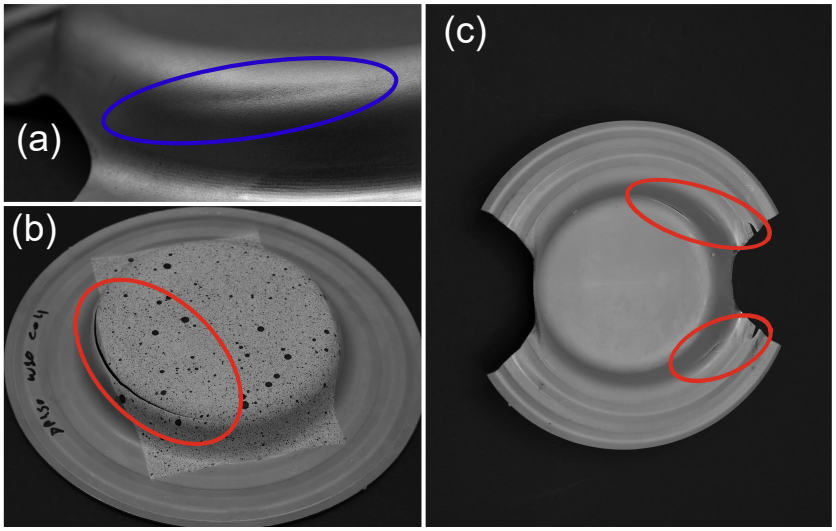


Figure 4.3 – Photos de rupture précoces lors de pré-déformations avec des éprouvettes Marciniak. (a) éprouvette de 120 mm pour le chargement en PST, l'ellipse bleue indique une zone de localisation hors de la zone utile. (b) éprouvette de 200 mm pour le chargement équibiaxial avec une rupture (c) éprouvette de 120 mm avec des zones de rupture (ellipse rouge) dans les mors.

Dans ce chapitre, trois combinaisons de trajets de chargements sont présentées et réalisées sur deux aciers, un acier dual phase DP450 de 0,8 mm d'épaisseur et un DC01 de 1 mm d'épaisseur (ce DC01 est différent de celui présenté dans le chapitre 1 et 2) : cisaillement - traction à déformation plane (SH - PST), traction à déformation plane - cisaillement (PST - SH), équibiaxiale - traction à déformation plane (EQBT - PST). Deux autres combinaisons réalisées sur le DP450 sont issues de la thèse de V. Lafilé [3] : traction simple - équibiaxiale (UT - EQBT) et traction simple - traction à déformation plane (UT - PST).

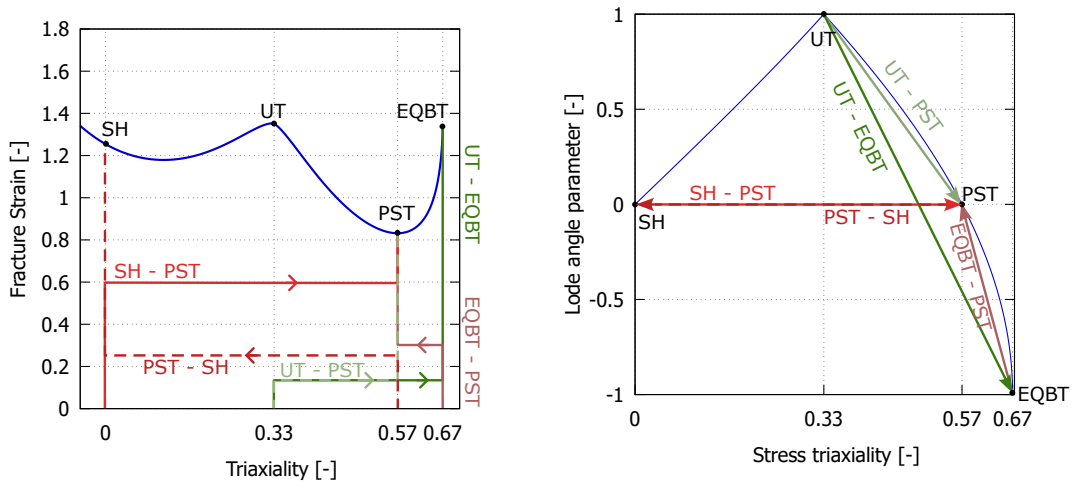
L'objectif est de pouvoir comparer le calcul du cumul de l'endommagement selon trois méthodes différentes. La méthode classique avec un cumul linéaire, la méthode m&m et la loi proposée par Cortese et al. [155].

Les modèles de comportement de Hill'48 et de rupture de l'acier DP450 proviennent de la thèse de V. Lafilé [3] (Tab. 4.1, Fig. 4.4).

Le modèle de rupture du DC01 en 1 mm d'épaisseur est identifié à partir des essais de

	$a[-]$	$b[-]$	$c[-]$
DP450	1,45	1,35	0,038
	$\bar{\varepsilon}_{SH}[-]$	$\bar{\varepsilon}_{UT}[-]$	$\bar{\varepsilon}_{PST}[-]$
DP450	1,45	1,35	0,81

Table 4.1 – Paramètres du modèle de rupture de Hosford-Coulomb pour un acier DP450.



(a) **(b)**

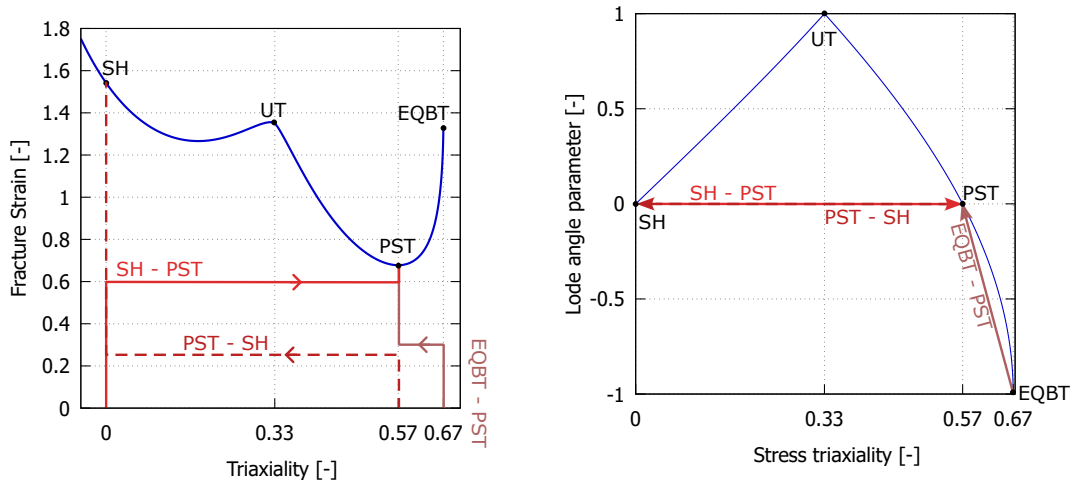
Figure 4.4 – (a) Évolution de la déformation à rupture en fonction de la triaxialité pour l'acier DP450 (trait bleu). (b) Évolution du paramètre de Lode en fonction de la triaxialité (trait bleu). Les trajets de chargement réalisés sur l'acier DP450 sont représentés en rouge et vert.

cisaillement optimisés, traction sur une éprouvette Central Hole (CH) et essai de traction plane (DH-PST).

	$a[-]$	$b[-]$	$c[-]$
DC01	1,33	1,35	0,079
	$\bar{\varepsilon}_{SH}[-]$	$\bar{\varepsilon}_{UT}[-]$	$\bar{\varepsilon}_{PST}[-]$
DC01	1,55	1,35	0,68

Table 4.2 – Paramètres du modèle de rupture de Hosford-Coulomb pour un acier DC01.

Dans les figures 4.5 et 4.4, les éléments représentés en rouge et en vert correspondent aux trajets de chargement effectués. En rouge, les trajets réalisés dans le cadre de cette thèse. En vert, les trajets qui proviennent des résultats de thèse de V. Lafilé. La représentation (a) de chaque figure permet de mieux visualiser le chemin parcouru et celui restant à faire lors de



(a) (b)

Figure 4.5 – (a) Évolution de la déformation à rupture en fonction de la triaxialité pour l'acier DC01 (trait bleu). (b) Évolution du paramètre de Lode en fonction de la triaxialité (trait bleu). Les trajets de chargement réalisés sur l'acier DC01 sont représentés en rouge.

chaque trajet proportionnel pour atteindre la rupture.

4.2 Réalisation de trajets de chargement non-proportionnels

4.2.1 Cisaillement - Traction plane

Le trajet de chargement cisaillement - traction à déformation plane (SH - PST) est réalisé en utilisant le dispositif de cisaillement avec ré-usinage présenté dans le chapitre 3 suivi d'un essai de PST réalisé avec le dispositif mini Nakazima équipé d'un poinçon diédrique [66]. Pour rendre possible la réalisation d'un essai de PST après un cisaillement séquencé, le dispositif de cisaillement séquencé a été modifié pour que l'éprouvette de cisaillement puisse contenir l'éprouvette de DH-PST sans que le ligament en cisaillement ne soit impacté. Le seul usinage que subit l'éprouvette après la pré-déformation est la création des deux trous permettant la réalisation de l'éprouvette de DH-PST. La figure 4.6 montre la géométrie utilisée et la figure 4.7 le résultat sur une éprouvette.

Ce trajet de chargement est à paramètre de Lode constant $\bar{\theta} = 0$, valeur caractérisant le cisaillement généralisé commun au cisaillement et à la traction plane, et une triaxialité passant de $\eta = 0$ en cisaillement à $\eta = 1/\sqrt{3}$ en traction plane pour une comportement isotrope.

Les tableaux 4.3 et 4.4 présentent les résultats de l'application des combinaisons SH - PST

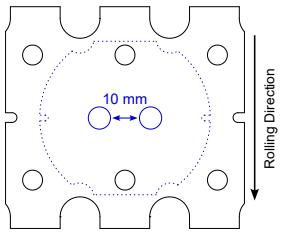


Figure 4.6 – Éprouvette de cisaillement utilisée pour le trajet SH - PST. Les pointillés bleus illustrent les contours de l'éprouvette de DH-PST.

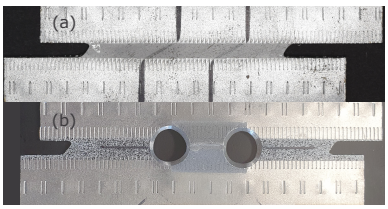


Figure 4.7 – Éprouvette de cisaillement en fin de chargement de cisaillement et après chargement en traction plane PST, chargement SH - PST.

pour l'acier DP450 et l'acier DC01.

Pour l'acier DP450, le niveau minimal de pré-déformation est de 0,24 soit 29 % de la déformation à rupture en PST et le niveau maximal est de 0,86 soit plus que la déformation à rupture en traction plane PST. Deux pré-déformations à 0,54 conduisent à une rupture finale après 0,35 et 0,36 de déformation en PST. La pré-déformation de 0,45 donne un résultat similaire.

Pour l'acier DC01, les pré-déformations sont réalisées deux fois pour chaque niveau, les déformations à rupture obtenues se révèlent répétables. Le niveau maximal de pré-déformation représente 129 % de la déformation à rupture en PST.

L'effet de la pré-déformation est visible, la déformation de traction plane conduisant à rupture est décroissante lorsque le niveau de déformation en cisaillement du premier chargement augmente.

Cisaillement séquencé ε_{eff} [-]	PST ε_{eff} [-]
0,24	0,45
0,45	0,36
0,54	0,36
0,54	0,35
0,79	0,30
0,86	0,30

Table 4.3 – Résultats pour les essais de SH - PST sur l'acier DP450.

Cisaillement séquencé ε_{eff} [-]	PST ε_{eff} [-]
0,21	0,55
0,20	0,55
0,38	0,49
0,38	0,47
0,82	0,35
0,88	0,34

Table 4.4 – Résultats pour les essais de SH - PST sur l'acier DC01.

4.2.2 Traction plane - Cisaillement

La pré-déformation en traction plane PST est réalisée par un essai Marciniak sur une éprouvette ayant une largeur au centre de 120 mm. La figure 4.8 montre différents champs issus de la corrélation d'images en fin d'essai. Les champs affichés sont les champs de déformation majeure, mineure et effective. L'état de contrainte en PST se caractérise par une déformation mineure dans le plan nulle, c'est bien ce que nous obtenons dans la zone centrale avec la géométrie d'éprouvette utilisée (Fig. 4.8b).

