THÈSE DE DOCTORAT DE

L'UNIVERSITÉ DE BRETAGNE SUD

ÉCOLE DOCTORALE N° 602
Sciences pour l'Ingénieur
Spécialité : « *Génie mécanique et matériaux* »

Par

« Morwan ADLAFI »

« Étude d'une protection pour le matériel embarqué par le fantassin, soumise à des impacts de projectile de type fragment de plusieurs kilos à des vitesses de l'ordre de 10 m/s »

« Étude des plaques minces métalliques, des polymères et application d'impact sur une structure multicouche »

Projet de Thèse à « camp de l'Académie Militaire de Saint-Cyr Coëtquidan à Guer», le « 16 décembre 2021 »

Unité de recherche : « PTR3 »
Thèse N° : « 614 »

Rapporteurs avant soutenance :

Salima BOUVIER Professeur des Universités à l'Université de Technologie de Compiègne
Phillippe VIOT Professeur des Universités aux Arts et Métiers de Bordeaux

Composition du Jury :

Franck LAURO Professeur des Universités à l'Université polytechnique des Hauts de France
Vincent GROLLEAU Professeur des Universités à l'ETH de Zurich et à l'Université Bretagne Sud
Laurent MAHEO Professeur des Universités à l'Académie Militaire de Saint-Cyr Coëtquidan
Bertrand GALPIN Maître de Conférences à l'Académie Militaire de Saint-Cyr Coëtquidan

Dir. de thèse : Vincent GROLLEAU Professeur des Universités à l'ETH de Zurich à l'Université Bretagne Sud

Remerciements

Ces travaux de thèse ont été réalisés grâce au support de la fondation Saint-Cyr et de la société Safran. À ce titre, je tiens à remercier Monsieur Yvon ERHEL qui est le titulaire de cette chaire et qui m'a donné l'opportunité de pouvoir effectuer cette thèse. Je remercie Monsieur Christophe GUETTIER, responsable de programmes innovations chez Safran, pour son suivi et sa sollicitude. Je remercie également Monsieur Thierry RENOUX, secrétaire général de la fondation Saint-Cyr, pour son accompagnement.
J'adresse mes remerciements à la société DEMETA, qui a fourni la résine thermodurcissable Nextene.
Je remercie sincèrement les membres du jury, qui ont accepté d'évaluer mes travaux. Merci à Madame Salima BOUVIER et Monsieur Phillippe VIOT de m'avoir fait l'honneur de rapporter cette thèse, ainsi qu'à Monsieur Franck LAURO pour avoir présidé le jury.

Je souhaite présenter ma gratitude à mes trois encadrants, pour la chance qu'ils m'ont donnée d'intégrer leur équipe. Je remercie Vincent GROLLEAU pour son expertise dans le domaine des matériaux et sa bonne humeur. Je remercie Bertrand GALPIN pour son pragmatisme à toute épreuve et sa patience. Je remercie Laurent MAHEO pour la chance qu'il m'a donnée, à la fin de mon stage de master 2, d'intégrer cette équipe qui est avant tout humaine et talentueuse. Un grand merci !

Je remercie ma famille tout entière et ma compagne Sofia SALAM pour leur soutien moral indéfectible.

Je remercie également tous mes amis de longue date et mes amis du laboratoire pour tous les bons moments passés avec eux.

TABLE DES MATIÈRES

1 État de l'art **5**

1.1 Introduction . . . 7

1.2 Impact de projectiles sur matériaux et structures . . . 7

1.2.1 Impacts de projectiles . . . 7

1.2.2 Structures soumises à l'impact . . . 12

1.2.3 Synthèse et choix de matériaux . . . 14

1.3 Comportement de plaques minces métalliques . . . 16

1.3.1 Généralités . . . 16

1.3.2 Modèles de comportement . . . 18

1.3.3 Modèles de déchirure . . . 24

1.3.4 Synthèse sur le choix des modèles et des essais d'identification . . . 26

1.4 Comportement des polymères . . . 27

1.4.1 Comportements en plasticité et en dynamique des polymères . . . 27

1.4.2 Modèles de comportement . . . 29

1.5 Synthèse et choix scientifiques . . . 31

2 Caractérisation des plaques minces métalliques **33**

2.1 Étude du cisaillement séquencé en quasi-statique . . . 35

2.1.1 Introduction . . . 35

2.1.2 Étude numérique . . . 40

2.1.3 Essai expérimental du cisaillement séquencé . . . 53

2.1.4 Conclusion . . . 59

2.2 Étude de la déchirure en traction à déformation plane en dynamique . . . 61

2.2.1 Introduction . . . 61

2.2.2 Mise en place expérimentale . . . 63

2.2.3 Résultats expérimentaux . . . 64

2.2.4 Simulation numérique de l'essai de traction à déformation plane . . . 73

2.2.5 Simplification de la mesure, d'une corrélation 3D à 2D . . . 78

2.2.6 Conclusion . . . 80

3 Caractérisation de la résine Poly-DCPD : Nextene™ 81
3.1 Introduction . . . 82
3.2 Étude expérimentale de la résine Nextene™ . . . 84
3.2.1 Traction uni-axiale en quasi-statique . . . 84
3.2.2 Compression en quasi-statique . . . 91
3.2.3 Compression dynamique : barres de Hopkinson . . . 99
3.2.4 Cisaillement de type Iosipescu . . . 101
3.2.5 Traction équi-biaxiale : gonflement hydraulique . . . 103
3.2.6 Traction à déformation plane et poinçonnement hémisphérique . . . 106
3.3 Étude numérique . . . 108
3.3.1 La loi SAMP : Semi-Analytical Model for Polymere . . . 108
3.3.2 Identification du comportement équi-biaxial . . . 113
3.3.3 Validation de la loi SAMP identifiée . . . 116
3.4 Conclusion . . . 120

4 Impact sur une structure multicouche 121
4.1 Introduction . . . 123
4.2 Moyens d'essais et de mesures . . . 124
4.2.1 Présentation de la catapulte . . . 124
4.2.2 Présentation du canon . . . 130
4.3 Résultats d'essais d'impacts du Nextene sur la catapulte . . . 131
4.3.1 Résultats expérimentaux . . . 131
4.3.2 Simulations numériques . . . 144
4.3.3 Corrélation expérimentale/numérique . . . 146
4.4 Comparaison des performances avec un Nylon PA66 . . . 152
4.4.1 Essais sur la catapulte . . . 152
4.4.2 Essais sur le canon . . . 159
4.5 Conclusion . . . 161

Conclusion 163

Bibliographie 173

TABLE DES FIGURES

1 Modèle d'Hosford-coulomb [1], identifié pour l'acier DP450 et l'alliage d'aluminium AA2024-T3 cf thèse V.Lafilé [2] 3

1.1 Canon dynamique utilisé pour les études d'impact de projectile balistique [6],[7] 8
1.2 (a) Dimension d'un FSP selon Fras et al., (b) Image d'un FSP [10] 9
1.3 (a) Perforation d'un projectile FSP sur une plaque d'aluminium d'épaisseur initiale 40 mm, (b) schéma de la déchirure de la plaque métallique [10] . . 10
1.4 (a) Différentes formes de projectiles utilisés pour l'étude de Fras et al. (b) Évolution de la triaxialité des contraintes dans une plaque de Mars300 soumise à l'impact de différentes formes de projectiles [12] 11
1.5 Étude de résistance à l'impact d'un casque de protection militaire [13] . . . 12
1.6 Étude de résistance à l'impact d'une structure multicouche composée d'une couche de céramique et d'une plaque métallique [16] 13
1.7 Diagramme élongation en fonction de la résistance mécanique pour différents types d'aciers [18] 16
1.8 Éprouvettes permettant l'identification et la validation des modèles, cf. Roth et Mohr [29] 20
1.9 Visualisation d'un monomère du pDCPD [3] 28
1.10 Essais préconisés pour identifier la loi SAMP [51] 30

2.4 Courbes de trois lois de comportement Swift, Voce1 et Voce2 utilisées et des lois de comportement Swift + Voce mixte identifiées pour l'aluminium AA2024 et l'acier DP450 41
2.5 - Évolution de la déformation majeure en fonction du ratio de déformation pour la combinaison de trois lois de comportement et deux longueurs : (a) éprouvette rectangle ; (c) éprouvette entaillée. - Évolution de la déformation majeure en fonction du ratio de contrainte ; (b) éprouvette rectangle ; (d) éprouvette entaillée. 43
(a) 43

(b) . . . 43
(c) . . . 43
(d) . . . 43
2.6 - Évolution de la déformation majeure en fonction du ratio de déformation et de contrainte. Comparaison des géométries rectangulaire et entaillée pour deux longueurs : (a et c) dans le cas de l'aluminium 2024 ; (b et d) dans le cas de l'acier DP450. . . . 44
(a) . . . 44
(b) . . . 44
(c) . . . 44
(d) . . . 44
2.7 Comportement en cisaillement tracée pour les cas les plus défavorables pour l'éprouvette entaillée (a) et pour l'éprouvette rectangulaire (b) ; la courbe bleu représente l'évolution de la contrainte de cisaillement calculée sur l'élément au centre, la courbe rouge correspond à la contrainte calculée à partir de la force et de la section de l'éprouvette. . . . 46
(a) . . . 46
(b) . . . 46
2.8 Évolution de la déformation majeure en fonction du ratio des déformations (a) et des contraintes (b) obtenues pour différentes longueurs d'éprouvettes et à l'aide d'une loi Voce1, éprouvette avec entailles. . . . 47
(a) . . . 47
(b) . . . 47
2.9 Evolution de la déformation majeure en fonction du ratio des déformations et de la triaxialité pour une éprouvette entaillée de longueur 70 avec une loi de Voce 1 . . . 49
(a) . . . 49
(b) . . . 49
(c) . . . 49
(d) . . . 49
2.10 Evolution de la déformation majeure en fonction du ratio des déformations et de la triaxialité pour une éprouvette entaillée de longueur 40 mm avec une loi de Voce 1 . . . 50
(a) . . . 50

(b) . . . 50
(c) . . . 50
(d) . . . 50
2.12 Évolution de la déformation majeure en fonction de la triaxialité, du ratio des contraintes et des déformations obtenues pour les simulations du cisaillement séquencé sur l'AA2024 (a),(b),(c) et sur le DP450 (d),(e),(f) . 52
(a) . . . 52
(b) . . . 52
(c) . . . 52
(d) . . . 52
(e) . . . 52
(f) . . . 52
2.13 (a) Dispositif de cisaillement simple ; (b) (1) forme d'éprouvette rectangulaire, (2) forme d'éprouvette entaillée . . . 53
(a) . . . 53
(b) . . . 53
2.15 (a) Comparaison du comportement en cisaillement simple entre l'essai monotone et l'essai de cisaillement séquencé pour l'aluminium AA2024 (a) et pour le DP450 (c) ; Évolutions des déformations effectives en fonction du ratio des déformations obtenues sur l'aluminium AA2024 (b) et sur le DP450 (d) . . . 55
(a) . . . 55
(b) . . . 55
(c) . . . 55
(d) . . . 55
2.16 (a) Répétabilité de l'essai du cisaillement séquencé sur l'acier DC01 ; (b) Comparaison des essais de cisaillement monotone avec l'essai de cisaillement séquencé sur l'acier DC01 ; (c) Évolution de la déformation effective en fonction du ratio des déformations obtenue pour l'essai de cisaillement séquencé sur le DC01 . . . 57
(a) . . . 57
(b) . . . 57
(c) . . . 57
2.17 Comparaison du cisaillement avec la torsion plane sur l'acier DC01 . . . 58

2.18 Schéma de l'essai de traction à déformation plane mini-Nakazima 62
2.19 Dispositif expérimental de traction à déformation plane en dynamique . . . 64
2.20 Analyse des images obtenues avec les caméras basse fréquence (à gauche) et haute fréquence (à droite) dans le cas d'essais quasi-statiques. En haut, vue complète de la zone de mesure. En bas, zoom de la zone délimitée en blanc sur l'image complète. 65
2.21 (a) surface libre de l'éprouvette d'aluminium AA2024 ; évolution des déformations en fonction de la position à travers le ligament, (b) pour l'aluminium AA2024, (c) pour l'acier DP450, (d) pour l'acier DP600 66
(a) 66
(b) 66
(c) 66
(d) 66
2.22 Champs de déformation effective obtenus pour les essais de traction à déformation plane, en quasi-statique (à gauche), en dynamique (à droite) . . 67
2.23 Champs de déformation effective obtenus pour les essais de traction à déformation plane en dynamique ; (a) DP600 ; (b) DP450 ; (c) AA2024 67
(a) 67
(b) 67
(c) 67
2.24 Image de la surface libre du DP600 au moment de la rupture, et micrographie de l'épaisseur de l'éprouvette de DP600 après la rupture 68
2.25 Image de la surface libre du AA2024 (à gauche) et du DP450 (à droite) au moment de la rupture 68
2.26 (a) Mesure de la force (kN) en fonction du temps (ms) pour les trois matériaux ; Evolution de la vitesse de déformation en fonction de la valeur de déformation effective, (b) pour l'acier DP600, (c) pour l'acier DP450, (d) pour l'aluminium AA2024 70
(a) 70
(b) 70
(c) 70
(d) 70

2.27 (a) Évolution de la déformation en fonction de la position le long du ligament pour plusieurs niveaux de déformation sur le DP600, (b) Évolution du ratio des déformations majeurs/mineurs en fonction de la position le long du ligament sur le DP600 72
(a) 72
(b) 72
2.28 (a) Évolution de la déformation en fonction de la position le long du ligament pour plusieurs niveaux de déformation sur le AA2024, (b) Évolution du ratio des déformations majeurs/mineurs en fonction de la position le long du ligament sur le AA2024 73
(a) 73
(b) 73
2.29 (a) Évolution de la déformation en fonction de la position le long du ligament pour plusieurs niveaux de déformation sur le DP450, (b) Évolution du ratio des déformations majeurs/mineurs en fonction de la position le long du ligament sur le DP450 73
(a) 73
(b) 73
2.30 Maillage 3D de l'essai de traction à déformation plane 75
2.31 Micrographie des épaisseurs des 3 matériaux, AA2024, D450, DP600 issus d'essais interrompus à la force maximale au cours de l'essai de traction à déformation plane quasi-statique. 76
2.32 Prédictions numériques de l'évolution des épaisseurs en fonction de la déformation effective en surface. Les marques circulaires noires correspondent aux mesures expérimentales. 77
2.33 Comparaison des forces simulées et expérimentales en fonction de la déformation effective en traction plane quasi-statique ; (a) DP450 ; (b) DP600 ; (c) AA2024. 78
(a) 78
(b) 78
(c) 78
2.34 Positionnement des caméras pour la comparaison entre DIC 3D et 2D. . . 79

2.35 Comparaison des résultats de corrélation d'images 2D et 3D ; évolution de déformation effective en fonction de la position à travers le ligament pour l'essai quasi-statique sur le DP600 80

3.1 Evolution de la dureté à travers l'épaisseur de différentes plaques de Nextene 82
3.2 Installation expérimentale pour la traction sur le Nextene, et présentation des dimensions de l'éprouvette de traction 84
3.3 (a) Répétabilité d'essais de traction ; (b) comportement en fonction de l'orientation du prélèvement de l'éprouvette dans le plan 85
(a) 85
(b) 85
3.4 (a) Sensibilité à la vitesse de déformation en traction ; (b) comparaison entre vitesse de déformation constante et vitesse de traverse constante . . . 86
(a) 86
(b) 86
3.5 Essai du comportement avec cycles d'hystérésis, charges et décharges . . . 87
3.6 (a) Comparaison du coefficient de Poisson obtenu avec la jauge transversale ou l'extensomètre transversal ; (b) répétabilité de la mesure sur deux tests 89
(a) 89
(b) 89
3.7 Comportement du Nextene en traction, évolution du coefficient de Poisson plastique (a) et de la contrainte vraie (b) en fonction de la déformation plastique longitudinale vraie. 90
(a) 90
(b) 90
3.8 Dispositif de compression en quasi-statique (image de gauche), éprouvettes de compression en Nextene (droite), éprouvettes cylindriques et cubique . . 91
3.9 (a) Champs de déformation 3D du cube 12 x 12 x 15 mm ; (b) champs de déformation 3D du cylindre D = 20 mm H = 20 mm 92
(a) 92
(b) 92
3.10 Contrainte nominale en fonction de la déformation vraie (en valeur absolue par commodité) au cours de la compression du Nextene. (a) Influence sur le comportement en compression du diamètre de l'éprouvette cylindrique ; (b) Influence de l'épaisseur de l'éprouvette cylindrique 93

(a) . . . 93
(b) . . . 93
3.11 Évolution du déplacement hors plan en fonction de la position sur une ligne axiale : (a) pour le cylindre D = 20 mm H = 20 mm ; (c) pour le cube 12 x 12 x 15 mm ; Évolution des déformations en fonction de la position sur la ligne : (b) pour le cylindre D = 20 mm H = 20 mm ; (d) pour le cube 12 x 12 x 15 mm . . . 95
(a) . . . 95
(b) . . . 95
(c) . . . 95
(d) . . . 95
3.12 Comparaison du comportement en compression d'un cube et d'un cylindre en Nextene . . . 96
3.13 (a) Évolution du coefficient de Poisson sur les deux faces d'un cube en fonction de la déformation longitudinale logarithmique (valeur absolue) ; (b) Zoom sur l'intervalle de déformation [0 :0.2]. . . . 97
(a) . . . 97
(b) . . . 97
3.14 Comportement du Nextene, en compression, tracé en contrainte vraie en fonction des déformations logarithmiques longitudinales . . . 98
3.15 Schéma du principe des barres de Hopkinson à gauche et dispositif des barres d'Hopkinson avec l'éprouvette Nextene . . . 99
3.16 (a) Vitesse de déformation en fonction du temps ; (b) comparaison quasi-statique/dynamique de la compression du Nextene pour des éprouvette cylindriques D = 14.7 mm H = 14.7 mm . . . 100
(a) . . . 100
(b) . . . 100
3.17 Dispositif de cisaillement et plan de l'éprouvette de type Iosipescu, les dimensions sont en millimètres . . . 101
3.18 Comportement en cisaillement du Nextene . . . 102
3.19 Schéma du gonflement hydraulique [97] . . . 103
3.20 Dispositif de bulge test et corrélation d'image 3D pour la mesure des déformations au sommet de l'éprouvette . . . 104
3.21 Résultats expérimentaux du bulge test . . . 105

3.22 Éprouvette de Nextene et poinçon (cap) utilisés pour la traction à déformation plane et le poinçonnement hémisphérique 106
3.23 (a) Force en fonction du temps obtenue pour le cap diédrique ; (b) Force en fonction du temps obtenue pour le cap hémisphérique 107
(a) 107
(b) 107
3.24 Évolution expérimentale et numérique de la contrainte en fonction de la déformation plastique logarithmique obtenues (a) en compression ; (b) en traction ; (c) en cisaillement 110
(a) 110
(b) 110
(c) 110
3.25 (a) Courbes tabulées symétriques du coefficient de Poisson en fonction des déformations plastiques pour la traction et la compression ; (b) Évolution du coefficient de Poisson en fonction de la déformation longitudinale, valeurs expérimentales en pointillées, valeurs numériques en trait continu . . 111
(a) 111
(b) 111
3.26 (a) Courbe tabulée qui combine l'évolution du coefficient de Poisson pour la traction et la compression ; (b) évolution du coefficient de Poisson en fonction de la déformation longitudinale, valeurs expérimentales en pointillées, valeurs numériques en trait continu 112
(a) 112
(b) 112
3.27 Modélisation 3D sur LS-DYNA de l'essai de gonflement hydraulique 113
3.28 Évolution de la pression en fonction de la déformation majeure au sommet de l'échantillon, comparaison expérimentale/simulation avec l'utilisation de la loi SAMP sans l'option équi-biaxiale 114
3.29 Évolution de la pression en fonction de la déformation majeure au sommet de l'échantillon, utilisation de l'option équi-biaxiale avec une courbe de comportement équi-biaxiale optimisée 115
3.30 Maillage 3D de l'essai de traction à déformation plane 116
3.31 Validation de la loi SAMP pour l'essai de traction à déformation plane en quasi-statique et en dynamique 117

3.32 Maillage 3D de l'essai de poinçonnement hémisphérique 118
3.33 Résultat de la comparaison entre simulation et expérience pour l'essai de poinçonnement hémisphérique en quasi-statique et en dynamique 119

4.1 Dispositif catapulte du laboratoire IRDL de Lorient 125
4.2 Système d'acquisition des essais d'impacts 125
4.3 Impact du projectile avec le cap diédrique sur la structure 126
4.4 Signaux mesurés durant l'essai grâce aux différents capteurs 127
4.5 (a)Signal de la force (kN) en fonction du temps (ms) dans le cas d'un impact avec un cap diédrique ; (b) Visualisation de la déchirure avec le cap diédrique pour différents instants ; (c) Signal de la force (kN) en fonction du temps (ms) dans le cas d'un impact avec un cap hémisphérique, (d) Visualisation de la déchirure avec le cap diédrique pour différents instants . 128
(a) 128
(b) 128
(c) 128
(d) 128
4.6 Résultat expérimental d'un impact de projectile avec un cap diédrique sur une éprouvette de Nextene d'épaisseur 3.4 mm 129
4.7 (a) Dispositif d'impact : canon de l'ENSTA-Bretagne. (b) Éprouvette de Nextene de 300 mm x 200 mm (c) Projectile : bille de 14mm de diamètre supportée par un sabot de mousse en forme de cylindre qui est arrêté à la sortie du canon, d'où sa forme extrudée. 130
4.8 Schémas de la nomenclature représentant les différentes configurations étudiées dans cette partie 131
4.9 Résultats de 2 essais obtenus sur la structure 2xDP450 aux mêmes vitesses (V = 11 m/s) avec le projectile diédrique sur la catapulte 132
4.10 Courbes de force en fonction du déplacement du projectile dans le cas d'un impact avec un cap diédrique (a) Comparaison des résultats expérimentaux obtenus avec une éprouvette d'acier 1xDP450, une structure multicouche 2xDP450 et une structure multicouche Nextene + DP450 ; (b) Comparaison des résultats expérimentaux de deux configurations de structure : Nextene + DP450 et DP450 + Nextene 134
(a) 134
(b) 134