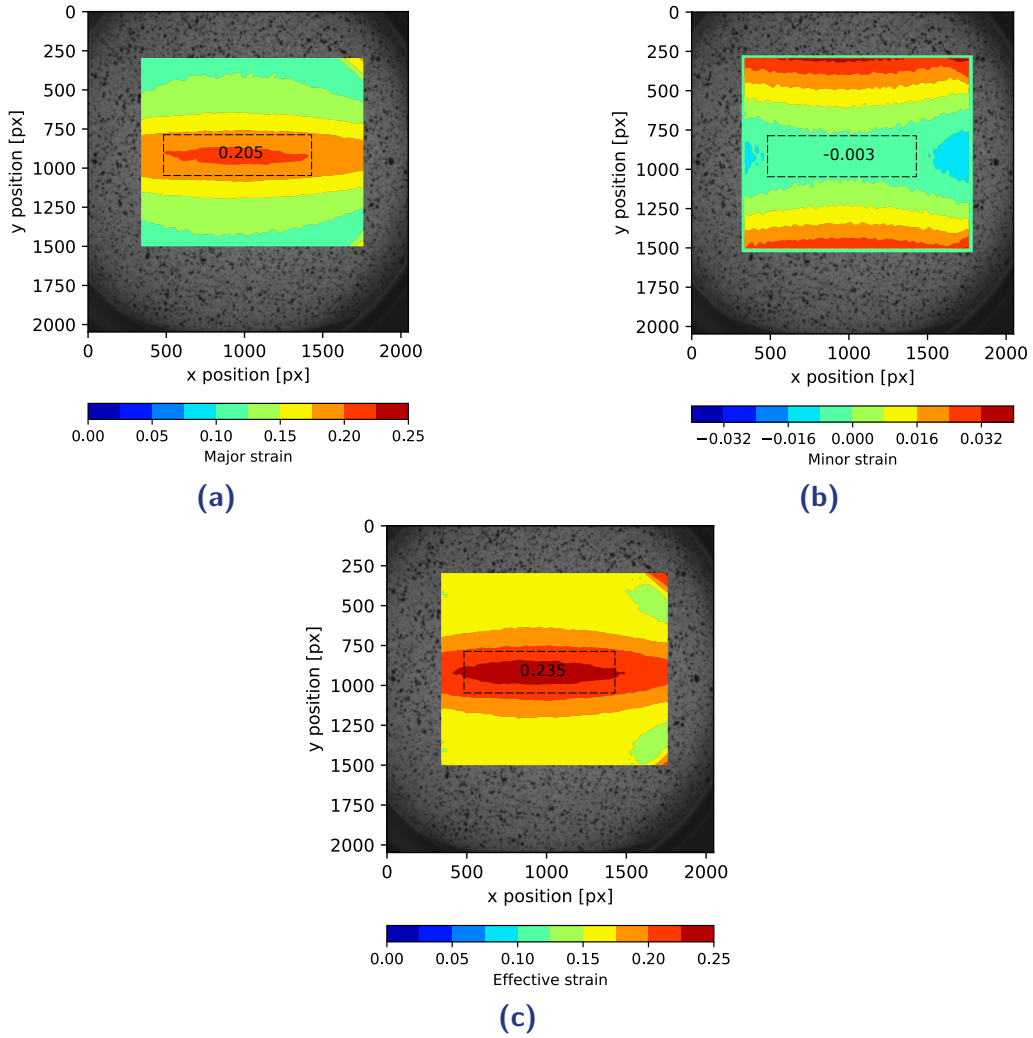


Figure 4.8 – (a) Champ de déformation majeure, (b) champ de déformation mineure et (c) champ de déformation effective pour un essai Marciniak sur une éprouvette de 120 mm.

Une fois l'éprouvette pré-déformée en traction plane PST, une éprouvette de cisaillement optimisée en est extraite par micro-électroérosion selon le schéma 4.9.

Ce trajet de chargement est à paramètre de Lode constant $\bar{\theta} = 0$, et une triaxialité passant de $\eta = 1/\sqrt{3}$ à $\eta = 0$.

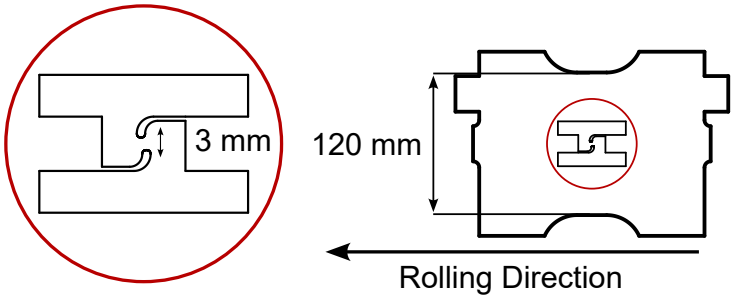


Figure 4.9 – Schéma illustrant l'évolution de l'éprouvette pour le trajet PST - SH.

Les tableaux 4.5 et 4.6 indiquent les niveaux de déformations atteints lors de la combinaison PST - SH pour le DP450 et le DC01, la pré-déformation correspond à 21 % de la déformation à rupture en cisaillement pour le DP450 et 15 % pour le DC01. Pour l'acier DP450, il y a trois répétitions de la combinaison et deux pour le l'acier DC01. Dans les deux cas, les déformations à rupture observées sont proches pour une pré-déformation similaire. Le niveau de pré-déformation est limité par l'apparition de rupture ou striction sur les bords de l'éprouvette comme illustré dans la figure 4.3.

	PST	SH
	ε_{eff} [-]	ε_{eff} [-]
W120 1	0,23	1,00
W120 2	0,22	1,02
W120 3	0,26	0,90

Table 4.5 – Résultats pour les essais de PST - SH sur l'acier DP450.

	PST	SH
	ε_{eff} [-]	ε_{eff} [-]
W120 1	0,25	1,00
W120 2	0,24	1,05

Table 4.6 – Résultats pour les essais de PST - SH sur l'acier DC01.

4.2.3 Traction équibiaxiale - Traction plane

La pré-déformation équibiaxiale (EQBT) est réalisée par un essai Marciniak sur une éprouvette de largeur 200 mm. La figure 4.10 montre les champs de déformation majeure, mineure et effective à la fin de la pré-charge. Les champs de déformation majeure et mineure sont identiques, ce qui est caractéristique d'un chargement EQBT.

La figure 4.11 indique la position de l'éprouvette de traction plane PST par rapport à l'éprouvette initiale. Comme pour le trajet SH - PST, seuls les trous de l'éprouvette DH-PST

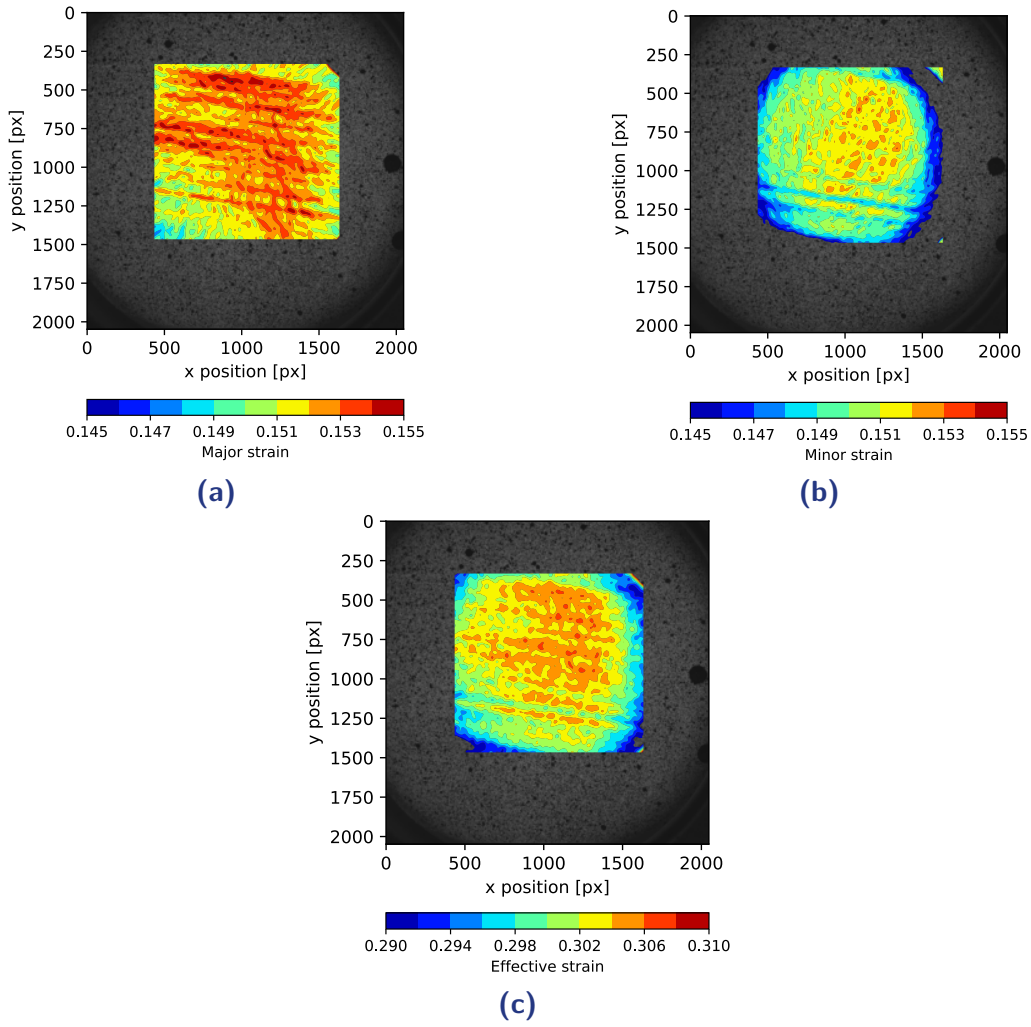


Figure 4.10 – (a) Champ de déformation majeure, (b) champ de déformation mineure et (c) champ de déformation effective pour un essai Marciniak sur une éprouvette de 200 mm.

doivent être usinés avant de réaliser l'essai.

Ce trajet de chargement est à paramètre de Lode non constant, passant de $\bar{\theta} = -1$ à $\bar{\theta} = 0$, et une triaxialité passant de $\eta = 2/3$ à $\eta = 1/\sqrt{3}$.

Les tableaux 4.7 et 4.8 indiquent les niveaux de déformations atteints lors de la combinaison EQBT - PST pour le DP450 et le DC01. Trois pré-déformations de même niveau sont réalisées pour obtenir une répétabilité de la combinaison de chargement. La pré-déformation correspond à 37 % de la déformation à rupture en PST pour le DP450 et 52 % pour le DC01. Comme précédemment, le niveau de pré-déformation est limité par l'apparition de rupture ou striction.

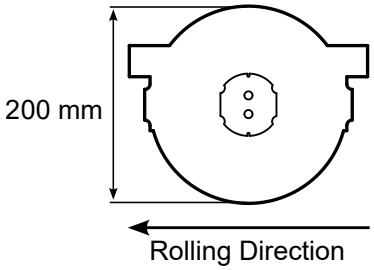


Figure 4.11 – Schéma illustrant l'évolution de l'éprouvette pour le trajet EQBT - PST.

	EQBT	PST
	ε_{eff} [-]	ε_{eff} [-]
W200 1	0,30	0,52
W200 2	0,29	0,49
W200 3	0,30	0,53

Table 4.7 – Résultats pour les essais de EQBT - PST sur l'acier DP450.

	EQBT	PST
	ε_{eff} [-]	ε_{eff} [-]
W200 1	0,35	0,54
W200 2	0,36	0,53
W200 3	0,36	0,58

Table 4.8 – Résultats pour les essais de EQBT - PST sur l'acier DC01.

4.2.4 Traction simple - Traction équibiaxiale

La pré-déformation en UT est réalisée à l'aide d'une éprouvette de traction XXL de largeur 200 mm et longueur utile 440 mm. Puis le second trajet est réalisé en traction biaxiale (bulge test). L'éprouvette est présentée figure 4.12.

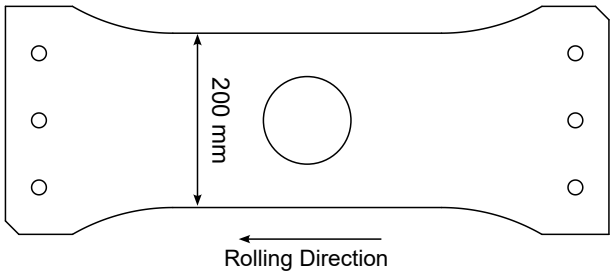


Figure 4.12 – Schéma illustrant l'évolution de l'éprouvette pour le trajet UT - EQBT.

Trois niveaux de pré-déformations ont été réalisés : 5 %, 12 % et 17 % de la déformation à rupture en UT. Le cumul des déformations des deux trajets correspond à la déformation à rupture en UT. Ce résultat est cohérent car la déformation à rupture en UT et EQBT est identique.

Ce trajet de chargement est à paramètre de Lode passant de $\bar{\theta} = 1$ à $\bar{\theta} = -1$, et une triaxialité passant de $\eta = 1/3$ à $\eta = 2/3$.

UT ε_{eff} [-]	EQBT ε_{eff} [-]	Cumulée ε_{eff} [-]
0,00	1,36	1,36
0,07	1,31	1,38
0,17	1,22	1,39
0,23	1,13	1,36

Table 4.9 – Résultats pour les essais de UT -EQBT sur l'acier DP450

4.2.5 Traction simple - Traction plane

La pré-déformation en traction simple UT est réalisée à l'aide d'une éprouvette de traction dite XXL UT de largeur 200 mm et de longueur utile 440 mm, puis une éprouvette de DH-PST en est extraite pour réaliser le trajet de chargement en traction plane PST (Fig. 4.13).

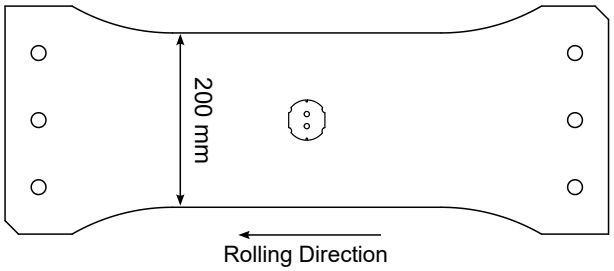


Figure 4.13 – Schéma illustrant l'évolution de l'éprouvette pour le trajet UT - PST.

Trois niveaux de pré-déformations ont aussi été réalisés : 16 %, 26 % et 28 % de la déformation à rupture en traction plane PST.

UT ε_{eff} [-]	PST ε_{eff} [-]
0,00	0,85
0,13	0,73
0,21	0,53
0,23	0,53

Table 4.10 – Résultats pour les essais de UT - PST sur l'acier DP450.

Ce trajet de chargement est à paramètre de Lode passant de $\bar{\theta} = 1$ à $\bar{\theta} = 0$, et une triaxialité passant de $\eta = 1/3$ à $\eta = 1/\sqrt{3}$.