4.11 Courbes de force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) dans le cas d'un impact avec un cap dièdrique (a) Comparaison des résultats expérimentaux obtenus avec une éprouvette d'aluminium 1xAA2024, une structure multicouche 2xAA2024 et une structure multicouche Nextene + AA2024 ; (b) Comparaison des résultats expérimentaux de deux configurations de structure : Nextene + AA2024 et AA2024 + Nextene 136

(a) 136

(b) 136

4.12 Courbes de force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) dans le cas d'un impact avec un cap hémisphérique ; (a) Comparaison des résultats expérimentaux obtenus avec une éprouvette d'acier 1xDP450, une structure multicouche 2xDP450 et une structure multicouche Nextene + DP450 ; (b) Comparaison des résultats expérimentaux de deux configurations de structure : Nextene + DP450 et DP450 + Nextene 139

(a) 139

(b) 139

4.13 Courbes de force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) dans le cas d'un impact avec un cap hémisphérique (a) Comparaison des résultats expérimentaux obtenus avec une éprouvette d'aluminium 1xAA2024, une structure multicouche 2xAA2024 et une structure multicouche Nextene + AA2024 ; (b) Comparaison des résultats expérimentaux de deux configurations de structure : Nextene + AA2024 et AA2024 + Nextene . . 141

(a) 141

(b) 141

4.14 Structures impactées avec le cap diédrique. (a) Nextene + DP450. (b) DP450 + DP450 143

(a) 143

(b) 143

4.15 Maillage des simulations des essais sur la catapulte 144

4.16 Méthode de contact LS-DYNA [98] 145

4.17 Corrélation entre la simulation et l'essai d'impact avec un cap diédrique sur différentes structures, évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ;(a) Corrélation de l'essai avec le Nextene seul ;(b) Corrélation des essais 1XAA2024 et 2xAA2024 (c) Corrélation des essais 1XDP450 et 2xDP450 147
(a) 147
(b) 147
(c) 147
4.18 Corrélation entre la simulation et l'essai d'impact avec un cap diédrique, évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ;(a) Corrélation de l'essai Nextene + AA2024 ;(b) Corrélation de l'essai Nextene + DP450 148
(a) 148
(b) 148
4.19 Comparaison entre la simulation et l'essai d'impact avec un cap hémisphérique sur différentes structures, évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ;(a) Corrélation de l'essai avec le Nextene seul ;(b) Corrélation des essais 1XAA2024 et 2xAA2024 (c) Corrélation des essais 1xDP450 et 2xDP450 150
(a) 150
(b) 150
(c) 150
4.20 Comparaison entre la simulation et l'essai d'impact avec un cap hémisphérique sur différentes structures, évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ;(a) Corrélation de l'essai Nextene + AA2024 ;(b) Corrélation de l'essai Nextene + DP450 151
(a) 151
(b) 151
4.21 Évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm), essais d'impact avec le cap diédrique ;(a) comparaison entre le Nylon et le Nextene ;(b) Comparaison entre les structures Nylon + AA2024 et sur le Nextene + AA2024, (c) Comparaison entre les structures Nylon + DP450 et sur le Nextene + DP450 153
(a) 153

(b) . . . 153
(c) . . . 153
4.22 Évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm), essais d'impacts avec le cap hémisphérique ;(a) comparaison entre le Nylon et le Nextene ;(b) Comparaison entre les structures Nylon + AA2024 et sur le Nextene + AA2024, (c) Comparaison entre les structures Nylon + DP450 et sur le Nextene + DP450 . . . 155
(a) . . . 155
(b) . . . 155
(c) . . . 155
4.23 Évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ; influence de la zone encastrée pour les éprouvettes de Nylon PA66 et Nextene dans le cas d'un impact avec un cap hémisphérique . . . 158
4.24 Essais d'impacts de la bille (m = 11.1 g, D = 14 mm) projetée à 141 m/s : (a) éprouvette de Nextene ep = 4.4 mm, (b) éprouvette de Nylon ep = 3.0 mm . . . 160
(a) . . . 160
(b) . . . 160
4.25 Répétabilité d'un essai de traction en quasi-statique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 10^{-4}/s$) . . . 167
4.26 Répétabilité d'un essai de compression en quasi-statique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 10^{-4}/s$) . . . 168
4.27 Répétabilité d'un essai de compression en dynamique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 400/s$) . . . 169
4.28 Répétabilité d'un essai de cisaillement en quasi-statique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 10^{-3}/s$) . . . 170
4.29 Répétabilité d'un essai de bulge test sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 10^{-3}/s$) . . . 171
4.30 Répétabilité d'un essai de tour de chute avec le cap diédrique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 100/s$) . . . 172

Liste des tableaux

1.1 Composition du Dual phase DP450 . . . 17
1.2 Propriétés mécaniques de l'acier DP450 . . . 17
1.3 Composition chimique et propriétés mécaniques de l'aluminium AA2024-T3 17
1.4 Paramètres d'anisotropie de l'acier DP450 . . . 21
1.5 Paramètres de Lankford et limites élastiques du AA2024 . . . 22
1.6 Paramètres α du AA2024 . . . 22
1.7 Paramètres d'écrouissage du DP450 et du AA2024 . . . 23
1.8 Paramètres du modèle de Johnson-Cook pour le DP450 . . . 23
1.9 Paramètres du modèle d'Hosford-Coulomb identifiés pour les matériaux DP450 et AA2024 . . . 26

2.1 Err^{SH}_{ratio} les plus favorables, calculés pour différents niveaux de déformation, dans les cas des éprouvettes : rectangulaire et entaillée de longueur 70 mm 45
2.2 Err^{SH}_{ratio} calculés pour différents niveaux de déformation, dans le cas d'une éprouvette entaillée de longueur 40 mm (le cas défavorable) . . . 48
2.3 Valeurs des déformations équivalentes maximales au début et à la fin de chaque Séquence dans le cas de la simulation de l'aluminium AA2024 et l'acier DP450 . . . 51
2.4 Longueurs des éprouvettes au début de chaque séquence, pour le AA2024 et le DP450 . . . 56
2.5 Longueurs des éprouvettes au début de chaque séquence, pour le DC01 . . 59
2.6 Résultats des déformations effectives à rupture pour tous les essais. . . . 72
2.7 Paramètres d'anisotropie de l'acier DP600 . . . 74
2.8 Paramètres du modèle de Johnson-Cook pour le DP600 . . . 74

3.1 Caractéristiques mécaniques du Nextene™ . . . 85
3.2 Caractéristiques mécaniques élastiques du Nextene utilisées dans la loi SAMP 108

4.1 Caractéristiques des impacts du dièdre sur les structures à base d'acier DP450 133

4.2 Énergies absorbées pour des impacts du dièdre sur les structures à base d'acier DP450 . . . 135
4.3 Caractéristiques des impacts du dièdre sur les structures à base d'aluminium AA2024 . . . 136
4.4 Énergies absorbées pour des impacts du dièdre sur les structures à base d'aluminium AA2024 . . . 137
4.5 Caractéristiques des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base d'acier DP450 . . . 138
4.6 Résultats des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base d'acier DP450 . . . 139
4.7 Caractéristiques des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base d'aluminium AA2024 . . . 140
4.8 Résultats des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base d'aluminium AA2024 . . . 141
4.9 Comparaison entre les simulations et les essais expérimentaux des impacts avec le cap diédrique, avec la force et le déplacement à l'instant de la rupture 149
4.10 Comparaison entre les simulations et les essais expérimentaux des impacts avec le cap hémisphérique, avec la force et le déplacement à l'instant de la rupture . . . 151
4.11 Caractéristiques des impacts du cap diédrique sur les structures à base de Nylon et de Nextene . . . 152
4.12 Résultats des impacts du cap diédrique sur les structures à base de Nylon et de Nextene . . . 154
4.13 Caractéristiques des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base de Nylon et de Nextene . . . 155
4.14 Résultats des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base de Nylon et de Nextene . . . 156
4.15 Caractéristiques des impacts du cap hémisphérique sur les éprouvettes avec un diamètre 50 mm encastré . . . 157
4.16 Résultats des impacts du cap hémisphérique sur les éprouvettes avec un diamètre 50 mm encastré . . . 159
4.17 Caractéristiques des impacts sur le canon . . . 159
4.18 Résultats des impacts sur le canon . . . 160

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Ce projet de thèse porte sur l'étude d'une protection pour le matériel électronique embarqué du fantassin, soumise à des impacts de projectiles de type fragment. Le projet s'inscrit dans le cadre d'une chaire entre la société Safran et la fondation Saint-Cyr. Cette chaire s'intitule « le soldat augmenté », elle a pour but de promouvoir la recherche académique sur différents thèmes comme par exemple la protection des matériels embarqués par le soldat. Le groupe Safran développe notamment le dispositif « Félin » dans lequel il y a 7 batteries intégrées au système embarqué. En opération, les batteries peuvent être soumises à différentes menaces comme le tir direct, et l'explosion avec ses effets de souffle et d'impact de débris. Pour les protéger, Safran utilise des structures épaisses métalliques, parfois protégées par une couche de type céramique, allant à l'encontre de l'objectif d'allègement du matériel embarqué. Dans le cadre de la thèse, l'étude se focalise sur des impacts de débris de un à deux kilogrammes, avec des vitesses d'impact de l'ordre de 10 m/s. La couche métallique se trouve alors en sollicitation de type contrainte plane. L'étude de la déchirure de tôles métalliques est un sujet largement répandu et la littérature montre que la déchirure peut utilement être décrite comme une déformation plastique cumulée maximale en fonction de l'état de contrainte. La description de l'état de contrainte se réduit, dans le cas des métaux insensibles à la pression et en état de contrainte plane, à la triaxialité des contrainte η (rapport de la contrainte hydrostatique à la contrainte équivalente au sens de von Mises) Mohr et Marcadet (2015)[1], thèse de V.Lafilé [2].

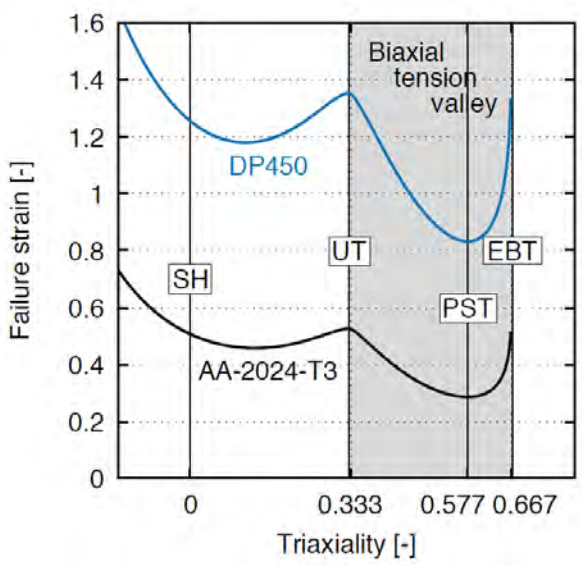


FIGURE 1 – Modèle d'Hosford-coulomb [1], identifié pour l'acier DP450 et l'alliage d'aluminium AA2024-T3 cf thèse V.Lafilé [2]

Deux exemples de telles limites de déchirure ont été identifiés au cours d'un travail précédent pour l'aluminium aéronautique AA2024 (ep = 1.2 mm) et un acier de construction automobile DP450 (ep. 0.8mm). Deux matériaux qui sont aussi de possibles candidats pour l'enveloppe de batteries. Le modèle de déchirure d'Hosford Coulomb a ainsi été identifié, il est représenté Figure 1 comme la déformation plastique conduisant à déchirure pour un état de contrainte constant au cours du chargement, décrit par la triaxialité. Ce modèle met notamment en évidence l'existence d'une vallée à faible ductilité située entre l'état de chargement de traction uniaxiale ($\eta = 1/3$) et biaxiale ($\eta = 2/3$), avec un minimum pour la triaxialité $\eta = 1/\sqrt{3}$, proche de l'état de chargement de type traction plane. Notons par ailleurs que l'état de contrainte de type traction biaxiale est caractéristique des impacts sur tôle mince lorsque le projectile est de forme hémisphérique, alors qu'un chargement de type traction plane est caractéristique d'un impact réalisé avec un projectile en forme de dièdre. Cette modélisation permet d'envisager un nouveau mode d'action de la protection de l'enveloppe métallique d'une batterie : le rôle de la protection serait alors d'éviter que la tôle ne se trouve sollicitée dans un état de contrainte proche de la traction plane. Parallèlement à ce travail, de nouvelles résines thermodurcissables dont le PolyDiChloroPentaDiène P-DCPD sont proposées dans la littérature et leurs capacités de résistance à l'impact sont mises en avant, notamment par Knorr et al. (2015)[3]. Ces ré-

sines, initialement liquides, présentent l'avantage de pouvoir être facilement utilisées sous forme de revêtement interne ou externe. Dans ce contexte, et avec l'objectif d'améliorer les performances dans la limitation de la perforation du projectile et dans l'absorption d'énergie d'impact, le pari qui est à l'origine de ce travail est double :

i) Proposer une enveloppe de protection constituée d'un empilement de deux couches dont une couche métallique mince en lieu et place d'une tôle plus épaisse, ;

ii) Utiliser comme deuxième couche un polymère en lieu et place des traditionnels céramiques pour alléger la structure et réduire son impact environnemental, en faisant le choix d'une résine thermodurcissable pour sa facilité de mise en forme

Deux composants sont donc utilisés dans nos structures, une plaque mince métallique (épaisseur < 2 mm) et une couche de polymère. Les matériaux métalliques utilisés sont un acier DP450 (ep = 0.8 mm) ou un alliage d'aluminium AA2024-T3 (ep = 1.2 mm), en association avec une résine thermodurcissable P-DCPD, le Nextene (ep = 3.4 mm) de la société Demeta. L'objectif de l'étude va être de comparer différentes configurations de structure permettant d'arrêter des projectiles avec des formes en dièdre projetés à une vitesse de 10 m/s, avec une masse de 2.5 kg et de bâtir une modélisation numérique des essais afin de tenter d'expliquer les phénomènes observés. Le premier chapitre de la thèse est consacré à l'étude bibliographique des différents impacts sur les structures. Les modèles de comportements utilisés pour les plaques minces métalliques et le polymère sont présentés, ainsi que les voies d'amélioration de dispositifs expérimentaux pour la caractérisation des métaux en grande déformation. Le deuxième chapitre présente deux essais novateurs dans l'identification des grandes déformations des tôles métalliques (cisaillement séquencé) et l'identification de la déchirure des tôles métalliques pour une sollicitation de traction à déformation plane en dynamique. Le troisième chapitre présente la caractérisation de la résine Nextene et le choix du modèle de comportement Semi Analytical Model for Polymere SAMP du code de calcul ls-dyna. Des essais sur une catapulte sont réalisés au laboratoire IRDL de Lorient. Ils sont présentés au chapitre 4 de ce mémoire. Une comparaison des résultats expérimentaux avec des simulations numériques est présentée dans le quatrième et dernier chapitre de ce mémoire.

Chapitre 1

État de l'art

Sommaire

1.1 Introduction 7

1.2 Impact de projectiles sur matériaux et structures 7

1.2.1 Impacts de projectiles 7

1.2.1.1 Impacts balistiques 7

1.2.1.2 Impacts de fragments 9

1.2.1.3 Influence de la géométrie du projectile 10

1.2.2 Structures soumises à l'impact 12

1.2.2.1 Structures à base de fibres 12

1.2.2.2 Structures multicouches 12

1.2.3 Synthèse et choix de matériaux 14

1.3 Comportement de plaques minces métalliques 16

1.3.1 Généralités 16

1.3.2 Modèles de comportement 18

1.3.2.1 Modèles existants 18

1.3.2.2 Modèle de plasticité Hill non-associée : acier DP450 . 20

1.3.2.3 Modèle de plasticité Yld2000-3d : aluminium AA2024 21

1.3.2.4 Loi d'écrouissage mixte Swift-Voce 22

1.3.3 Modèles de déchirure 24

1.3.3.1 Modèles existants 24

1.3.3.2 Modèle d'Hosford-Coulomb 24

1.3.4 Synthèse sur le choix des modèles et des essais d'identification . 26

1.4 Comportement des polymères 27

1.4.1 Comportements en plasticité et en dynamique des polymères . 27

1.4.2 Modèles de comportement 29

1.4.2.1 Modèles existants 29

1.4.2.2 Modèle choisi : SAMP 30
1.5 Synthèse et choix scientifiques 31

1.1 Introduction

La protection du combattant débarqué et de son matériel est une problématique d'intérêt des forces armées. Selon les théâtres d'opération, la menace est différente et peut prendre plusieurs formes : tir balistique direct, effet de souffle (blast) associé ou non à des impacts indirects de débris faisant suite à une explosion d'IED (Improvised Explosive Device) ou de mines. Ces menaces liées aux impacts sont alors caractérisées par leur projectile en terme de matériaux constitutifs (acier, plomb, pierre), en terme de masse (de quelques grammes à plusieurs kilogrammes), en terme de géométrie (sphérique, ogivale, irrégulière) et en terme de vitesse d'impact (de quelques mètres par secondes à plusieurs centaines). Pour faire face à ces menaces et en fonction du sujet à protéger (organes vitaux du combattant ou matériel électronique embarqué), il existe une large variété de protections constituées de différents matériaux ou d'assemblages de matériaux.
La première partie de la bibliographie est consacrée à l'étude d'impacts de projectiles sur des protections et l'influence de certains paramètres dans la perforation des plaques métalliques. Les contraintes liées à l'étude nécessitent de faire un choix sur le type de structure et les matériaux à utiliser ; ce choix est justifié dans la première partie de ce chapitre.
Un point est fait sur le comportement des plaques minces métalliques où les modèles de comportement et de déchirure choisis sont présentés. Une dernière partie est consacrée à la présentation de polymères résistants aux impacts et le choix du type de polymère qui a été fait pour l'étude de la structure.

1.2 Impact de projectiles sur matériaux et structures

1.2.1 Impacts de projectiles

1.2.1.1 Impacts balistiques

Une grande partie des recherches se concentre sur la résistance à l'impact balistique de structures de blindages métalliques ou de structures composites. Pour cela des expérimentations sont menées avec des dispositifs permettant de reproduire les conditions réelles d'impact balistique.
Parmi les premiers chercheurs à s'être intéressés à la pénétration de projectile sur une cible, Backmann and Goldsmith (1978)[4] ont notamment proposé une méthodologie ex-

périmentale complète en fonction du type de projectile utilisé et de la vitesse d'impact. Tous les aspects analytiques de l'impact sont également démontrés dans leurs recherches. En 1996 Corbett, Reid et Johnson [5] complètent le travail réalisé par Backmann et Goldsmith, en faisant un répertoire de tous les essais d'impact déjà réalisés, avec les différentes configurations de projectile et de type de protection.
Plus récemment Borvik et al. a notamment étudié différents types d'aciers et d'alliages d'aluminium de blindage soumis à des impacts balistiques (1999) [6], (2004)[7].

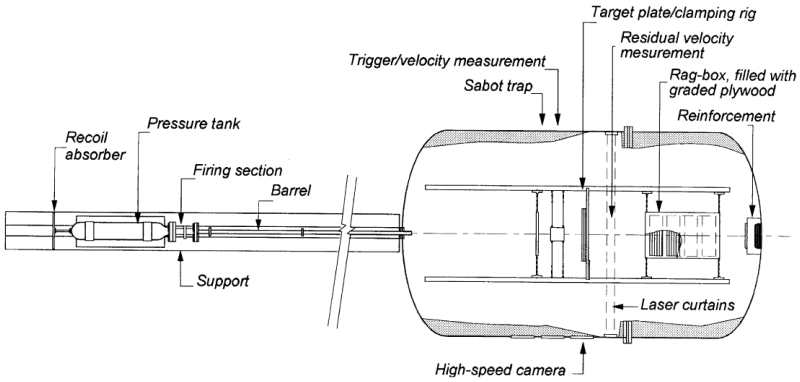


FIGURE 1.1 – Canon dynamique utilisé pour les études d'impact de projectile balistique [6],[7]

Borvik [6],[7] utilise un canon projetant des cartouches de quelques grammes sur des gammes de vitesses allant de 200 à 1000 m/s. Dans ces publications ils étudient la résistance des plaques métalliques (comme des aciers et des aluminiums [7],[8]) aux impacts et l'influence de différents paramètres comme la vitesse du projectile, la trajectoire et la forme du projectile. Ils utilisent également la simulation numérique pour corréler ces résultats expérimentaux. A ces vitesses d'impacts de nombreux phénomènes physiques interviennent, notamment le fait que certains matériaux soient sensibles à la vitesse de déformation et à la température ; cela peut entrainer des concentrations de contraintes et de déformation. C'est le cas pour un bon nombre de métaux. Il est donc nécessaire d'avoir des modèles prenant en compte ces phénomènes et une loi d'état pour résoudre le problème de propagation d'onde dans le matériau peut être nécessaire aux hautes vitesses. D'autres recherches se sont concentrées sur l'étude des matériaux composites soumis à des impacts balistiques, notamment Naik et Shrirao[9] (2004) qui étudient la capacité d'un composite carbone/époxy à absorber l'impact d'un projectile de 2.8 g projeté à une vitesse

de 150 m/s.
Ces études permettent d'identifier les différents matériaux et structures susceptibles de résister à des tirs balistiques. Chaque type de structure a son domaine d'application, dans le cas des plaques métalliques c'est le blindage de véhicules militaires par exemple et dans le cas des composites à base de fibre c'est la protection corporelle comme un casque ou un gilet pare-balle.