4.3 Comparaison des indicateurs de l'endommagement

Dans les études précédentes ([154, 3]) l'exposant m était unique pour la combinaison de trajets de chargement, de valeur 1,112 pour l'aluminium AA2024-T351 et 0,542 pour l'acier DP450 d'après V. Lafilé. Dans l'objectif de prendre en compte la variation de triaxialité pendant le trajet non linéaire, deux méthodes sont utilisées. La première, dite m&m, consiste à considérer une valeur de l'exposant m pour chaque trajet de chargement, i.e. pour chaque valeur de triaxialité. Nous devrons donc considérer quatre valeurs distinctes de m : m_{SH}, m_{UT}, m_{PST} et m_{EQBT}. Pour le cumul d'endommagement selon Cortese, les paramètres $m_{Cortese}$ et $q_{Cortese}$ sont des constantes, l'effet de la triaxialité et du paramètre de Lode est alors inclus dans la déformation à rupture utilisée dans l'exposant. Le cumul de l'endommagement est calculé de la façon suivante :

$$
\begin{aligned}
D &= \int_0^{\varepsilon_{final}} \alpha \left(\frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f[\eta, \bar{\theta}]} \right)^{\alpha-1} \\
D &= \int_0^{\varepsilon_1} \alpha_1 \left(\frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_{f_1}[\eta_1, \bar{\theta}_1]} \right)^{\alpha_1-1} + \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_{final}} \alpha_2 \left(\frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_{f_2}[\eta_2, \bar{\theta}_2]} \right)^{\alpha_2-1} \\
D &= \left(\frac{\bar{\varepsilon}_1}{\bar{\varepsilon}_{f_1}[\eta_1, \bar{\theta}_1]} \right)^{\alpha_1} + \left(\frac{\bar{\varepsilon}_{final}}{\bar{\varepsilon}_{f_2}[\eta_2, \bar{\theta}_2]} \right)^{\alpha_2} - \left(\frac{\bar{\varepsilon}_1}{\bar{\varepsilon}_{f_2}[\eta_2, \bar{\theta}_2]} \right)^{\alpha_2}
\end{aligned}
\tag{4.3}
$$

Avec $\bar{\varepsilon}_{f_1}[\eta_1, \bar{\theta}_1]$ la déformation à rupture calibrée pour la trajet 1, $\bar{\varepsilon}_{f_2}[\eta_2, \bar{\theta}_2]$ la déformation à rupture calibrée pour le trajet 2, $\bar{\varepsilon}_{final}$ la déformation à rupture atteinte lors du trajet 2, $\bar{\varepsilon}_1$ la déformation atteinte lors du premier chargement, α vaut soit 1, m_i ou $\frac{m_{Cortese}}{\varepsilon_f^{q_{Cortese}}[\eta, \bar{\theta}]}$ selon le type de cumul utilisé.

4.4 Évolution des indicateurs de l'endommagement

Les paramètres des modèles de cumul d'endommagement sont identifiés à l'aide d'un programme python assurant une minimisation des moindres carrés d'une fonctionnelle mesurant l'écart entre le dommage calculé et théorique, soit l'unité, à rupture. Dans notre approche, nous n'avons pas souhaité discriminer les calculs qui prédisent une rupture anticipée ou retardée par rapport à l'expérience. La fonction objectif est la moyenne des différences au carré des cumuls d'endommagement finaux obtenus à rupture par rapport à la valeur théorique 1. Les tableaux

4.11 et 4.12 présentent les valeurs obtenues.

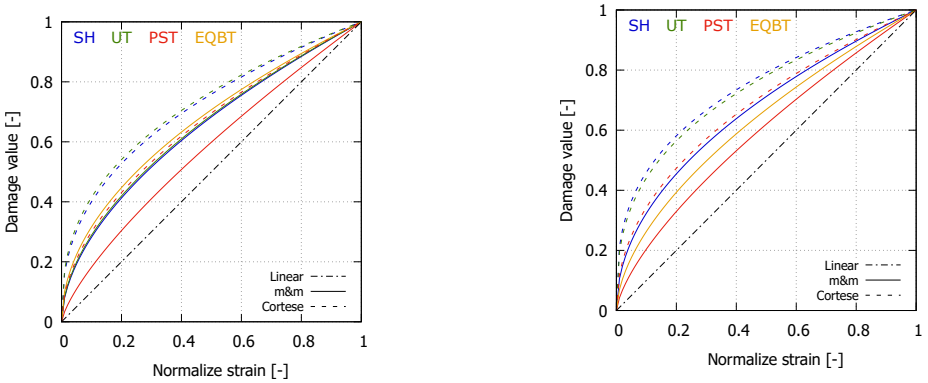
DP450	m_{SH}	m_{UT}	m_{PST}	m_{EQBT}	$m_{Cortese}$	$q_{Cortese}$
m&m	0,55	0,54	0,74	0,50	-	-
Cortese	-	-	-	-	0,46	0,65

Table 4.11 – Paramètres identifiés pour la méthode m&m et la méthode Cortese et al. [155] pour l'acier DP450.

DC01	m_{SH}	m_{UT}	m_{PST}	m_{EQBT}	$m_{Cortese}$	$q_{Cortese}$
m&m	0,49	-	0,69	0,58	-	-
Cortese	-	-	-	-	0,40	0,39

Table 4.12 – Paramètres identifiés pour la méthode m&m et la méthode Cortese et al. [155] pour l'acier DC01.

La figure 4.14 montre l'évolution de l'indicateur m&m (trait plein) et Cortese (trait discontinu) en fonction de la déformation normalisée pour un trajet proportionnel. Le cisaillement est représenté en bleu, la traction en vert et la traction à déformation plane en rouge. Les indicateurs donnent une évolution de l'endommagement plus rapide aux déformations faibles que proche de la rupture. L'indicateur de Cortese prédit un endommagement plus rapide que l'indicateur m&m.



(a) **(b)**

Figure 4.14 – Évolution de l'indicateur d'endommagement en fonction de la déformation normalisée, indicateur m&m (trait plein), indicateur Cortese (trait discontinu). L'évolution de l'indicateur pour un trajet proportionnel en cisaillement est en bleu, traction en vert et traction à déformation plane en rouge. (a) acier DP450, (b) acier DC01.

Pour chaque combinaison de trajets de chargement, les résultats des trois indicateurs de cumul sont présentés dans des histogrammes. La partie verte indique l'endommagement cumulé lors du premier chargement, quand la partie rouge correspond au second chargement conduisant à la rupture. La combinaison SH - PST est présentée figure 4.15 pour le DP450 et figure 4.20 pour le DC01, le trajet PST - SH figure 4.16 pour le DP450 et figure 4.21 pour le DC01 , le trajet EQBT - PST figure 4.17 pour le DP450 et figure 4.22, le trajet UT - EQBT figure 4.18 pour le DP450 et le trajet UT - PST figure 4.19 pour le DP450. Le tableau 4.13 résume les valeurs de déformations et les indicateurs d'endommagement pour tous les trajets réalisés sur l'acier DP450 et le tableau 4.14 pour l'acier DC01.

Le cumul d'endommagement linéaire est le moins performant, tandis que le cumul d'endommagement de Cortese semble globalement le plus performant, c'est-à-dire plus proche de 1, la valeur de l'endommagement lors de la rupture.

L'analyse des résultats est présentée sur le DP450. Les essais réalisés sur le DC01 confirment la même tendance que celle observée sur le DP450.

Dans la base de données expérimentales, deux essais aboutissent à une rupture avec un chargement proportionnel, en PST et en EQBT. Le cumul d'endommagement pour ces deux trajets atteint 1. Cette observation permet de valider que les paramètres des indicateurs non linéaires n'introduisent pas d'erreur lors d'un cumul pour un trajet proportionnel.

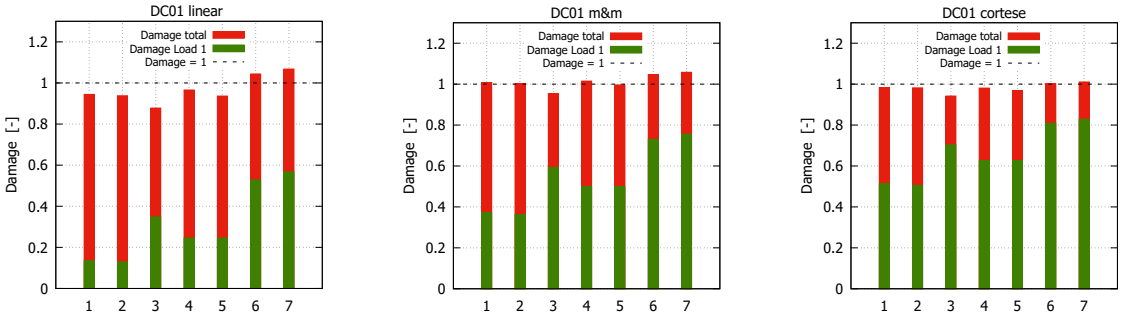
Pour le trajet de chargement UT - EQBT, les indicateurs prédisent correctement la valeur de l'endommagement à la rupture 1,03 (linéaire), 1,00 (m&m) et 1,01 (Cortese) en moyenne. Ce résultat est prévisible car les déformations à rupture sont identiques pour les deux trajets de chargement.

La base de données possède un essai pour la combinaison PST - SH avec une pré-déformation d'environ 20 % de la déformation à rupture en cisaillement. Les indicateurs montrent des valeurs moyennes d'endommagement proches 1,06, 0,98 et 0,99.

Pour les combinaisons SH = PST, EQBT = PST et UT = PST, le cumul d'endommagement moyen est inférieur de 12, 15 et 9 % lors de la rupture, tandis qu'il est de 2,82, 0,81 et 0,65 % pour m&m et de 1,15, 2,80 et 0,001 % avec le modèle proposé par Cortese. Pour la combinaison SH - PST, il est intéressant de noter qu'une pré-déformation en cisaillement SH équivalente à la déformation à rupture en traction plane PST a été réalisée, le matériau a pu continuer à se déformer avant d'atteindre la rupture.

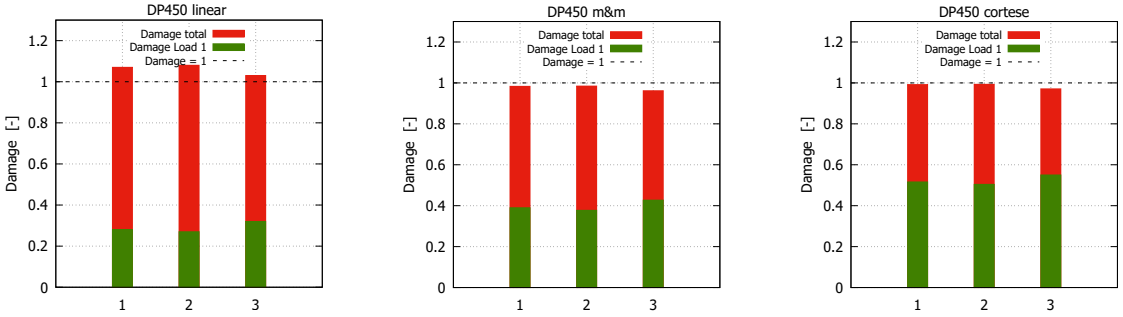
L'approche m&m consiste à identifier une valeur de l'exposant m pour chaque état de contrainte, et correspond de fait à une identification triaxialité par triaxialité de l'exposant m optimal. A l'inverse, l'utilisation du modéle Cortese implique l'utilisation d'une fonction

continue de la triaxialité donnant la valeur de l'exposant m. La méthode m&m pourrait ainsi être perçue comme un moyen d'obtenir un ensemble de valeurs de m en fonction de la triaxialité de chaque trajet individuel, pouvant servir de base d'identification à un modèle continu en triaxialité comme le modèle de Cortese.



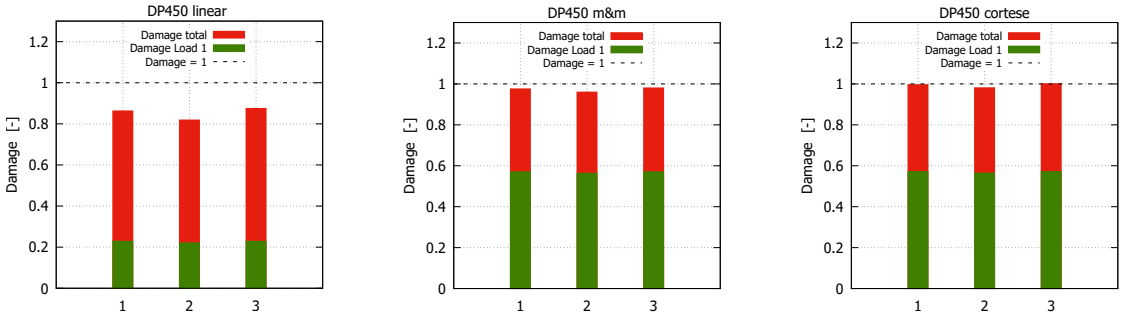
(a) **(b)** **(c)**

Figure 4.15 – Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet SH - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450.



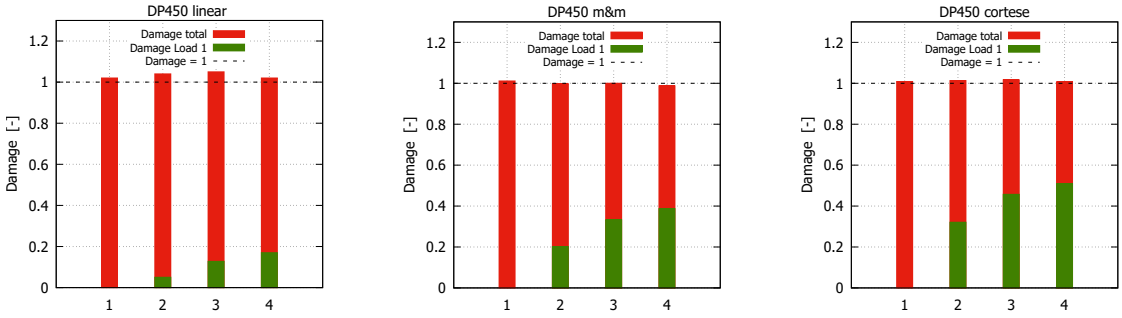
(a) **(b)** **(c)**

Figure 4.16 – Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet PST - SH (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450.