1.2.1.2 Impacts de fragments

Le FSP figure 1.2, "fragment Simulating Projectile", provient d'une norme européenne : OTAN Stanag2920. Cette norme définit commme FSP, un projectile qui permet de simuler l'impact d'un fragment sur une structure. Cette norme a un usage militaire et sert à évaluer la résistance à l'impact de protections militaires.
Plusieurs valeurs sont mesurées pour la norme :
- V50 : vitesse où un projectile a 50% de chance de perforer le matériau.
- V0 : vitesse minimale estimée à laquelle le projectile perfore à coup sûr le matériau.
- VLP : vitesse mesurée la plus basse où un projectile perfore le matériau.
- VLNP : vitesse mesurée la plus élevée avant la perforation du matériau.

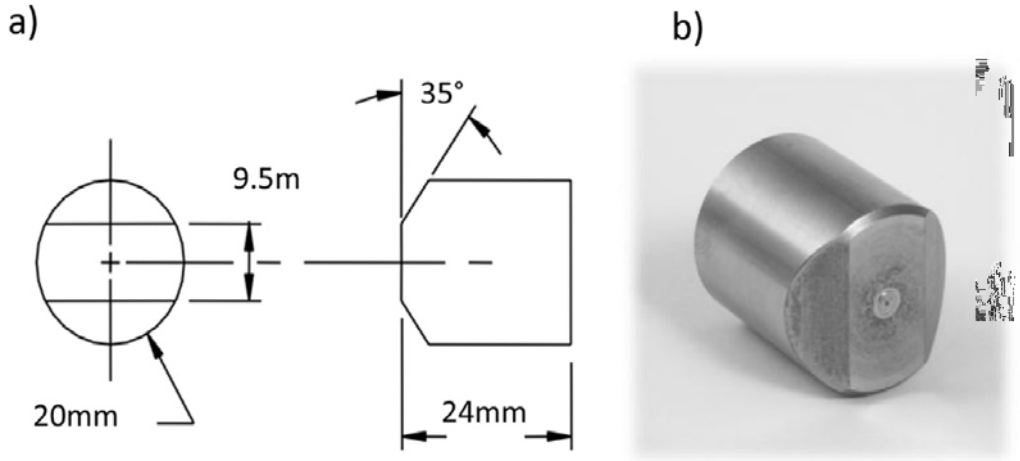


FIGURE 1.2 – (a) Dimension d'un FSP selon Fras et al., (b) Image d'un FSP [10]

Ces valeurs de vitesses sont également utilisées dans les publications qui ont pour sujet l'impact avec des projectiles de type balistique. Pour cela la projectile peut avoir la forme

spécifique montrée sur la figure 1.2. Il peut avoir différentes dimensions, telles que des diamètres différents (8,10,20 mm). Son utilisation peut être effectuée avec différentes vitesses d'impacts (100 à 1000 m/s). Le projectile en fonction de ses dimensions font quelques grammes à quelques centaines de grammes.
On peut citer Breeze et al. (2013)[11] qui travaillent sur la protection du cou des soldats, à l'aide d'impacts de projectiles FSP sur ces protections à des vitesses comprises entre 450 et 600 m/s. Le but dans cette étude est de regarder l'influence des différents matériaux sur la résistance à l'impact en regard de la légèreté de la protection. La V50 de plusieurs types de fibres sont comparées, dont le Kevlar, le Nylon ou le polypropylene.

Ces types de projectiles FSP sont utilisés dans la présente étude mais seront adaptés pour impacter la structure multicouche. Les projectiles auront des formes différentes (hémisphérique, dièdre) pour élargir la gamme de sollicitations en terme d'état de contrainte. Peu d'études abordent l'impact de projectiles sur des structures à des vitesses basses et intermédiaires de l'ordre de 2 à 30 m/s. Pourtant, il y a un intérêt à étudier ces impacts à ces vitesses car elles représentent un enjeu dans le cas de la protection des matériels embarqués comme les batteries par exemple.

1.2.1.3 Influence de la géométrie du projectile

Comme il a été évoqué au début de la bibliographie, de nombreux chercheurs ont étudiés le cas d'une plaque métallique soumise à impact, et ils ont essayé de comprendre de quelle façon se déchire la plaque métallique.

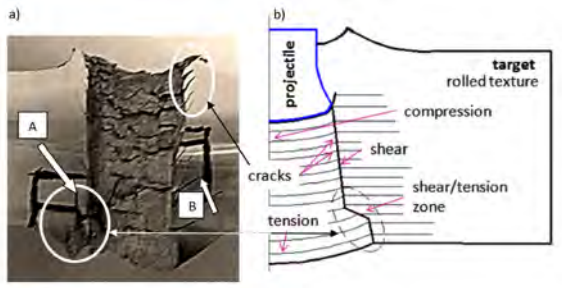


FIGURE 1.3 – (a) Perforation d'un projectile FSP sur une plaque d'aluminium d'épaisseur initiale 40 mm, (b) schéma de la déchirure de la plaque métallique [10]

Fras et al. [10] observent la déchirure d'une plaque d'aluminium AA7020, de 40 mm d'épaisseur, après l'impact d'un projectile FSP à des vitesses comprises entre 400 et 1000

m/s. Ils montrent sur la figure 1.3 le profil de la plaque après l'impact. La pénétration du projectile provoque une déchirure qui intervient essentiellement en cisaillement.
Avec l'apparition de nouveaux modèles de comportement plus précis dans la prédiction du comportement des métaux, T. Fras et Roth [12] proposent d'étudier l'influence de la forme du projectile sur une plaque d'acier MARS300 soumise à des impacts pour des vitesses comprises entre 240 et 290 m/s. Une caractérisation complète du matériau est faite avec l'utilisation d'un modèle de plasticité non associé anisotrope HILL-NAFR et d'un modèle de rupture d'Hosford-Coulomb modifié. Le but de l'étude est de montrer les différents états de contrainte qui apparaissent dans le matériau pendant l'impact ; pour cela un couplage expérimental/numérique est réalisé. La figure 1.4 montre l'évolution des champs de triaxialité dans l'épaisseur de la tôle au moment de l'impact des projectiles en simulation numérique. Plusieurs états de contrainte apparaissent durant l'impact (sur la figure 1.4). Sur la surface impactée l'état qui domine est la compression (en bleu) et sur la face extérieure on retrouve un état de contrainte en traction et traction à déformation plane (respectivement rouge et orange). Fras et al. montrent que la déchirure sur la plaque métallique peut intervenir de différentes façons en fonction de la forme du projectile.

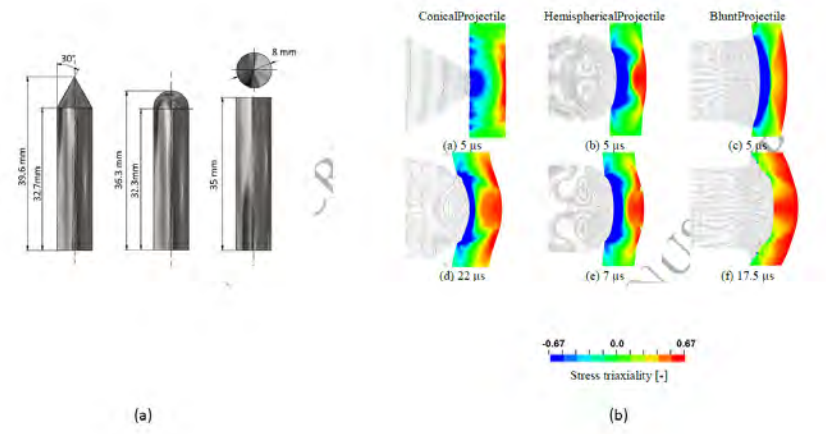


FIGURE 1.4 – (a) Différentes formes de projectiles utilisés pour l'étude de Fras et al. (b) Évolution de la triaxialité des contraintes dans une plaque de Mars300 soumise à l'impact de différentes formes de projectiles [12]

1.2.2 Structures soumises à l'impact

1.2.2.1 Structures à base de fibres

Il existe plusieurs types de structures qui permettent de résoudre la problématique de l'impact de projectiles. Les matériaux composites à base de fibres (aramide, carbone) sont utilisés dans les gilets pare-balles ou les foils des bateaux de courses. Ces structures ont l'avantage d'être légères et très résistantes à l'impact.



FIGURE 1.5 – Étude de résistance à l'impact d'un casque de protection militaire [13]

On peut citer Tham et al. [13] qui ont réalisé des impacts sur un casque de protection militaire fabriqué à partir de Kevlar cf 1.5. Ils soumettent le casque à des impacts avec un projectile sphérique projeté à 205 m/s à l'aide d'un canon. Breeze et al. [11] procèdent à des essais de projectile de type FSP sur une protection pour le cou d'un soldat. Différentes fibres sont testées comme le Kevlar ou le Dyneema.
Ignatova et al. [14] ont également étudié l'impact de projectiles sphériques, à des vitesses comprises entre 130 et 750 m/s, sur une structure composite à base de fibres d'aramide et d'une matrice epoxy, la structure montre une grande capacité à résister au choc. Le choix de ces structures présente des inconvénients, comme la mise en forme de la fibre d'aramide qui nécessite d'être transformée afin d'obtenir le Kevlar.

1.2.2.2 Structures multicouches

L'autre type de structure composite qui existe est la structure multicouche. L'application de ce type de structure est souvent la protection de biens matériels comme les blindages de véhicules ou les coques de bateaux.
Dans la littérature il existe des structures sandwich composées généralement de 3 couches :

deux peaux (qui sont résistantes et rigides) et l'âme (qui est souple et légère). Ce type de structure est utilisé avec une peau composée de carbone ou de métal, et l'âme composée d'un polymère ou d'une mousse.
Par exemple Ren et Tao [15] ont récemment proposé d'étudier l'impact d'un projectile sur une structure sandwich avec deux peaux métalliques et une âme en mousse polymérique. L'étude cherche à montrer le comportement de déchirure de la structure soumise à des impacts à l'aide de la stéréo-corrélation d'images 3D. Une analyse des différents modes de déchirure de la structure est montrée.

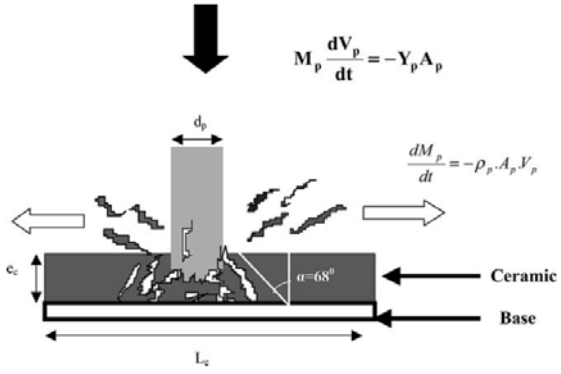


FIGURE 1.6 – Étude de résistance à l'impact d'une structure multicouche composée d'une couche de céramique et d'une plaque métallique [16]

Les matériaux céramiques peuvent être utilisés dans le cas d'impacts à très hautes vitesses comme les tirs balistiques (V > 800 m/s). Al-Qureshi et al. [16] montrent l'intérêt de placer une couche de céramique (en couche impactée) dans une structure composée de céramique et d'une plaque métallique de blindage (cf 1.6), soumise à des impacts balistiques. Cette structure a l'avantage d'être résistante à l'impact et de limiter les effets de température induits par l'impact. Cependant la céramique est un matériau avec une densité importante et elle alourdit la structure.
Dans le domaine des matériaux du génie civil Fallon(2020)[17] propose d'étudier une structure composée d'une première couche de polymère et d'une deuxième couche de béton soumise à des impacts de projectiles cylindriques de quelques grammes projetés à des vitesses de l'ordre de 100 m/s. Le polymère est positionné de telle sorte à être impacté en premier par le projectile. L'étude se concentre sur l'identification d'un modèle qui prédit la perforation de la structure et sur l'optimisation des paramètres géométriques. Cette étude a montré qu'il était possible de retarder la déchirure de la structure à l'aide

de la couche de polymère.
Dans le cadre de la présente étude, différentes configurations de structures multicouches vont être proposées, l'idée de placer une couche polymérique en face impactée va être retenue dans le but d'améliorer les performances d'une protection à base métallique.

1.2.3 Synthèse et choix de matériaux

Dans le cadre de la protection du matériel embarqué du fantassin à des impacts de projectiles de type fragment, il est nécessaire de concevoir une structure qui réponde à toutes les contraintes liées à la sollicitation comme :
- Résister à la perforation du projectile
- Absorber l'énergie de l'impact
- Limiter les effets induits après l'impact
- Limiter la masse de la structure

Dans le cas de ce projet, le projectile doit représenter l'impact d'une roche de quelques kilogrammes à une vitesses de l'ordre de 10 m/s sur du matériel. Il a été montré dans la littérature que les projectiles de type FSP sont utilisés pour représenter ces types d'impact. Pour cette thèse des projectiles de ce types sont utilisés avec des formes différentes (hémisphérique et dièdrique) car la forme a une influence sur la perforation de la structure. Une catapulte va permettre de projeter des projectiles de plusieurs kilogrammes à des vitesses de 10 m/s.

Pour répondre aux contraires liées à ce type d'impact le choix est fait d'étudier une structure multicouche composée d'une couche métallique et d'une couche de polymère. En effet dans la littérature, les structures multicouches sont étudiées dans le cadre de protections de matériels pour les blindages de véhicule ; elles ont montré leur efficacité à dissiper l'énergie d'impact tout en étant résistantes et légères.

Les plaques métalliques sont très étudiées dans le cas d'impacts balistiques ; elles présentent un bon compromis en termes de résistance et d'encombrement. En effet il est possible d'avoir des plaques minces jusqu'à des épaisseurs de moins de 1 mm capables de résister à des énergies d'impacts élevées.
Deux types de métaux sont choisis ; un acier DP450 (d'épaisseur 0.8 mm) et un aluminium AA2024 (d'épaisseur 1.2 mm), ces deux matériaux ont la particularité d'avoir été étudiés

et identifiés lors de la thèse précédente de V. Lafilé [2].

Le polymère va jouer le rôle d'amortisseur sur la structure. La littérature montre que le fait de placer du polymère en couche impactée sur une structure multicouche, peut permettre d'améliorer les performances de celle-ci en terme de perforation et d'énergie d'absorption. C'est pourquoi une étude sur la meilleure configuration de la structure est réalisée.
Deux types de polymères sont choisis, un thermoplastique Nylon PA66 (d'épaisseur 3 mm) et une résine le Poly-DCPD (d'épaisseur 3.4 mm), les deux matériaux ont des épaisseurs différentes mais la même masse surfacique. Le choix des deux matériaux est présenté dans la partie 1.4) Comportement des polymères.

1.3 Comportement de plaques minces métalliques

1.3.1 Généralités

Pour étudier des structures soumises à des impacts de projectiles, il est important de connaître les caractéristiques des matériaux utilisés.
Les aciers Dual phase sont utilisés dans l'industrie automobile pour les pièces de carrosserie nécessitant une bonne résistance mécanique.

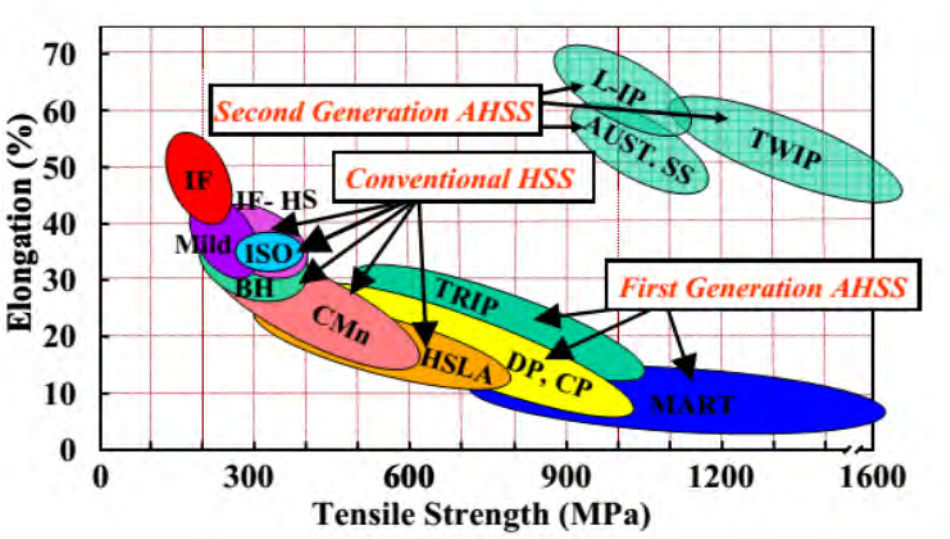


FIGURE 1.7 – Diagramme élongation en fonction de la résistance mécanique pour différents types d'aciers [18]

En effet ces aciers, par leurs microstructures, proposent un bon compromis entre résistance et mise en forme de la pièce, comme on peut l'observer sur la figure 1.7. Un Dual Phase est composé, comme son nom l'indique, de deux phases, de ferrite et de martensite. Ce type de microstructure est obtenu au cours du laminage. Dans la dénomination du matériau le "DP" correspond à "Dual Phase", et le chiffre suivant la dénomination "DP" correspond à la résistance mécanique (MPa) du matériau. L'acier Dual phase étudié lors de cette thèse est le DP450 avec une épaisseurs de 0.8 mm. La composition chimique de ce matériau est :

	C [%]	Si [%]	Mn [%]
DP450	0.08	0.4	1.6

TABLE 1.1 – Composition du Dual phase DP450

Les paramètres de résistance mécanique de ce matériau sont :

	E	ρ	R_e	R_m	A
	$[GPa]$	$[kg.m^{-3}]$	$[MPa]$	$[MPa]$	[%]
D450	210	7800	350	520	>27

TABLE 1.2 – Propriétés mécaniques de l'acier DP450

L'alliage d'aluminium étant 3 fois moins dense qu'un acier, il peut représenter un excellent compromis entre résistance mécanique et légèreté de la structure. Il est largement utilisé dans les structures de l'industrie du transport aéronautique. Des plaques d'aluminium sont également utilisées dans la protection des batteries automobiles.
L'alliage d'aluminium étudié dans cette thèse est un AA2024-T3, dans lequel on retrouve du cuivre et du magnésium permettant d'améliorer les propriétés de résistance mécanique du matériau. L'épaisseur de l'aluminium étudié est 1.2 mm.

	Si [%]	Fe [%]	Cu [%]	Mn [%]	Mg [%]	Autre [%]
AA2024-T3	0.07	18	9	1	2	< 0.05
	E	ρ	R_e	R_m	A	
	$[GPa]$	$[kg.m^{-3}]$	$[MPa]$	$[MPa]$	[%]	
AA2024-T3	71.6	2780	370	470	> 20	

TABLE 1.3 – Composition chimique et propriétés mécaniques de l'aluminium AA2024-T3

1.3.2 Modèles de comportement

1.3.2.1 Modèles existants

La littérature propose un large choix de modèles de plasticité avec des critères de plasticité isotrope ou anisotrope, des lois d'écoulements associées ou non-associées et des lois d'écrouissages de différentes formes.
En général, les modèles de plasticité sont composés d'un critère de plasticité, qui délimite le domaine dans lequel le matériau est élastique, une loi d'écoulement qui donne la direction dans lequel le matériau va plastifier, et une loi d'écrouissage qui définit le niveau de la contrainte d'écoulement plastique du matériau.
La fonction de la surface de charge f est définie avec la formule suivant :

$$f[\sigma, k] = \overline{\sigma} - k = 0 \tag{1.1}$$

avec $\overline{\sigma}$ la contrainte équivalente qui dépend du critère choisi et k le seuil de plasticité. La direction d'écoulement est définie par le pseudo-potentiel g :

$$d\varepsilon_p = d\lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma} \tag{1.2}$$

avec λ le multiplicateur plastique et $d\varepsilon_p$ l'incrément plastique. Généralement la fonction g est de la même forme que la fonction f, cela signifie que le modèle est associé , dans le cas contraire celui-ci est dit non-associé.
Le critère isotrope le plus connu est le critère de Von-Mises qui est défini par $\overline{\sigma}_{VM} = \sqrt{3J_2}$ avec J_2 le deuxième invariant du tenseur des contraintes. Le critère de Tresca est également un critère isotrope auquel on attribut souvent une meilleur capacité à décrire les états de cisaillement. Il existe d'autres critères comme celui d'Hosford [19](1972) ou celui de Hill quadratique ou ainsi que le critère de Drucker-Prager utilisé pour les matériaux bétons.
Des recherches ont montré que certaines plaques métalliques ont un comportement anisotrope, les critères de Hill [20](1948) ou Barlat [21] permettent entre autres de modéliser cette anisotropie.
Dans le cas d'impacts sur des plaques métalliques, le modèle d'écrouissage le plus utilisé est le modèle de Johnson-Cook [22]. Ce modèle empirique a l'avantage d'être facile à identifier et complet quant à la description d'une tôle sollicitée en dynamique. Il possède plusieurs composantes multiplicatives, une composante qui correspond à la forme de

l'écrouissage, une composante qui décrit la sensibilité à la vitesse de déformation et une composante qui décrit l'adoucissement thermique au cœur du matériau.
Dans le cadre du projet de thèse, le choix d'un modèle de plasticité anisotrope de HILL non-associé est fait pour modéliser le comportement du DP450. Ce modèle a été proposé par Stoughton (2002)[23] puis amélioré par Mohr et al. (2010) [24]. Ce modèle a l'avantage de décrire de façon précise l'anisotropie des aciers soumis à des sollicitations complexes.
Dans le cas de l'aluminium, le choix d'un modèle associé Yld2000-3D est fait, le modèle de plasticité est associé avec un critère de plasticité anisotrope. Celui-ci a été développé par Barlat et al. [21] et généralisé par Dunand et al. [25] ; tout comme le modèle de Hill, il décrit de façon précise l'anisotropie des aluminiums pour des chargements complexes, il a l'inconvénient d'avoir beaucoup de paramètres à identifier.
Une loi mixte Swift-Voce est utilisée pour les deux matériaux, car elle permet avec le paramètre α de pondérer l'écrouissage entre une loi de type Swift (1952)[26] et une loi de type Voce (1948) [27]. L'influence de la vitesse de déformation est introduite dans l'ensemble des deux modèles par Roth et al. (2014)[28] sous la forme d'une composante multiplicative de type Johnson-Cook.
Les modèles de plasticité choisis sont calibrés à l'aide d'essais expérimentaux automatisés où des géométries spécifiques d'éprouvettes sont utilisées. Classiquement, les paramètres du critère de plasticité et de la loi d'écrouissage sont identifiés à l'aide d'essai de traction simple sur une forme d'éprouvette classique figure 1.8(a) . Dans le cas d'un critère de plasticité anisotrope des essais de traction sont réalisés suivant différentes directions par rapport à la direction de laminage du matériau (tous les 15° entre 0° et 90° par rapport à la direction de laminage). Cela permet notamment d'identifier les paramètres de Lankford.
Les formes d'éprouvette NT6, NT20, figure 1.8(d) et avec un trou central figure 1.8(e), permettent la validation du modèle à l'aide d'une étude couplée entre résultats expérimentaux et simulation numérique.