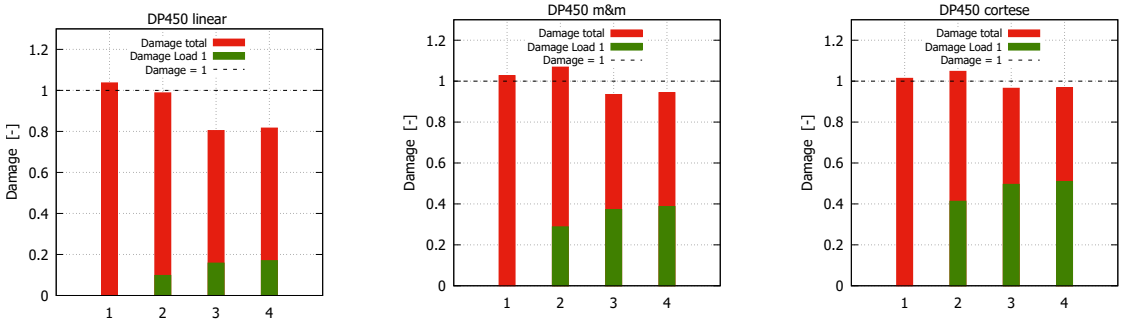
(a) **(b)** **(c)**

Figure 4.17 – Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet EQBT - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450.



(a) **(b)** **(c)**

Figure 4.18 – Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet UT - EQBT (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450.

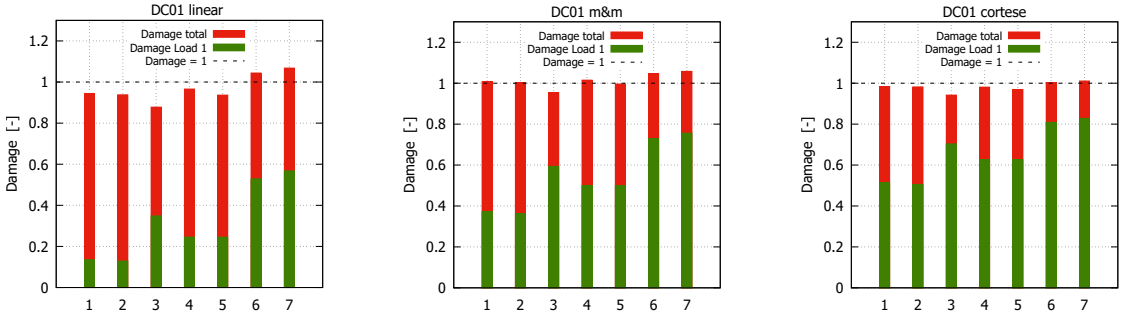


(a) **(b)** **(c)**

Figure 4.19 – Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet UT - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DP450.

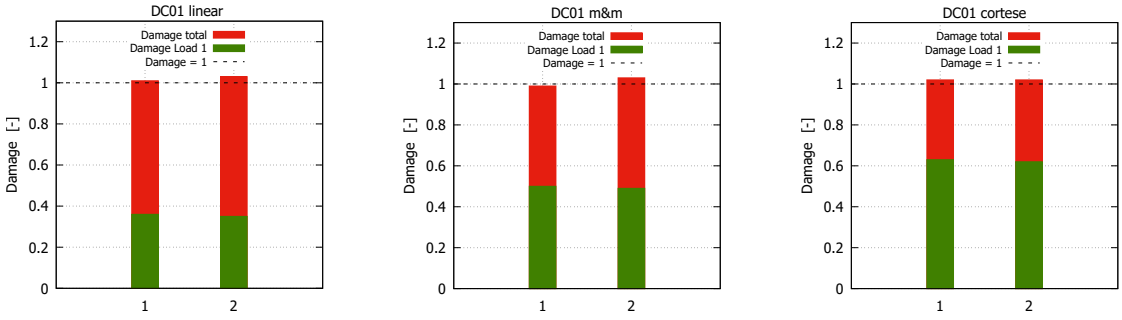
		Indicateur linéaire		Indicateur m&m		Indicateur Cortese	
Déformation		Endommagement		Endommagement		Endommagement	
SH	PST	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final
0.24	0.45	0.19	0.74	0.19	0.95	0.19	0.92
0.45	0.36	0.36	0.80	0.36	0.98	0.36	0.94
0.54	0.36	0.43	0.87	0.43	1.02	0.43	0.97
0.54	0.35	0.43	0.86	0.43	1.02	0.43	0.97
0.79	0.30	0.63	0.99	0.63	1.08	0.63	1.02
0.86	0.30	0.68	1.05	0.68	1.10	0.68	1.04
PST	SH	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final
0.23	1.00	0.28	1.07	0.38	0.98	0.49	0,97
0.22	1.02	0.27	1.06	0.37	0.98	0.48	0.97
0.26	0.90	0.32	1,03	0.42	0.96	0.53	0,95
EQBT	PST	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final
0.30	0.52	0.23	0.86	0.44	0.97	0.57	1.00
0.29	0.49	0.22	0.82	0.43	0.94	0.56	0.98
0.30	0.53	0.23	0.87	0.44	0.98	0.57	1.00
UT	EQBT	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final
0.00	1.36	0.00	1.02	0.00	1.01	0.00	1.01
0.07	1.31	0.05	1.04	0.19	1.02	0.32	1.01
0.17	1.22	0.13	1.05	0.32	1.03	0.46	1.02
0.23	1.13	0.17	1.02	0.38	1.01	0.51	1.01
UT	PST	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final
0.00	0.85	0.00	1.04	0.00	1.03	0.00	1.01
0.13	0.73	0.10	0.99	0.28	1.07	0.41	1.07
0.21	0.53	0.16	0.80	0.36	0.93	0.50	0.99
0.23	0.53	0.17	0.82	0.38	0.94	0.51	0.99

Table 4.13 – Résumé des déformations et indicateur d'endommagement pour les combinaisons de trajets réalisés sur le DP450.



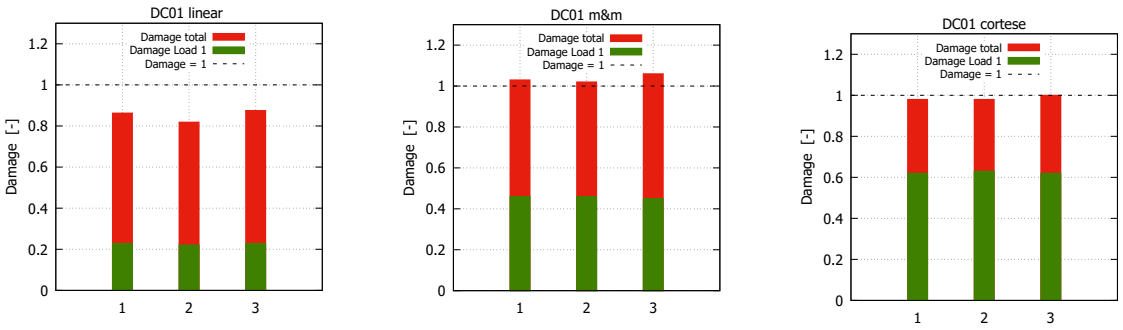
(a) **(b)** **(c)**

Figure 4.20 – Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet SH - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DC01.



(a) **(b)** **(c)**

Figure 4.21 – Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet PST - SH (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DC01.



(a) **(b)** **(c)**

Figure 4.22 – Évolution de l'accumulation de l'endommagement pour le trajet EQBT - PST (a) loi linéaire, (b) loi m&m, (c) loi Cortese pour le DC01.

		Indicateur linéaire		Indicateur m&m		Indicateur Cortese	
Déformation		Endommagement		Endommagement		Endommagement	
SH	PST	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final
0.21	0.55	0.14	0.94	0.37	1.01	0.51	0.98
0.20	0.55	0.13	0.94	0.36	1.00	0.51	0.98
0.38	0.49	0.35	0.88	0.59	0.95	0.70	0.94
0.38	0.47	0.25	0.97	0.50	1.01	0.63	0.98
0.54	0.36	0.25	0.94	0.50	1.00	0.63	0.97
0.82	0.35	0.53	1.04	0.73	1.05	0.81	1.00
0.88	0.34	0.57	1.08	0.76	1.06	0.83	1.01
PST	SH	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final
0.25	1.00	0.36	1.01	0.50	0.99	0.63	1.02
0.24	1.05	0.35	1.03	0.49	1.03	0.62	1.02
EQBT	PST	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final	Pré-déformation	Final
0.35	0.54	0.23	0.86	0.46	1.03	0.62	0.98
0.36	0.53	0.22	0.82	0.46	1.02	0.63	0.98
0.35	0.58	0.23	0.87	0.45	1.06	0.62	1.00

Table 4.14 – Résumé des déformations et indicateur d'endommagement pour les combinaisons de trajets réalisés sur le DC01.

4.5 Conclusion

Dans ce dernier chapitre, les aspects de cumuls de l'endommagement ont été abordés avec la comparaison de 3 indicateurs, un linéaire et deux non-linéaires. Les indicateurs non-linéaires ont été définis pour chaque trajet de chargement proportionnel.

Afin de valider l'efficacité des indicateurs, une campagne expérimentale a été réalisée avec des pré-déformations comprises entre 20 % et 100 % de la déformation à rupture du trajet final. Les indicateurs non-linéaires ont été définis pour chaque trajet de chargement proportionnel. Les indicateurs donnent des valeurs d'endommagement proche de 1 pour un trajet proportionnel jusqu'à rupture et pour la combinaison UT - EQBT.

L'utilisation d'un indicateur dépendant de la triaxialité apparaît comme une piste prometteuse, d'après les résultats obtenus avec les indicateurs m&m et Cortese. La validation de ce type d'indicateur proposant une fonction continue de l'exposant de cumul m doit passer par une simulation élément finis de chargements évolutifs comme c'est le cas pour une éprouvette de type NT20 par exemple. La réalisation d'une base de données de validation permettrait de valider les paramètres trouvés pour les modèles.

CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Conclusion

Les travaux de cette thèse présentent l'étude du cisaillement en grandes déformations ainsi qu'une analyse du cumul de l'endommagement lors de chargements non-proportionnels.

Deux dispositifs permettant de réaliser le cisaillement en grandes déformations sont présentés : la torsion plane et le cisaillement simple avec ré-usinage des bords libres. La campagne expérimentale pour l'analyse du cumul de l'endommagement s'appuie sur l'essai de cisaillement simple avec ré-usinage, car ce dispositif permet d'atteindre de grandes déformations tout en offrant la possibilité de réaliser un second trajet de chargement.

Le premier chapitre de cette thèse est consacré à la présentation du modèle de comportement de Hill'48 avec un écoulement plastique non associé, à la présentation des essais du "Basic Plasticity and Fracture program" qui servent de base expérimentale pour la calibration du modèle, ainsi qu'aux essais complémentaires permettant de calibrer les effets de vitesse et les effet thermiques. La caractérisation du modèle est réalisée sur un acier DC01.

Le deuxième chapitre est consacré à l'étude de la torsion plane en quasi-statique et en dynamique. Au cours de l'étude quasi-statique, une évolution de la géométrie de la gorge de l'éprouvette est présentée pour améliorer l'homogénéité de la contrainte et de la déformation au cœur de la gorge, tout en garantissant une zone de mesure suffisamment grande pour y réaliser la corrélation d'images numériques.

La modélisation numérique de l'essai de torsion plane a permis d'analyser les effets de la dérivée objective sur les résultats de la simulation en les comparant à des résultats expérimentaux. De cette comparaison, il ressort que la dérivée de Green-Naghdi est la plus appropriée à notre étude. L'utilisation de la dérivée de Jaumann conduit à une divergence de la déformation au delà d'une déformation de 1.

Deux autres applications de la torsion plane sont proposées. La première vise à évaluer l'évolution de l'anisotropie en grandes déformations avec l'extraction de micro-éprouvettes après pré-déformation. Cette étude s'est révélée peu concluante.

La seconde étude se concentre sur l'évolution des paramètres d'anisotropie en fonction de la déformation. Les observations se portent sur l'évolution de la déformation le long d'un ligament circulaire. Les résultats numériques présentés confirment que l'évolution des paramètres d'anisotropie a un effet sur les déformation observées, notamment avec un déplacement angulaire de la position des pics de déformations.

Une version dynamique de l'essai de torsion plane est présentée. Ce dispositif repose sur le principe des barres de Hopkinson en torsion. La barre, unique, est divisée en deux zones par un frein. Lorsque le frein est serré, une pré-charge peut ainsi être mise en place dans une partie de la barre avec un actionneur rotatif. Le desserrage du frein libère alors des ondes de torsion opposées, l'une remontant la partie pré-chargée, l'autre allant vers l'éprouvette. Le couple transmis à l'éprouvette est déterminé par la dé-convolution des ondes, deux méthodes sont comparées : une méthode temporelle (LH) et une méthode fréquentielle (BCGO). La déconvolution temporelle amplifie le bruit en raison de la nature récursive de la méthode, conduisant à des niveaux de bruit de $\pm 20\,\mathrm{N \cdot m}$ contre $\pm 5\,\mathrm{N \cdot m}$ pour la méthode fréquentielle. Cependant, les résultats des deux méthodes sont similaires, avec une mise en œuvre plus simple pour la méthode LH qui la rend propice à un usage immédiat après l'essai, avant l'optimisation des paramètres et le calcul final avec la méthode BCGO. Leurs usages s'avèrent à l'expérience complémentaires.
Le calcul des déformations est fait par corrélation d'images numériques à l'aide du logiciel VIC-2D. Ce dernier ne proposant qu'une interpolation linéaire entre les subsets, le code Ufreckles, permettant une interpolation quadratique, est utilisé pour valider les résultats de la corrélation d'images.
La vitesse de déformation atteinte lors des essais de torsion dynamique est de $1000\,\mathrm{s}^{-1}$. L'utilisation des dispositifs de torsion QS et dynamique permet donc de couvrir des vitesses de déformations allant de $10^{-3}\,\mathrm{s}^{-1}$ à $1000\,\mathrm{s}^{-1}$ en utilisant la même géométrie d'éprouvette. Les

effets de vitesse et les effets thermiques du matériau sont modélisés à l'aide du modèle de Cowper-Symonds dont les paramètres sont identifiés à partir des vitesses $10^{-3}\,s^{-1}$, $10^{-1}\,s^{-1}$et $1000\,s^{-1}$. Enfin, le modèle obtenu a été validé en réalisant la simulation d'une éprouvette de traction dynamique NT20 dont l'essai a été réalisé aux barres de Hopkinson à une vitesse de $100\,s^{-1}$.

Le troisième chapitre est consacré à la présentation de l'essai de cisaillement simple avec ré-usinage des bords libres. Cet essai permet d'atteindre de grandes déformations tout en conservant la simplicité de l'essai traditionnel avec une éprouvette rectangulaire. Une étude numérique a montré que le calcul de la contrainte de cisaillement à partir de l'effort global de cisaillement et de l'aire de la section cisaillée correspondait à la contrainte locale calculée à partir de la loi de comportement, dans une région d'intérêt au centre de l'éprouvette jusqu'à un ratio Longueur ligament cisaillé/entrefer de 10. La simulation numérique permet également de montrer que dans cette région d'intérêt les déformations principales sont opposées, validant un état de cisaillement simple dans cette zone. Ce chapitre se conclut avec la comparaison d'un essai de torsion et des essais de cisaillement avec ré-usinage réalisés sur des aciers DC01. Les courbes contraintes vs déformations du DC01 obtenues par ces 2 dispositifs coïncident.

Le dernier chapitre traite du calcul du cumul d'endommagement pour des trajets de chargement non-proportionnels. Pour mener à bien cette étude, une campagne expérimentale est réalisée pour créer trois trajets de chargement non-proportionnels basés sur des combinaisons de deux trajets simples SH - PST, PST - SH, et EQBT - PST. Des résultats issus des travaux de thèse de V. Lafilé sont également intégrés à la base expérimentale. Trois lois de cumul d'endommagement sont comparées : un cumul linéaire et deux cumuls non-linéaires issus de la littérature, m&m et Cortese. Les indicateurs de cumuls non-linéaires se sont révélés les plus performants comparés à un indicateur linéaire. En terme de valeur du cumul de l'endommagement lors de la rupture, $D = 1$.
Sur un plan pratique, l'indicateur proposé par Cortese est défini de façon continue pour toute triaxialité, et ouvre ainsi la voie à son utilisation pour des trajets de chargement changeant continument d'état de contrainte.

Perspectives

L'utilisation de la torsion plane pour calibrer des modèles de comportement n'est qu'au début de son exploitation. Les futurs travaux qui peuvent être envisagés sont :

- Comprendre et expliquer la présence du déphasage observé lors de l'étude des déformations le long d'un ligament circulaire par des comparaisons expérience/simulation. En effet, cet écart empêche la calibration du modèle de comportement avec les coefficients d'anisotropie variables.
- Pour l'instant, il est supposé que l'évolution des paramètres d'anisotropie est linéaire avec la déformation. Il serait intéressant de réaliser l'étude avec des évolutions non linéaires, tout en s'assurant que le modèle reste pertinent sur la simulation des éprouvettes standards.

La réalisation de simulations numériques sur des éprouvettes présentant un trajet de chargements non proportionnels, en utilisant un cumul non-linéaire de l'endommagement, devrait permettre de valider les observations faites expérimentalement sur les combinaisons de trajets proportionnels. Pour valider l'étude sur le cumul de l'endommagement, il serait intéressant de réaliser des simulations numériques sur des éprouvettes présentant un trajet de chargement non-proportionnel par nature, comme les éprouvettes NT20, afin de vérifier si l'instant de rupture est mieux prédit qu'avec un cumul linéaire. Un autre aspect intéressant à aborder serait la réalisation de combinaisons de trajets non-proportionnels au cours d'un unique essai, sans reprise d'échantillon pour usinage par exemple, afin de permettre de calibrer un modèle de cumul d'endommagement non-linéaire en même temps que la réalisation des essais pour le modèle de comportement et rupture, ou lors de la réalisation des essais pour déterminer la courbe limite de formage.

ANNEXES

Essais de compression

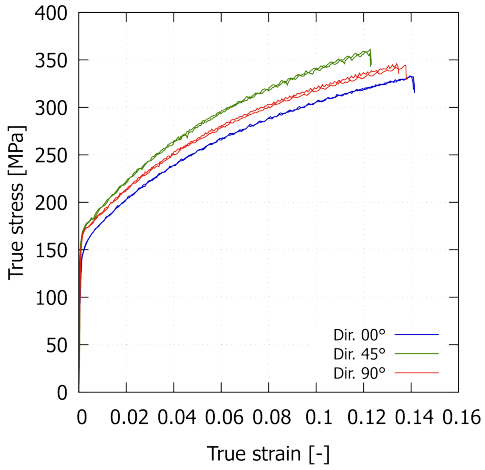


Figure 4.23 – Essais de compression réalisés avec le dispositif de Marcadet et Mohr [157]

Basic Plasticity and Fracture

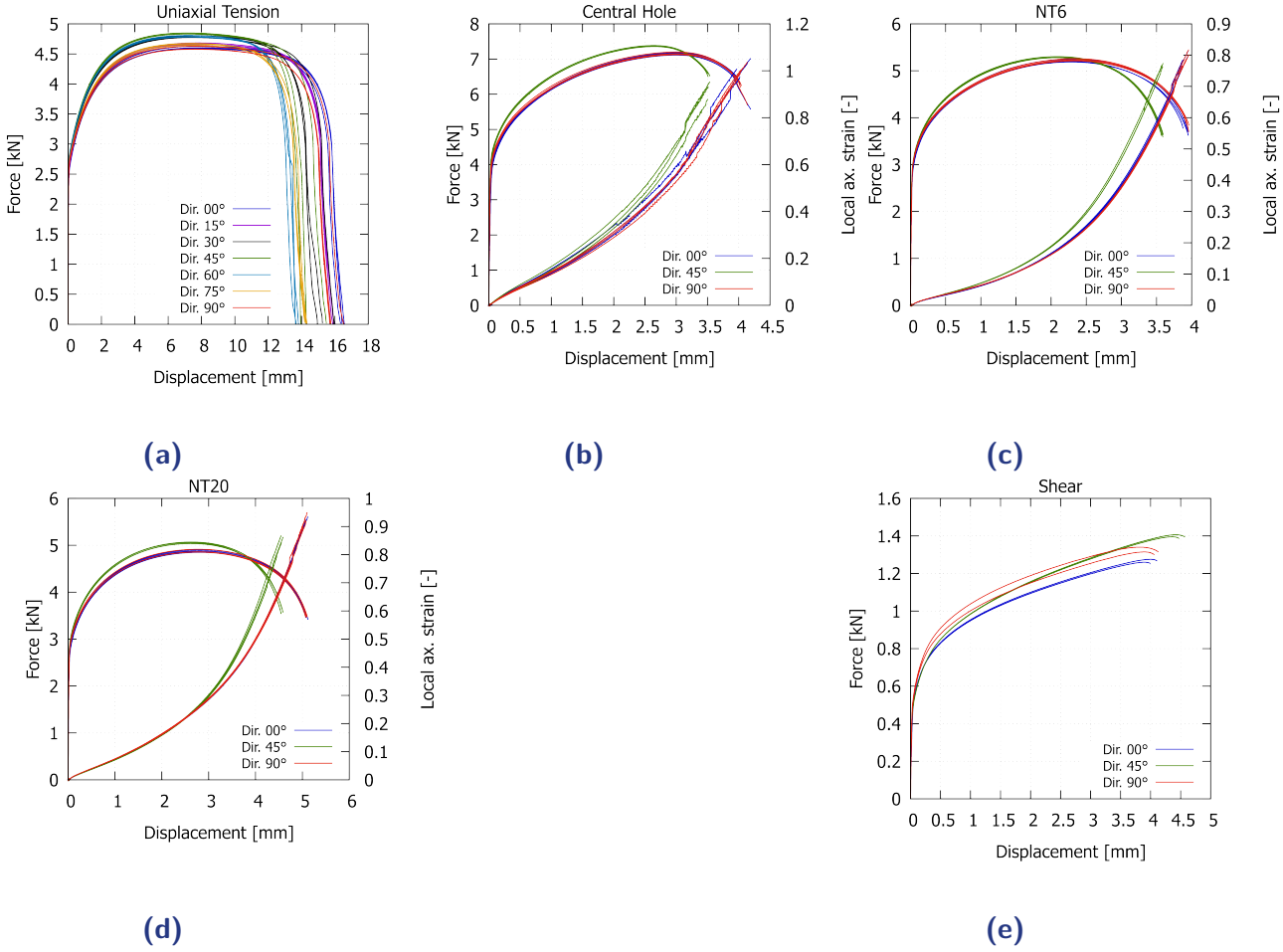


Figure 4.24 – Résultats du basic plasticity program. (a) Traction uniaxiale, (b) central hole, (c) NT6, (d) NT20 et (e) Cisaillement.

BIBLIOGRAPHIE

[1] ADEME, *Brochure Ademe - Graphique - Évolution de la masse moyenne*, ADEME, 2024, url : https://carlabelling.ademe.fr/chiffrescles/r/evolutionMasseMoyenne (cf. p. 1).

[2] Porsche Newsroom, *The Body : Intelligent Mix of Materials for Maximum Strength*, Porsche Newsroom, 4 sept. 2019, url : https://newsroom.porsche.com/en/products/taycan/body-18553.html (cf. p. 2).

[3] Vincent Lafilé, « Comportement et déchirure de matériaux métalliques : développement d'essais expérimentaux pour l'étude de l'influence de la vitesse de déformation et de l'historique de chargement », thèse de doct., Université de Bretagne Sud, oct. 2018, url : https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-02013991 (cf. p. 3, 136, 137, 139, 148).

[4] Morwan Adlafi, « Étude d'une protection pour le matériel embarqué dufantassin soumis à des projectiles de type fragment », thèse de doct., Université de Bretagne Sud, 2021, url : https://theses.hal.science/tel-03722373v1 (cf. p. 3).

[5] K. Miyauchi, « A proposal for a planar simple shear test in sheet metals », in : *Sci. Pap. Inst. Phys. Chem. Res.(Jpn).* 78.*3* (1984), p. 27-40 (cf. p. 3, 43, 108, 110).

[6] D. Rittel, S. Lee et G. Ravichandran, « A shear-compression specimen for large strain testing », in : *Experimental Mechanics* 42.*1* (mars 2002), p. 58-64, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/bf02411052 (cf. p. 3).

[7] J. Peirs, P. Verleysen et J. Degrieck, « Novel Technique for Static and Dynamic Shear Testing of Ti6Al4V Sheet », in : *Experimental Mechanics* 52.*7* (2012), p. 729-741, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-011-9541-9 (cf. p. 3, 23, 109).

[8] G.T. Gray, K.S. Vecchio et V. Livescu, « Compact forced simple-shear sample for studying shear localization in materials », in : *Acta Materialia* 103 (jan. 2016), p. 12-22, issn : 1359-6454, doi : 10.1016/j.actamat.2015.09.051 (cf. p. 3).

[9] Vincent Grolleau, Christian C. Roth et Dirk Mohr, « Design of in-plane torsion experiment to characterize anisotropic plasticity and fracture under simple shear », en, in : *International Journal of Solids and Structures* 236-237 (fév. 2022), p. 111341, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2021.111341 (cf. p. 3, 24, 41, 46, 53, 76, 89, 109, 114, 116, 117, 129).

[10] Rodney Hill, « A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals », in : *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences* 193.*1033* (1948), p. 281-297 (cf. p. 6).

[11] Gordon R Johnson et William H Cook, « A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Temperatures. », in : Proceedings 7th International Symposium on Ballistics, avr. 1983, p. 541-547 (cf. p. 6).

[12] F. Barlat et al., « Linear transfomation-based anisotropic yield functions », in : *International Journal of Plasticity* 21.*5* (mai 2005), p. 1009-1039, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2004.06.004 (cf. p. 6).

[13] Oana Cazacu, Brian Plunkett et Frédéric Barlat, « Orthotropic yield criterion for hexagonal closed packed metals », in : *International Journal of Plasticity* 22.*7* (juill. 2006), p. 1171-1194, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2005.06.001 (cf. p. 6).

[14] Matthieu Dunand et al., « Experiments and modeling of anisotropic aluminum extrusions under multi-axial loading – Part I : Plasticity », in : *International Journal of Plasticity* 36 (sept. 2012), p. 34-49, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2012.03.003 (cf. p. 6).

[15] Baptiste Reyne et Frédéric Barlat, « A new concept for continuum distortional plasticity », in : *International Journal of Plasticity* 155 (août 2022), p. 103303, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2022.103303 (cf. p. 6).

[16] B.R. Seth, « Generalized strain mesurement with application to physical problem. », in : *Second order effects in elasticity, Plasticity and Fluid* (1964), p. 162-172 (cf. p. 8).

[17] S Zaremba, « Sur une forme perfectionnée de la théorie de la relaxation. », in : *Bulletin International de L'Académie des Sciences de Cracovie.* (1903), p. 594-614 (cf. p. 9, 61).

[18] S Zaremba, « Sur une conception nouvelle des forces intérieures dans un fluide en mouvement. », in : *Mémorial des Sciences Mathématiques, L'Académie des Sciences de Paris* (1937), 82:1-85 (cf. p. 9, 61).

[19] P. M. Naghdi, « A critical review of the state of finite plasticity », in : *ZAMP Zeitschrift f r angewandte Mathematik und Physik* 41.*3* (mai 1990), p. 315-394, issn : 1420-9039, doi : 10.1007/bf00959986 (cf. p. 9, 61).

[20] Luca Gambirasio, Guido Chiantoni et Egidio Rizzi, « On the Consequences of the Adoption of the Zaremba–Jaumann Objective Stress Rate in FEM Codes », in : *Archives of Computational Methods in Engineering* 23.*1* (oct. 2014), p. 39-67, issn : 1886-1784, doi : 10.1007/s11831-014-9130-z (cf. p. 9, 61).

[21] B. Kolev et R. Desmorat, « Objective Rates as Covariant Derivatives on the Manifold of Riemannian Metrics », in : *Archive for Rational Mechanics and Analysis* 248.*4* (juill. 2024), issn : 1432-0673, doi : 10.1007/s00205-024-02010-x (cf. p. 9).

[22] Thomas B. Stoughton, « A non-associated flow rule for sheet metal forming », in : *International Journal of Plasticity* 18.*5–6* (oct. 2002), p. 687-714, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/s0749-6419(01)00053-5 (cf. p. 12).