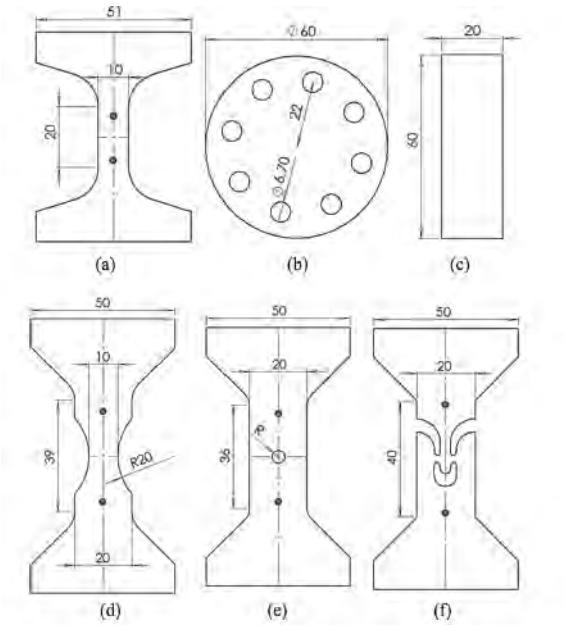


FIGURE 1.8 – Éprouvettes permettant l'identification et la validation des modèles, cf. Roth et Mohr [29]

1.3.2.2 Modèle de plasticité Hill non-associée : acier DP450

La fonction de la surface de charge est définie par la formule 1.1, la contrainte équivalente de Hill [20] est calculée de la façon suivante :

$$\overline{\sigma} = \overline{\sigma}_{Hill} = \sqrt{(P\sigma) \cdot \sigma} \tag{1.3}$$

avec la contrainte de Cauchy σ et P la matrice d'anisotropie :

$$\sigma = [\sigma_0 \quad \sigma_{90} \quad \sigma_n \quad \tau \quad \tau_{0n} \quad \tau_{90n}]^T \tag{1.4}$$

$$P = \begin{bmatrix} 1 & P_{12} & -(1+P_{12}) & 0 & 0 & 0 \\ P_{12} & P_{22} & -(P_{22}+P_{12}) & 0 & 0 & 0 \\ -(1+P_{12}) & -(P_{22}+P_{12}) & 1+2P_{12}+P_{22} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & P_{33} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 3 \end{bmatrix} \tag{1.5}$$

Les paramètres P_{12}, P_{22} et P_{33} de la matrice d'anisotropie peuvent être déterminés à l'aide d'essais de traction classiques et d'un essai de traction équi-biaxial. Les essais sont réalisés sur des éprouvettes découpées suivant 7 directions de 0 à 90 degrés par rapport à la direction de laminage.
La fonction g est introduite dans la définition de la direction de l'écoulement (cf expression 1.2) :

$$g(\sigma) = \sqrt{(G\sigma) \cdot \sigma} \tag{1.6}$$

avec σ la contrainte de Cauchy et G la matrice d'orientation qui est de la même forme que le matrice d'anisotropie P. Les paramètres G_{12}, G_{22}, G_{33} correspondent à leur définition classique de Hill, et peuvent être exprimés à partir des coefficients de Lankford. Les coefficients de Lankford sont calculés à l'aide des résultats des essais de traction réalisés selon différentes orientations par rapport à la direction de laminage.
Pour la matrice P (resp. G), les valeurs $P_{12} = -0.5$, $P_{22} = 1.$ et $P_{33} = 3.$ permettent d'obtenir un comportement isotrope au sens de von Mises. Pour l'acier DP450, les paramètres P et G sont donnés dans les tableaux suivants 1.4

	P_{12}	P_{22}	P_{33}	G_{12}	G_{22}	G_{33}
DP450	-0.5	1.0	3.0	-0.465	1.019	2.915

TABLE 1.4 – Paramètres d'anisotropie de l'acier DP450

1.3.2.3 Modèle de plasticité Yld2000-3d : aluminium AA2024

La fonction de la surface de charge est définie dans la formule 1.1, la contrainte équivalente du modèle Yield2000 est calculée de la façon suivante :

$$\overline{\sigma}[\sigma] = \frac{1}{2^{\frac{1}{\alpha}}}(\phi'(s') + \phi''(s''))^{\frac{1}{\alpha}} \tag{1.7}$$

Où s' et s'' correspondent aux vecteurs déviateurs des contraintes transformés linéairement à l'aide de deux matrices de transformation L' et L''. Dans chacune des matrices des paramètres α_i sont à identifier expérimentalement. Lua et al. (2012)[30] montrent dans le cas des contraintes planes que les paramètres α_9,α_{10},α_{11},α_{12} sont égaux à 1. Les autres

paramètres α de 1 à 8 sont identifiés à l'aide des coefficients de Lankford, et les limites élastiques des essais de tractions uniaxiales de 0°, à 90° par rapport à la direction de laminage (cf tableau 1.5). La démarche d'identification est présentée par Gorji et al(2018)[31], les paramètres identifiés pour l'aluminium AA2024 sont présentés dans le tableau 1.6.

	r_0 [-]	r_{45} [-]	r_{90} [-]	$\sigma_{y,0}$ [MPa]	$\sigma_{y,45}$ [MPa]	$\sigma_{y,90}$ [MPa]	$\sigma_{y,EB}$ [MPa]
AA2024	0.659	0.967	0.547	355	320	327	370

TABLE 1.5 – Paramètres de Lankford et limites élastiques du AA2024

	α [-]	α_1 [-]	α_2 [-]	α_3 [-]	α_4 [-]	α_5[-]	α_6[-]
AA2024	8	0.912	1.014	1.008	1.046	0.990	0.841
	α_7 [-]	α_8 [-]	α_9 [-]	α_{10} [-]	α_{11} [-]	α_{12} [-]	
AA2024	1.039	1.139	1.0	1.0	1.0	1.0	

TABLE 1.6 – Paramètres α du AA2024

1.3.2.4 Loi d'écrouissage mixte Swift-Voce

Pour modéliser l'écrouissage de l'acier DP450 et de l'aluminium AA2024, une loi d'écrouissage isotrope mixte Swift-Voce est choisie [26][27].

Avec la loi puissance Swift :

$$k_S[\overline{\varepsilon_p}] = A(\overline{\varepsilon_p} + \varepsilon_0)^n \tag{1.8}$$

la loi exponentielle de Voce :

$$k_V[\overline{\varepsilon_p}] = k_0 + Q(1 - e^{-\beta\overline{\varepsilon_p}}) \tag{1.9}$$

et la loi mixte entre Swift/Voce pondérée par un paramètre α :

$$k[\overline{\varepsilon_p}] = \alpha A(\overline{\varepsilon_p} + \varepsilon_0)^n + (1-\alpha)(k_0 + Q(1 - e^{-\beta\overline{\varepsilon_p}})) \tag{1.10}$$

Les paramètres de la loi sont identifiés à l'aide de différents essais de traction uniaxiaux et équi-biaxial. Les paramètres, identifiés pour le DP450 et l'AA2024, sont donnés dans le tableau suivant : 1.7 :

	A(MPa)	ε_0	n	Q(MPa)	β	k_0(MPa)	α
DP450	838	0.004	0.201	273	17.6	308	0.907
AA2024	798	0.018	0.202	240	10.8	364	0.368

TABLE 1.7 – Paramètres d'écrouissage du DP450 et du AA2024

La sensibilité à la vitesse de déformation est prise en compte à l'aide du modèle de Johnson-Cook :

$$\left[1 + Cln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right] \tag{1.11}$$

avec C et $\dot{\varepsilon}$ deux paramètres à identifier.
Il a été montré dans la thèse de V.Lafilé que l'aluminium AA2024 n'était pas sensible à la vitesse de déformation, contrairement à l'acier DP450.
Les paramètres identifiés pour l'acier DP450 sont présentés dans le tableau suivant 1.8 :

	$\dot{\varepsilon}$ [/s]	C [-]
DP450	0.0022	0.017

TABLE 1.8 – Paramètres du modèle de Johnson-Cook pour le DP450

1.3.3 Modèles de déchirure

1.3.3.1 Modèles existants

Les premiers modèles phénoménologiques de déchirure ductile sont apparus il y a une cinquantaine d'année, avec les modèles de Rice et Tracey (1969) [32], Gurson (1977)[33] et Rousselier (1987)[34]. Le principe de leurs modèles est de définir un critère de rupture en fonction de l'accroissement de la porosité ; ils ont également introduit la notion de triaxialité des contraintes pour définir le champ de sollicitations.
Avec la démocratisation des codes de calculs, des modèles de déchirure ont pu être implémentés. Grâce à cela, Wierzbicki et al. (2005)[35] proposent une comparaison de 7 modèles de déchirure sur un aluminium 2024-T3. Ils comparent notamment les modèles CLF (courbe limite de formage), Johnson-Cook[36], Cockcroft et Latham (1968)[37] et le modèle de Xue et al. [38].

Bai et Wierzbicki (2008) [39] montrent que la déformation à l'instant de déchirure, sur un aluminium AA2024-T3, peut dépendre de l'état de contrainte, lui même défini non seulement par la triaxialité des contraintes mais aussi par l'angle de Lode. A partir de là, ils proposent en 2010 [40] de transformer le critère de Mohr-Coulomb afin de l'adapter à la déchirure des matériaux ductiles.

Le modèle de déchirure choisi pour le projet est une extension de ce dernier, le modèle d'Hosford-Coulomb, développé par Mohr et Marcadet (2015) [1]. Mohr et Marcadet ont adapté le critère de Mohr-Coulomb modifié (2010 [40]), en remplaçant le critère de Tresca par le critère d'Hosford (1972) [19].