[23] Dirk Mohr, Matthieu Dunand et Keun-Hwan Kim, « Evaluation of associated and non-associated quadratic plasticity models for advanced high strength steel sheets under multi-axial loading », in : *International Journal of Plasticity* 26.*7* (juill. 2010), p. 939-956, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2009.11.006 (cf. p. 12, 108, 117).

[24] Matthieu Dunand et Dirk Mohr, « Hybrid experimental–numerical analysis of basic ductile fracture experiments for sheet metals », in : *International Journal of Solids and Structures* 47.*9* (mai 2010), p. 1130-1143, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2009.12.011 (cf. p. 13, 22).

[25] Maysam B. Gorji et Dirk Mohr, « Micro-tension and micro-shear experiments to characterize stress-state dependent ductile fracture », in : *Acta Materialia* 131 (juin 2017), p. 65-76, issn : 1359-6454, doi : 10.1016/j.actamat.2017.03.034 (cf. p. 14).

[26] C. Butcher et A. Abedini, « Shear confusion : Identification of the appropriate equivalent strain in simple shear using the logarithmic strain measure », en, in : *International Journal of Mechanical Sciences* 134 (déc. 2017), p. 273-283, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2017.10.005 (cf. p. 14, 114).

[27] P. Ludwik, *Elemente der Technologischen Mechanik*, Springer Berlin Heidelberg, 1909, isbn : 9783662402931, doi : 10.1007/978-3-662-40293-1 (cf. p. 17).

[28] Walter Ramberg et William R Osgood, *Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters*, 1943 (cf. p. 17).

[29] E. Voce, « The relationship between stress and strain for homogeneous deformations », in : 1948 (cf. p. 17).

[30] H. W. Swift, « Plastic instability under plane stress », en, in : *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1.*1* (oct. 1952), p. 1-18, issn : 0022-5096, doi : 10.1016/0022-5096(52)90002-1 (cf. p. 17).

[31] Chong Zhang et al., « Large strain flow curve identification for sheet metals under complex stress states », in : *Mechanics of Materials* 161 (oct. 2021), p. 103997, issn : 0167-6636, doi : 10.1016/j.mechmat.2021.103997 (cf. p. 18).

[32] C. C. Roth, G. Gary et D. Mohr, « Compact SHPB System for Intermediate and High Strain Rate Plasticity and Fracture Testing of Sheet Metal », in : *Experimental Mechanics* 55.*9* (août 2015), p. 1803-1811, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-015-0061-x (cf. p. 18, 23, 31, 32, 77).

[33] N. Le Maoût, S. Thuillier et P.Y. Manach, « Aluminum alloy damage evolution for different strain paths – Application to hemming process », in : *Engineering Fracture Mechanics* 76.*9* (juin 2009), p. 1202-1214, issn : 0013-7944, doi : 10.1016/j.engfracmech.2009.01.018 (cf. p. 18).

[34] Emmanouil Sakaridis et al., « Whip-Bezier : A C1-continuous hardening law for efficient direct and inverse identification », in : *International Journal of Solids and Structures* 288 (fév. 2024), p. 112616, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2023.112616 (cf. p. 18).

[35] Christian C. Roth et Dirk Mohr, « Effect of strain rate on ductile fracture initiation in advanced high strength steel sheets : Experiments and modeling », in : *International Journal of Plasticity* 56 (mai 2014), p. 19-44, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2014.01.003 (cf. p. 18, 19).

[36] Dirk Mohr et Stephane J. Marcadet, « Micromechanically-motivated phenomenological Hosford–Coulomb model for predicting ductile fracture initiation at low stress triaxialities », in : *International Journal of Solids and Structures* 67–68 (août 2015), p. 40-55, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2015.02.024 (cf. p. 20, 135).

[37] Wiktor Wcislik, « Experimental determination of critical void volume fraction fF for the Gurson Tvergaard Needleman (GTN) model », in : *Procedia Structural Integrity* 2 (2016), p. 1676-1683, issn : 2452-3216, doi : 10.1016/j.prostr.2016.06.212 (cf. p. 20).

[38] F. A. McClintock, « A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes », in : *Journal of Applied Mechanics* 35.*2* (juin 1968), p. 363-371, issn : 1528-9036, doi : 10.1115/1.3601204 (cf. p. 20).

[39] J.R. Rice et D.M. Tracey, « On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields∗ », in : *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 17.*3* (juin 1969), p. 201-217, issn : 0022-5096, doi : 10.1016/0022-5096(69)90033-7 (cf. p. 20, 136).

[40] A. L. Gurson, « Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth : Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media », in : *Journal of Engineering Materials and Technology* 99.*1* (jan. 1977), p. 2-15, issn : 1528-8889, doi : 10.1115/1.3443401 (cf. p. 20).

[41] V. Tvergaard et A. Needleman, « Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar », in : *Acta Metallurgica* 32.*1* (jan. 1984), p. 157-169, issn : 0001-6160, doi : 10.1016/0001-6160(84)90213-x (cf. p. 20).

[42] K. Nahshon et J.W. Hutchinson, « Modification of the Gurson Model for shear failure », in : *European Journal of Mechanics - A/Solids* 27.*1* (jan. 2008), p. 1-17, issn : 0997-7538, doi : 10.1016/j.euromechsol.2007.08.002 (cf. p. 20).

[43] Yuanli Bai et Tomasz Wierzbicki, « A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence », in : *International Journal of Plasticity* 24.*6* (juin 2008), p. 1071-1096, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2007.09.004 (cf. p. 20).

[44] Yuanli Bai et Tomasz Wierzbicki, « Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture », in : *International Journal of Fracture* 161.*1* (nov. 2009), p. 1-20, issn : 1573-2673, doi : 10.1007/s10704-009-9422-8 (cf. p. 20).

[45] C A Coulomb, « Essai sur une application des règles de maximis et minimis à quelques problèmes destatique, relatifs à l'architecture », in : *Mémoires de Mathématique de l'Académie Royale de Science 7, Paris.* (1776) (cf. p. 20).

[46] O Mohr, « Abhandlungen aus dem Gebiete der technischen Mechanik », in : *Ernst & Sohn, Berlin.* (1914) (cf. p. 20).

[47] W. F. Hosford, « A Generalized Isotropic Yield Criterion », in : *Journal of Applied Mechanics* 39.*2* (juin 1972), p. 607-609, issn : 1528-9036, doi : 10.1115/1.3422732 (cf. p. 20).

[48] Christian C. Roth et Dirk Mohr, « Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories », in : *International Journal of Plasticity* 79 (avr. 2016), p. 328-354, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2015.08.004 (cf. p. 21, 27, 114, 128, 131, 136).

[49] Christian C. Roth et Dirk Mohr, « Determining the strain to fracture for simple shear for a wide range of sheet metals », en, in : *International Journal of Mechanical Sciences* 149 (déc. 2018), p. 224-240, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2018.10.007 (cf. p. 23, 109, 128).

[50] Gordon R. Johnson et William H. Cook, « Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures », in : *Engineering Fracture Mechanics* 21.*1* (jan. 1985), p. 31-48, issn : 0013-7944, doi : 10.1016/0013-7944(85)90052-9 (cf. p. 23, 136).

[51] E. Shiratori et K. Ikegami, « Experimental study of the subsequent yield surface by using cross-shaped specimens », in : *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 16.*6* (nov. 1968), p. 373-394, issn : 0022-5096, doi : 10.1016/0022-5096(68)90002-1 (cf. p. 23).

[52] Wei Liu et al., « Identification of sheet metal hardening for large strains with an in-plane biaxial tensile test and a dedicated cross specimen », in : *International Journal of Mechanical Sciences* 101–102 (oct. 2015), p. 387-398, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2015.08.022 (cf. p. 23).

[53] U. S. Lindholm et al., « Large Strain, High Strain Rate Testing of Copper », in : *Journal of Engineering Materials and Technology* 102.*4* (oct. 1980), p. 376-381, issn : 1528-8889, doi : 10.1115/1.3224827 (cf. p. 23).

[54] Xiaosheng Gao et al., « Effects of the stress state on plasticity and ductile failure of an aluminum 5083 alloy », in : *International Journal of Plasticity* 25.*12* (déc. 2009), p. 2366-2382, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2009.03.006 (cf. p. 23).

[55] H Kolsky, « An Investigation of the Mechanical Properties of Materials at very High Rates of Loading », in : *Proceedings of the Physical Society. Section B* 62.*11* (nov. 1949), p. 676-700, issn : 0370-1301, doi : 10.1088/0370-1301/62/11/302 (cf. p. 23, 77).

[56] Christian C. Roth, Thomas Tancogne-Dejean et Dirk Mohr, « Plasticity and fracture of cast and SLM AlSi10Mg : High-throughput testing and modeling », in : *Additive Manufacturing* 43 (juill. 2021), p. 101998, issn : 2214-8604, doi : 10.1016/j.addma.2021.101998 (cf. p. 24).

[57] Robert H. Wagoner et Neng-Ming Wang, « An experimental and analytical investigation of in-plane deformation of 2036-T4 aluminum sheet », in : *International Journal of Mechanical Sciences* 21.*5* (jan. 1979), p. 255-264, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/0020-7403(79)90001-8 (cf. p. 26).

[58] G. Gruben et al., « Fracture characteristics of a cold-rolled dual-phase steel », in : *European Journal of Mechanics - A/Solids* 30.*3* (mai 2011), p. 204-218, issn : 0997-7538, doi : 10.1016/j.euromechsol.2011.01.004 (cf. p. 26).

[59] Yanshan Lou et Jeong Whan Yoon, « Anisotropic ductile fracture criterion based on linear transformation », in : *International Journal of Plasticity* 93 (juin 2017), p. 3-25, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2017.04.008 (cf. p. 26).

[60] D. Mohr et S. Henn, « Calibration of Stress-triaxiality Dependent Crack Formation Criteria : A New Hybrid Experimental–Numerical Method », in : *Experimental Mechanics* 47.*6* (fév. 2007), p. 805-820, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-007-9039-7 (cf. p. 26).

[61] Yuanli Bai, Xiaoqing Teng et Tomasz Wierzbicki, « On the Application of Stress Triaxiality Formula for Plane Strain Fracture Testing », in : *Journal of Engineering Materials and Technology* 131.*2* (mars 2009), issn : 1528-8889, doi : 10.1115/1.3078390 (cf. p. 26).

[62] A. Abedini, C. Butcher et M.J. Worswick, « Experimental fracture characterisation of an anisotropic magnesium alloy sheet in proportional and non-proportional loading

conditions », in : *International Journal of Solids and Structures* 144–145 (juill. 2018), p. 1-19, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2018.04.010 (cf. p. 26, 136).

[63] Dorel Banabic, *Sheet Metal Forming Processes*, Springer Berlin Heidelberg, 2010, isbn : 9783540881131, doi : 10.1007/978-3-540-88113-1 (cf. p. 27).

[64] Zdzislaw Marciniak et Kazimierz Kuczyński, « Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal », in : *International Journal of Mechanical Sciences* 9.*9* (sept. 1967), p. 609-620, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/0020-7403(67)90066-5 (cf. p. 27).

[65] Thomas Beerli et al., « Axisymmetric V-bending : A single experiment to determine the fracture strain and weakest sheet material direction for plane strain tension », in : *International Journal of Solids and Structures* 252 (oct. 2022), p. 111813, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2022.111813 (cf. p. 27).

[66] Vincent Grolleau et al., « Loading of mini-Nakazima specimens with a dihedral punch : Determining the strain to fracture for plane strain tension through stretch-bending », en, in : *International Journal of Mechanical Sciences* 152 (mars 2019), p. 329-345, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2019.01.005, (visité le 11/11/2021) (cf. p. 27, 28, 43-45, 116, 117, 131, 141).

[67] R. Hill, « C. A theory of the plastic bulging of a metal diaphragm by lateral pressure », in : *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science* 41.*322* (jan. 1950), p. 1133-1142, issn : 1941-5990, doi : 10.1080/14786445008561154 (cf. p. 28).

[68] Bertrand Galpin et al., « A hybrid method for detecting the onset of local necking by monitoring the bulge forming load », in : *International Journal of Material Forming* 9.*2* (fév. 2015), p. 161-173, issn : 1960-6214, doi : 10.1007/s12289-015-1219-x (cf. p. 28).

[69] *Metallic Materials – Sheet and Strip – Determination of the Biaxial Stress-Strain Curve by Means of Bulge Test with Optical Measuring Systems*. Standard ISO16808:2022, International Organization for Standardization, 2022 (cf. p. 28).

[70] J.-L. Chaboche et al., « Viscoplastic constitutive equations of combustion chamber materials including cyclic hardening and dynamic strain aging », in : *International Journal of Plasticity* 46 (juill. 2013), p. 1-22, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2012.09.011 (cf. p. 30).

[71] Xueyang Li et al., « Counterexample-trained neural network model of rate and temperature dependent hardening with dynamic strain aging », in : *International Journal of Plasticity* 151 (avr. 2022), p. 103218, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2022.103218 (cf. p. 30).

[72] Albert Portevin et François Le Chatelier, « Sur un phénomène observé lors de l'essai de traction d'alliages en cours de transformation. », in : *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences* 176 (1923), p. 507-510 (cf. p. 30).

[73] L. Landi et al., « Sheets impact simulation for safety guards design : experiments and correlation for FE Explicit models of non-alloy steel », in : *Procedia Structural Integrity* 8 (2018), p. 3-13, issn : 2452-3216, doi : 10.1016/j.prostr.2017.12.002 (cf. p. 33).

[74] TaurusEmerald, *English : A Tesla Cybertruck Sitting in a Hardware Store Parking Lot in Ripon, California.* 6 January 2024, 14:13:19, url : https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Tesla_Cybertruck_Parked.jpg#filelinks (cf. p. 40).

[75] V. Lafilé et al., « Toward the use of small size bulge tests : Numerical and experimental study at small bulge diameter to sheet thickness ratios », in : *Journal of Materials Processing Technology* 291 (mai 2021), p. 117019, issn : 0924-0136, doi : 10.1016/j.jmatprotec.2020.117019 (cf. p. 41).

[76] Qing Yin et al., « Achieving High Strains in Sheet Metal Characterization Using the In-Plane Torsion Test », in : *Key Engineering Materials* 554–557 (juin 2013), p. 77-85, issn : 1662-9795, doi : 10.4028/www.scientific.net/kem.554-557.77 (cf. p. 41, 42).

[77] X. Colon et al., « Reaching Large Strains During Simple Shear Experiments Thanks to Sequential Re-Machining of the Free Edges », in : *Experimental Mechanics* 64.*1* (nov. 2023), p. 113-127, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-023-01017-x (cf. p. 41, 107).

[78] S. Bouvier et al., « Characterization of the strain-induced plastic anisotropy of rolled sheets by using sequences of simple shear and uniaxial tensile tests », in : *Journal of Materials Processing Technology* 174.*1-3* (mai 2006), p. 115-126, issn : 0924-0136, doi : 10.1016/j.jmatprotec.2005.04.086 (cf. p. 41, 52, 108, 110, 111).

[79] Z. Marciniak, « Influence of the sign change of the load on the strain hardening curve of a copper test subject to torsion », in : *Arch. Mech. Stosowanj* 13 (jan. 1961), p. 743-751 (cf. p. 41).

[80] R. Sowerby, Y. Tomita et J. L. Duncan, « In-Plane Torsion Testing of Sheet Metal », in : *Journal of Mechanical Engineering Science* 19.*5* (oct. 1977), p. 213-220, issn : 2058-3389, doi : 10.1243/jmes_jour_1977_019_045_02 (cf. p. 42).

[81] A.E. Tekkaya, K. Pöhlandt et K. Lange, « Determining Stress-Strain Curves of Sheet Metal in the Plane Torsion Test », in : *CIRP Annals* 31.*1* (1982), p. 171-174, issn : 0007-8506, doi : 10.1016/s0007-8506(07)63291-0 (cf. p. 42).

[82] A. Brosius et al., « A New Shear Test for Sheet Metal Characterization », in : *steel research international* 82.*4* (déc. 2010), p. 323-328, issn : 1869-344X, doi : 10.1002/srin.201000163 (cf. p. 42, 43).

[83] Q. Yin, A. Brosius et A.E. Tekkaya, « Modified plane torsion tests for sheet metal characterization », in : Cited by : 19, 2011, p. 696-701, url : https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84880561444&partnerID=40&md5=86220edea8e4e96769d5229a74e13d9d (cf. p. 42).

[84] Heinrich Traphöner, Till Clausmeyer et A. Erman Tekkaya, « Material characterization for plane and curved sheets using the in-plane torsion test – An overview », in : *Journal of Materials Processing Technology* 257 (juill. 2018), p. 278-287, issn : 0924-0136, doi : 10.1016/j.jmatprotec.2018.02.030 (cf. p. 42).

[85] Q. Yin et al., « A cyclic twin bridge shear test for the identification of kinematic hardening parameters », en, in : *International Journal of Mechanical Sciences* 59.*1* (juin 2012), p. 31-43, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2012.02.008 (cf. p. 43).

[86] Qing Yin, A. Erman Tekkaya et Heinrich Traphöner, « Determining cyclic flow curves using the in-plane torsion test », in : *CIRP Annals* 64.*1* (2015), p. 261-264, issn : 0007-8506, doi : 10.1016/j.cirp.2015.04.087 (cf. p. 43).

[87] Q. Yin et al., « A grooved in-plane torsion test for the investigation of shear fracture in sheet materials », en, in : *International Journal of Solids and Structures* 66 (août 2015), p. 121-132, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2015.03.032 (cf. p. 43, 44, 97, 109).

[88] Heinrich Traphöner, Till Clausmeyer et A. Erman Tekkaya, « Methods for measuring large shear strains in in-plane torsion tests », in : *Journal of Materials Processing Technology* 287 (jan. 2021), p. 116516, issn : 0924-0136, doi : 10.1016/j.jmatprotec.2019.116516 (cf. p. 43, 44, 46, 47).

[89] Heinrich Traphöner et al., « Influence of manufacturing processes on material characterization with the grooved in-plane torsion test », in : *International Journal of Mechanical Sciences* 146–147 (oct. 2018), p. 544-555, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2017.12.052 (cf. p. 45).

[90] G. Nouet et A. Deschanvres, « Relations entre les essais de dureté et de traction et la taille des grains dans le vanadium », in : *Journal of the Less Common Metals* 35.*1* (mars 1974), p. 17-29, issn : 0022-5088, doi : 10.1016/0022-5088(74)90141-6 (cf. p. 51).

[91] J. K. Dienes, « On the analysis of rotation and stress rate in deforming bodies », in : *Acta Mechanica* 32.*4* (déc. 1979), p. 217-232, issn : 1619-6937, doi : 10.1007/bf01379008 (cf. p. 61).

[92] Y. F. Dafalias, « Corotational Rates for Kinematic Hardening at Large Plastic Deformations », in : *Journal of Applied Mechanics* 50.*3* (sept. 1983), p. 561-565, issn : 1528-9036, doi : 10.1115/1.3167091 (cf. p. 61).

[93] Wooseok Ji, Anthony M. Waas et Zdenek P. Bazant, « On the Importance of Work-Conjugacy and Objective Stress Rates in Finite Deformation Incremental Finite Element Analysis », in : *Journal of Applied Mechanics* 80.*4* (mai 2013), issn : 1528-9036, doi : 10.1115/1.4007828 (cf. p. 61).

[94] Zdeňek P. Bažant et Jan Vorel, « Energy-Conservation Error Due to Use of Green–Naghdi Objective Stress Rate in Commercial Finite-Element Codes and Its Compensation », in : *Journal of Applied Mechanics* 81.*2* (sept. 2013), issn : 1528-9036, doi : 10.1115/1.4024411 (cf. p. 61).

[95] Clifford Truesdell et Walter Noll, *The non-linear field theories of mechanics*, sous la dir. de Stuart S. Antman, 3. ed., Literaturverz. S. 542 - 579, Berlin : Springer, 2004, 602 p., isbn : 3540027793 (cf. p. 61).

[96] Patrice Longère, « Numerical integration of rate constitutive equations in presence of large strains and rotations », in : *Mechanics Research Communications* 95 (jan. 2019), p. 61-66, issn : 0093-6413, doi : 10.1016/j.mechrescom.2018.12.001 (cf. p. 61).

[97] P GILORMINI, P. ROUDIER et P. ROUGEE, « Les Déformations Cumulées Tensorielles », in : *Les déformations cumulées tensorielles* 316.*11* (1993), p. 1499-1504, issn : 0764-4450 (cf. p. 61).

[98] P GILORMINI, P. ROUDIER et P. ROUGEE, « Utilisation Des Déformations Cumulées Tensorielles Dans l'analyse Du Cisaillement Simple de Matériaux Anisotropes », in : *Utilisation des déformations cumulées tensorielles dans l'analyse du cisaillement simple de matériaux anisotropes* 316.*12* (1993), p. 1659-1666, issn : 0764-4450 (cf. p. 61).

[99] M. Peel et al., « Microstructure, mechanical properties and residual stresses as a function of welding speed in aluminium AA5083 friction stir welds », in : *Acta Materialia* 51.*16* (sept. 2003), p. 4791-4801, issn : 1359-6454, doi : 10.1016/s1359-6454(03)00319-7 (cf. p. 67).

[100] C GENEVOIS et al., « Quantitative investigation of precipitation and mechanical behaviour for AA2024 friction stir welds », in : *Acta Materialia* 53.*8* (mai 2005), p. 2447-2458, issn : 1359-6454, doi : 10.1016/j.actamat.2005.02.007 (cf. p. 67).

[101] Thomas Tancogne-Dejean et al., « Using miniature experiments to reveal strength gradients in battery casings », in : *International Journal of Mechanical Sciences* 275 (août 2024), p. 109253, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2024.109253 (cf. p. 68).

[102] Thomas Beerli, Christian C. Roth et Dirk Mohr, « Semi-automatic miniature specimen testing method to characterize the plasticity and fracture properties of metals », in : *Acta Materialia* 263 (jan. 2024), p. 119539, issn : 1359-6454, doi : 10.1016/j.actamat.2023.119539 (cf. p. 68, 70).

[103] B. Hopkinson, « A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets », in : *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character* 89.*612* (jan. 1914), p. 411-413, issn : 2053-9150, doi : 10.1098/rspa.1914.0008 (cf. p. 77).

[104] Kinya Ogawa, « Impact-tension compression test by using a split-Hopkinson bar », in : *Experimental Mechanics* 24.*2* (juin 1984), p. 81-86, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/bf02324987 (cf. p. 77).

[105] J. Van Slycken et al., « Dynamic response of aluminium containing TRIP steel and its constituent phases », in : *Materials Science and Engineering : A* 460–461 (juill. 2007), p. 516-524, issn : 0921-5093, doi : 10.1016/j.msea.2007.01.075 (cf. p. 77).

[106] Robert Gerlach, Christian Kettenbeil et Nik Petrinic, « A new split Hopkinson tensile bar design », in : *International Journal of Impact Engineering* 50 (déc. 2012), p. 63-67, issn : 0734-743X, doi : 10.1016/j.ijimpeng.2012.08.004 (cf. p. 77).

[107] M. Dunand, G. Gary et D. Mohr, « Load-Inversion Device for the High Strain Rate Tensile Testing of Sheet Materials with Hopkinson Pressure Bars », in : *Experimental Mechanics* 53.*7* (jan. 2013), p. 1177-1188, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-013-9712-y (cf. p. 77).

[108] W. E. Baker et C. H. Yew, « Strain-Rate Effects in the Propagation of Torsional Plastic Waves », in : *Journal of Applied Mechanics* 33.*4* (déc. 1966), p. 917-923, issn : 1528-9036, doi : 10.1115/1.3625202 (cf. p. 77).

[109] J. L. Lewis et J. D. Campbell, « The development and use of a torsional Hopkinson-bar apparatus : Paper describes an apparatus by means of which torsional waves of large amplitude can be produced in an elastic bar. Potential and limitations of apparatus are indicated », in : *Experimental Mechanics* 12.*11* (nov. 1972), p. 520-524, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/bf02320749 (cf. p. 78).

[110] Amos Gilat, « Torsional Kolsky Bar Testing », in : *Mechanical Testing and Evaluation*, ASM International, jan. 2000, p. 505-515, isbn : 978-1-62708-176-4, doi : 10.31399/asm.hb.v08.a0003300, eprint : https://dl.asminternational.org/handbooks/book/chapter-pdf/480731/a0003300.pdf, url : https://doi.org/10.31399/asm.hb.v08.a0003300 (cf. p. 78).

[111] Jan Peirs, Patricia Verleysen et Joris Degrieck, « Experimental Study of the High Strain Rate Shear Behaviour of Ti6Al4V », in : *Applied Mechanics and Materials* 82 (juill. 2011), p. 130-135, issn : 1662-7482, doi : 10.4028/www.scientific.net/amm.82.130 (cf. p. 78).

[112] T. Bhujangrao et al., « Design and Validation of New Torsion Test Bench for Intermediate Strain Rate Testing », in : *Experimental Mechanics* 63.*1* (sept. 2022), p. 3-13, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-022-00887-x (cf. p. 78).

[113] J. Duffy, J. D. Campbell et R. H. Hawley, « On the Use of a Torsional Split Hopkinson Bar to Study Rate Effects in 1100-0 Aluminum », in : *Journal of Applied Mechanics* 38.*1* (mars 1971), p. 83-91, issn : 1528-9036, doi : 10.1115/1.3408771 (cf. p. 78).

[114] Jack L. Lewis et Werner Goldsmith, « A Biaxial Split Hopkinson Bar for Simultaneous Torsion and Compression », in : *Review of Scientific Instruments* 44.*7* (juill. 1973), p. 811-813, issn : 1089-7623, doi : 10.1063/1.1686253 (cf. p. 78).

[115] C. ALBERTINI et al., « MATERIAL CHARACTERIZATION BY AN INNOVATIVE BIAXIAL SHEAR EXPERIMENT AT VERY LARGE STRAINS AND AT VERY HIGH STRAIN RATES », in : *Le Journal de Physique IV* 01.*C3* (oct. 1991), p. C3-435-C3-440, issn : 1155-4339, doi : 10.1051/jp4:1991361 (cf. p. 78).

[116] H. D. Espinosa, A. Patanella et M. Fischer, « A novel dynamic friction experiment using a modified kolsky bar apparatus », in : *Experimental Mechanics* 40.*2* (juin 2000), p. 138-153, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/bf02325039 (cf. p. 78).

[117] Y. Xu et al., « Optimal Design, Development and Experimental Analysis of a Tension–Torsion Hopkinson Bar for the Understanding of Complex Impact Loading Scenarios », in : *Experimental Mechanics* 63.*4* (mars 2023), p. 773-789, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-023-00942-1 (cf. p. 78).

[118] M. Sasso et al., « A 90-meter Split Hopkinson Tension–Torsion Bar : Design, Construction and First Tests », in : *Journal of Dynamic Behavior of Materials* (juill. 2024), issn : 2199-7454, doi : 10.1007/s40870-024-00432-y (cf. p. 78).

[119] B. Lundberg et A. Henchoz, « Analysis of elastic waves from two-point strain measurement : Strain, particle velocity, power transmission and related quantities can be determined at an arbitrary section of a cylindrical rod from measurement of strains at two different rod sections », in : *Experimental Mechanics* 17.*6* (juin 1977), p. 213-218, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/bf02324491 (cf. p. 83).

[120] Marie-Noëlle Bussac et al., « An optimisation method for separating and rebuilding one-dimensional dispersive waves from multi-point measurements. Application to elastic or viscoelastic bars », in : *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 50.*2* (fév. 2002), p. 321-349, issn : 0022-5096, doi : 10.1016/s0022-5096(01)00057-6 (cf. p. 83, 85).

[121] Han Zhao et Gérard Gary, « A new method for the separation of waves. Application to the SHPB technique for an unlimited duration of measurement », in : *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 45.*7* (juill. 1997), p. 1185-1202, issn : 0022-5096, doi : 10.1016/s0022-5096(96)00117-2 (cf. p. 84).

[122] Christophe Bacon, « Separation of waves propagating in an elastic or viscoelastic Hopkinson pressure bar with three-dimensional effects », in : *International Journal of Impact Engineering* 22.*1* (jan. 1999), p. 55-69, issn : 0734-743X, doi : 10.1016/s0734-743x(98)00048-7 (cf. p. 84, 85).

[123] E. JACQUELIN et P. HAMELIN, « BLOCK-BAR DEVICE FOR ENERGY ABSORPTION ANALYSIS », in : *Mechanical Systems and Signal Processing* 15.*3* (mai 2001), p. 603-617, issn : 0888-3270, doi : 10.1006/mssp.2000.1343 (cf. p. 84).

[124] Ramzi Othman, « Wave Separation Techniques », in : *The Kolsky-Hopkinson Bar Machine*, Springer International Publishing, 2018, p. 183-203, isbn : 9783319719191, doi : 10.1007/978-3-319-71919-1_7 (cf. p. 85).

[125] L. HILLSTRÖM, M. MOSSBERG et B. LUNDBERG, « IDENTIFICATION OF COMPLEX MODULUS FROM MEASURED STRAINS ON AN AXIALLY IMPACTED BAR USING LEAST SQUARES », in : *Journal of Sound and Vibration* 230.*3* (fév. 2000), p. 689-707, issn : 0022-460X, doi : 10.1006/jsvi.1999.2649 (cf. p. 85).

[126] Jongmin Shim et Dirk Mohr, « Using split Hopkinson pressure bars to perform large strain compression tests on polyurea at low, intermediate and high strain rates », in : *International Journal of Impact Engineering* 36.*9* (sept. 2009), p. 1116-1127, issn : 0734-743X, doi : 10.1016/j.ijimpeng.2008.12.010 (cf. p. 85).

[127] Juline Rethore, *UFreckles*, en, version v 2.0, Zenodo, oct. 2018, doi : 10.5281/ZENODO.1433775, url : https://zenodo.org/record/1433775 (cf. p. 92).

[128] B. Blaysat et al., « Towards Criteria Characterizing the Metrological Performance of Full-field Measurement Techniques : Application to the Comparison Between Local and Global Versions of DIC », in : *Experimental Mechanics* 60.*3* (jan. 2020), p. 393-407, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-019-00566-4 (cf. p. 93).

[129] Pedram Farahnak et al., « New approach for determination of strain rate sensitivity of mild steel dc01 under stack compression and uniaxial tensile test », in : *COMPLAS XV : proceedings of the XV International Conference on Computational Plasticity : fundamentals and applications*, CIMNE, 2019, p. 489-498, isbn : 978-84-949194-7-3, url : http://hdl.handle.net/2117/181966 (cf. p. 99).

[130] Dorel Banabic et al., « Advances in anisotropy of plastic behaviour and formability of sheet metals », in : *International Journal of Material Forming* 13.*5* (août 2020), p. 749-787, issn : 1960-6214, doi : 10.1007/s12289-020-01580-x (cf. p. 108).

[131] Marco Rossi et al., « Testing methodologies for the calibration of advanced plasticity models for sheet metals : A review », in : *Strain* 58.*6* (juill. 2022), issn : 1475-1305, doi : 10.1111/str.12426 (cf. p. 108, 122).

[132] Yanshan Lou et al., « A general yield function with differential and anisotropic hardening for strength modelling under various stress states with non-associated flow rule », in : *International Journal of Plasticity* 158 (nov. 2022), p. 103414, doi : 10.1016/j.ijplas.2022.103414 (cf. p. 108).

[133] T. Clausmeyer et al., « Modeling and finite element simulation of loading-path-dependent hardening in sheet metals during forming », in : *International Journal of Plasticity* 63 (déc. 2014), Deformation Tensors in Material Modeling in Honor of Prof. Otto T. Bruhns, p. 64-93, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2014.01.011 (cf. p. 108).

[134] Christian G'Sell, Serge Boni et Suresh Shrivastava, « Application of the plane simple shear test for determination of the plastic behaviour of solid polymers at large strains », in : *Journal of Materials Science* 18.*3* (1983), p. 903-918, issn : 1573-4803, doi : 10.1007/BF00745590 (cf. p. 108).

[135] Y. G. An, H. Vegter et J. Heijne, « Development of simple shear test for the measurement of work hardening », in : *Journal of Materials Processing Technology* 209.*9* (2009), p. 4248-4254, doi : 10.1016/j.jmatprotec.2008.11.007 (cf. p. 108, 110, 120, 122).

[136] Baptiste Reyne et al., « Quality of the strain state in simple shear testing using field measurement techniques », in : *International Journal of Mechanical Sciences* 208 (oct. 2021), p. 106660, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2021.106660 (cf. p. 109, 110).

[137] V. Tarigopula et al., « A Study of Large Plastic Deformations in Dual Phase Steel Using Digital Image Correlation and FE Analysis », in : *Experimental Mechanics* 48.*2* (2008), p. 181-196, issn : 1741-2765, doi : 10.1007/s11340-007-9066-4 (cf. p. 109).

[138] Qing Yin et al., « An experimental and numerical investigation of different shear test configurations for sheet metal characterization », en, in : *International Journal of Solids and Structures* 51.*5* (mars 2014), p. 1066-1074, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2013.12.006 (cf. p. 109, 110).

[139] Taamjeed Rahmaan et al., « Investigation into the shear stress, localization and fracture behaviour of DP600 and AA5182-O sheet metal alloys under elevated strain rates », in : *International Journal of Impact Engineering* 108 (2017), In Honour of the Editor-in-Chief, Professor Magnus Langseth, on his 65th Birthday, p. 303-321, issn : 0734-743X, doi : 10.1016/j.ijimpeng.2017.04.006 (cf. p. 109).

[140] Yongnam Kim et al., « Robust characterization of anisotropic shear fracture strains with constant triaxiality using shape optimization of torsional twin bridge specimen », en, in : *CIRP Annals* 70.*1* (2021), p. 211-214, issn : 0007-8506, doi : 10.1016/j.cirp.2021.03.022 (cf. p. 109).

[141] Steffen Gerke, Fabuer R. Valencia et Michael Brünig, « Ductile damage and failure of thin sheet metals : New biaxial experiments and numerical simulations », in : *PAMM* 23.*2* (sept. 2023), e202300043, issn : 1617-7061, doi : 10.1002/pamm.202300043 (cf. p. 109).

[142] Michael Brünig, Steffen Gerke et Moritz Zistl, « Experiments and numerical simulations with the H-specimen on damage and fracture of ductile metals under non-proportional loading paths », in : *Engineering Fracture Mechanics* 217 (août 2019), p. 106531, issn : 0013-7944, doi : 10.1016/j.engfracmech.2019.106531 (cf. p. 109).

[143] Kazutake Komori, « Predicting ductile fracture during extended Miyauchi shear testing using analytical model », in : *International Journal of Solids and Structures* 275 (2023), p. 112320, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2023.112320 (cf. p. 110).

[144] M. Weiss et al., « On the Bauschinger effect in dual phase steel at high levels of strain », en, in : *Materials Science and Engineering : A* 643 (sept. 2015), p. 127-136, issn : 0921-5093, doi : 10.1016/j.msea.2015.07.037 (cf. p. 110).

[145] S. Thuillier et P. Y. Manach, « Comparison of the work-hardening of metallic sheets using tensile and shear strain paths », en, in : *International Journal of Plasticity* 25.*5* (mai 2009), p. 733-751, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2008.07.002 (cf. p. 111).

[146] Felix Rickhey et al., « Evaluation of combined hardening coefficients of zircaloy-4 sheets by simple shear test », in : *Materials & Design (1980-2015)* 65 (jan. 2015), p. 995-1000, issn : 0261-3069, doi : 10.1016/j.matdes.2014.10.027 (cf. p. 111, 131).

[147] iDICs, *International digital image correlation society—A good practices guide for digital image correlation*, 2018 (cf. p. 112).

[148] Diane Hérault et al., « Calibration of a strain path change model for a dual phase steel », in : *International Journal of Mechanical Sciences* 194 (mars 2021), p. 106217, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2020.106217 (cf. p. 128).

[149] Guofeng Han, Ji He et Shuhui Li, « Simple shear deformation of sheet metals : finite strain perturbation analysis and high-resolution quasi-in-situ strain measurement », in : *International Journal of Plasticity* 150 (mars 2022), p. 103194, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2021.103194 (cf. p. 131).

[150] J.W. Hancock et A.C. Mackenzie, « On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states », in : *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 24.*2–3* (juin 1976), p. 147-160, issn : 0022-5096, doi : 10.1016/0022-5096(76)90024-7 (cf. p. 136).

[151] Zhenyu Xue, Jonas Faleskog et John W. Hutchinson, « Tension–torsion fracture experiments – Part II : Simulations with the extended Gurson model and a ductile fracture criterion based on plastic strain », in : *International Journal of Solids and Structures* 50.*25–26* (déc. 2013), p. 4258-4269, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2013.08.028 (cf. p. 136).

[152] Jinjin Ha, Madhav Baral et Yannis P. Korkolis, « Ductile fracture of an aluminum sheet under proportional loading », in : *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 132 (nov. 2019), p. 103685, issn : 0022-5096, doi : 10.1016/j.jmps.2019.103685 (cf. p. 136).

[153] Lionel Leotoing et Dominique Guines, « Investigations of the effect of strain path changes on forming limit curves using an in-plane biaxial tensile test », in : *International Journal of Mechanical Sciences* 99 (août 2015), p. 21-28, issn : 0020-7403, doi : 10.1016/j.ijmecsci.2015.05.007 (cf. p. 136).

[154] Jessica Papasidero, Véronique Doquet et Dirk Mohr, « Ductile fracture of aluminum 2024-T351 under proportional and non-proportional multi-axial loading : Bao–Wierzbicki results revisited », in : *International Journal of Solids and Structures* 69–70 (sept. 2015), p. 459-474, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2015.05.006 (cf. p. 136, 148).

[155] Luca Cortese, Filippo Nalli et Marco Rossi, « A nonlinear model for ductile damage accumulation under multiaxial non-proportional loading conditions », in : *International Journal of Plasticity* 85 (oct. 2016), p. 77-92, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2016.07.003 (cf. p. 136, 137, 139, 149).

[156] Liang Xue, « Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading », in : *International Journal of Solids and Structures* 44.*16* (août 2007), p. 5163-5181, issn : 0020-7683, doi : 10.1016/j.ijsolstr.2006.12.026 (cf. p. 136).

[157] Stéphane J. Marcadet et Dirk Mohr, « Effect of compression–tension loading reversal on the strain to fracture of dual phase steel sheets », in : *International Journal of Plasticity* 72 (sept. 2015), p. 21-43, issn : 0749-6419, doi : 10.1016/j.ijplas.2015.05.002 (cf. p. 161).

COLLEGE DOCTORAL BRETAGNE SCIENCES POUR L'INGENIEUR

Université Bretagne Sud

Titre : Étude numérique et expérimentale du cisaillement d'un acier doux en grandes déformations : anisotropie, effet d'histoire et effet de la vitesse de déformation.

Mot clés : Grandes transformations ; Cisaillement simple ; Torsion plane ; Trajets de chargement ; Endommagement ; Matériaux métalliques

Résumé : Alors que la propulsion automobile évolue du thermique vers l'électrique, le procédé de fabrication de la caisse du véhicule repose toujours sur l'assemblage de tôles mises en forme par déformations plastiques. Une connaissance accrue du comportement de ces matériaux permet, grâce aux simulations numériques de mise en forme et de crash, d'optimiser la quantité de matière utilisée pour la réalisation de la strucutre.
Afin d'élargir la base de données expérimentales sur ces matériaux, 2 dispositifs expérimentaux complémentaires appliquant des sollicitations de cisaillement en grandes déformations sont présentés.
Le premier repose sur l'essai de torsion plane, permettant d'appliquer un cisaillement dans des conditions quasi-statiques et dynamiques. Cet essai sollicite toutes les directions du matériau simultanément, permettant un accès direct à l'anisotropie du matériau dans le plan de la tôle métallique.
Le second dispositif est basé sur l'essai de cisaillement simple : 2 mors en translation et une éprouvette rectangulaire. Cet essai est limité par des phénomènes locaux aux bords libres. L'innovation consiste à re-usiner ces bords de manière séquentielle, permettant ainsi d'atteindre de grandes déformations tout en conservant la simplicité de l'essai.
Les trajets de chargements linéaires sont essentiels pour la calibration de modèles de cumul d'endommagement. Cependant, lors d'une phase de mise en forme ou d'un impact, le matériau subit des trajets complexes. Afin de qualifier les modèles de cumul d'endommagement proposés dans la littérature, une campagne expérimentale de détermination de la déchirure pour différentes combinaisons de 2 trajets proportionnels a été réalisée.

Title: Numerical and experimental study of the shear of a mild steel in large strains: anisotropy, history and strain rate effects.

Keywords: Finite strain; Simple shear; In-plane torsion; Loading paths; Damage, Metallic materials

Abstract: While the propulsion mode of automobiles seems to be shifting from internal combustion to electric power, the manufacturing method for the vehicle body is still mainly based on the assembly of sheet metal formed by plastic deformation. Increased knowledge of the behavior of the sheet materials can help, through numerical forming and crash simulations, to optimize the quantity of material to be used for the vehicle body.
To expand the database of experimental data on material behavior, 2 complementary experimental set-ups involving large shear strains have been developed.
The first device is based on the in-plane torsion test, which enables shear kinematic to be applied under quasi-static and dynamic conditions. This test also enables all material directions to be loaded simultaneously, providing direct access to the material's anisotropy across the entire surface of the metal sheet.
The second device is based on the simple shear test: 2 translating jaws and a rectangular specimen. The innovative idea is to sequentially machine the free edges of the rectangular specimen, where the limitations of the simple shear test are concentrated. The central zone of the specimen can therefore achieve large strains under simple shear kinematic, keeping the simple shear test's simplicity and straightforward analysis.
Linear load paths are useful for determining damage accumulation laws. However, during forming and further impact, a material element undergoes complex loading paths. To investigate the performance of the various damage indicators proposed in the literature, an experimental campaign was carried out up to fracture for different combinations of 2 proportional paths.