1.3.3.2 Modèle d'Hosford-Coulomb

Le modèle d'Hosford-Coulomb définit la déformation effective de déchirure suivante :

$$\bar{\varepsilon}_f^{pr}[\eta,\bar{\theta}] = b(1+c)^{\frac{1}{n}}\left(\frac{1}{2}\left((f_1-f_2)^a+(f_2-f_3)^a+(f_1-f_3)^a\right)^{\frac{1}{a}}+c(2n+f_1+f_3)\right)^{\frac{1}{n}} \tag{1.12}$$

où :

$$f_1 = \frac{2}{3}cos\left[\frac{\pi}{6}(1-\bar{\theta})\right] \tag{1.13}$$

$$f_2 = \frac{2}{3} cos\left[\frac{\pi}{6}(3+\overline{\theta})\right] \tag{1.14}$$

$$f_3 = \frac{2}{3} cos\left[\frac{\pi}{6}(1+\overline{\theta})\right] \tag{1.15}$$

avec a,b,c et n des paramètres à identifier expérimentalement, η la triaxialité et $\overline{\theta}$ l'angle de Lode définie ci-dessous :
- La triaxialité :

$$\eta = \frac{\sigma_h}{\overline{\sigma}} \tag{1.16}$$

avec σ_h est la contrainte hydrostatique et $\overline{\sigma}$ la contrainte au sens de Von-Mises.
- L'angle de Lode :

$$\overline{\theta} = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}} \tag{1.17}$$

avec $J_3 = det(S)$, le troisième invariant du déviateur des contraintes $S = \sigma - (tr\sigma/3)I_d$.

Pour un état de contrainte plane, l'angle de Lode et la triaxilaité sont liés par la relation suivante :

$$\overline{\theta} = 1 - \frac{\pi}{2} arccos\left[-\frac{27}{2}\eta(\eta^2 - \frac{1}{3})\right] \tag{1.18}$$

Les paramètres a,b et c sont identifiés à l'aide des valeurs de déchirure obtenues expérimentalement avec les essais de cisaillement ($\overline{\varepsilon}_f^{SH}$) de traction à déformation plane ($\overline{\varepsilon}_f^{PST}$), de traction uni-axiale et équi-biaxiale ($\overline{\varepsilon}_f^{UT}$,$\overline{\varepsilon}_f^{EBT}$). Le paramètre n est généralement fixé, $n = 0.1$. Les paramètres sont ensuite ajustés à partir des formules suivantes :

$$\overline{\varepsilon}_f^{SH} = b\left(\sqrt{3}\frac{1+c}{(1+2^{a-1})^{\frac{1}{a}}}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{1.19}$$

$$\overline{\varepsilon}_f^{UT} = b \tag{1.20}$$

$$\overline{\varepsilon}_f^{PST} = b\left(\sqrt{3}\frac{1+c}{(1+2^{a-1})^{\frac{1}{a}}} + 2c\right)^{\frac{1}{n}} \tag{1.21}$$

$$\overline{\varepsilon}_f^{EBT} = b \tag{1.22}$$

Les paramètres identifiés pour l'acier DP450 et l'aluminium AA2024 sont présentés dans le tableau 1.9.

	a [-]	b [-]	c [-]	n [-]
DP450	1.45	1.35	0.038	0.1
AA2024	1.37	0.018	0.202	0.1

TABLE 1.9 – Paramètres du modèle d'Hosford-Coulomb identifiés pour les matériaux DP450 et AA2024

1.3.4 Synthèse sur le choix des modèles et des essais d'identification

Le choix des modèles de comportement et de rupture a conduit à sélectionner les modèles de plasticité de Hill-NAFR et Yield2000, ainsi que le modèle de rupture ductile de Hosford-Coulomb, notamment pour l'automatisation des essais et de l'identification des paramètres qui existent sur le site de ETH Zurich. Cependant :
- Le comportement aux grandes déformations est primordial pour l'identification des paramètres d'écrouissage, alors que peu d'essais garantissent un chargement proportionnel et ce jusqu'aux grandes déformations voire la déchirure.

- La sollicitation en traction à déformation plane sur les plaques métalliques, correspond au point le plus bas du modèle d'Hosford-Coulomb [1], dans la vallée bi-axiale. C'est donc un résultat d'essai essentiel pour l'identification. Un essai en quasi-statique (cf Grolleau et al. [41]) permet d'identifier ce point précisément. Mais il n'y a pas d'essai permettant d'identifier cette valeur en dynamique.

Dans ce projet, un essai de cisaillement (Chapitre 2 partie 1) est proposé permettant d'étudier les grandes déformations sur les plaques métalliques.
L'essai de traction à déformation plane est adapté aux grandes vitesses de déformation

(Chapitre 2 partie 2) pour identifier la déchirure en dynamique pour des vitesses de déformations de l'ordre de 200 /s.

1.4 Comportement des polymères

Les études menées sur les polymères sont nombreuses car leurs usages concernent des applications très variées. L'objectif est ici d'étudier les polymères dans un contexte d'impacts. Les études intéressantes portent sur la plasticité des polymères et leurs comportements en dynamique.

1.4.1 Comportements en plasticité et en dynamique des polymères

La littérature n'est pas très riche sur les études des polymères soumis à des impacts. Cependant Dubois et al. (2005) [42] propose une étude comparative entre deux types de plastiques (un élastomère et un thermoplastique) soumis à l'impact de projectiles. Il met en évidence les modèles qui existent, dans le logiciel de calcul LS-DYNA, et qui permettent de décrire le comportement plastique des polymères.
On peut également citer Arriaga et al. (2010)[43] qui proposent d'étudier une poutre en polypropylene soumise à une flexion dynamique à une vitesse de 2.2 m/s. Ils ont identifié les caractéristiques du polypropylene en traction en quasi-statique et en dynamique ($\dot{\varepsilon} = 120/s$).
Certains polymères présentent une bonne capacité à résister à l'impact, c'est le cas du polyamide PA66. Le Nylon PA66 a notamment été étudié par Xu et al. (2020) [44]. Ils ont réalisé des essais aux barres d'Hopkinson sur du PA66 et sur du polyéthylène à des vitesses de déformation de l'ordre de 2000 /s. Ils montrent que le Nylon PA66 présente une forte sensibilité à la vitesse de déformation, et est 2 fois plus résistant que le polyéthylène.

Afin de choisir les polymères à étudier dans la structure, il est nécessaire de connaître les familles de polymères. Les principales familles de polymères sont les thermoplastiques, les thermodurcissables et les élastomères. Chaque polymère présente des caractéristiques propres à son utilisation :

- Les thermoplastiques ont une capacité à être très résistants Re $>$ 50 MPa et ils

sont recyclables. Ces capacités mécaniques s'expliquent par leurs microstructures semi-cristallines. On retrouve alors ces plastiques dans l'industrie de l'automobile comme pare-choc par exemple. Exemple de thermoplastique : Polyamide, polypropylène, polycarbonate.

- Les thermodurcissables sont généralement sous forme de résine liquide et sont faciles à mettre en forme, ils sont utilisés dans les matrices de composite afin de les renforcer. Leurs microstructures amorphes entrainent le fait que la résine ne peut pas être recyclée. La résine la plus utilisée est l'époxy, que l'on retrouve dans l'industrie navale et automobile.

- Les élastomères ont également une microstructure amorphe réticulée, mais une contrainte d'écoulement très basse. Ils sont essentiellement utilisés pour la fabrication des pneus car ils ont une grande capacité à ce déformer.

Dans le cadre de la thèse, l'entreprise Rennaise DEMETA a proposé que son matériau soit étudié. DEMETA développe une résine le Nextene, (thermodurcissable) avec comme nom chimique le polyDicyclopentadiène (pDCPD). Leur innovation réside dans la formulation des catalyseurs de la réaction de polymérisation, caractérisée par un impact environnemental réduit.
Le pDCPD a été étudié par Knorr et al. (2015)[3]. Ils ont soumis ce matériau à des tirs balistiques. Ils ont évalué les performances du pDCPD en le comparant à deux autres types de résines de type époxy. Ils ont montré que le pDCPD avait une grande capacité à absorber les énergies d'impacts.

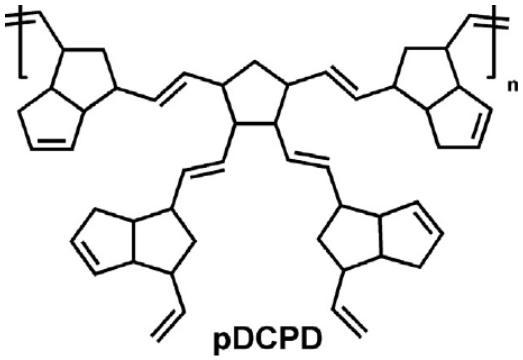


FIGURE 1.9 – Visualisation d'un monomère du pDCPD [3]

Pour le projet il a été choisi de comparer la résine Nextene (thermodurcissable) avec un Nylon PA66, thermoplastique résistant aux impacts de projectiles.

1.4.2 Modèles de comportement

1.4.2.1 Modèles existants

Un modèle de comportement est défini par son critère de plasticité, la loi d'écoulement et la loi fonction d'écrouissage. Dans le cas des polymères, et particulièrement dans le cas des impacts, le critère de plasticité doit traduire le fait que les polymères sont sensibles à la pression hydrostatique comme cela a été montré par G'SELL et al. (1973) [45].
Il est donc important d'avoir un critère qui puisse décrire le comportement en traction, compression et cisaillement par la surface de charge.
Le modèle de Drucker-Prager (1951)[46] propose de décrire le comportement élastique des matériaux bétons et granulaires avec le critère :

$$f = \sqrt{J_2} + \mu P_h - \sigma_0 \tag{1.23}$$

Où f est la fonction de la surface de charge, J_2 est le deuxième invariant du déviateur des contraintes, μ est un paramètre à identifier, P_h est la pression hydrostatique et σ_0 est la limite élastique du matériau.
Le modèle de Desphande-Fleck (2000)[47] décrit également le comportement avec la prise en compte de la sensibilité hydrostatique du matériau. Le modèle a été développé pour décrire le comportement des mousses, avec le critère :

$$\sigma_y = \sigma_p + \gamma \frac{\overline{\varepsilon}}{\varepsilon_D} + \alpha_2 \left(\frac{1}{1 - \left(\frac{\overline{\varepsilon}}{\varepsilon_D} \right)^{\beta}} \right) \tag{1.24}$$

Où σ_p, α_2,γ et β sont des paramètres matériaux. ε_D est la déformation de densification définie par :

$$\varepsilon_D = -ln \left(\frac{\rho_f}{\rho_{f0}} \right) \tag{1.25}$$

Avec ρ_f qui correspond à la densité de la mousse et ρ_{f0} correspond à la densité de la mousse vierge.
Plus récemment Balieu et al. (2013) [48],(2014)[49],(2015)[50] proposent un modèle de comportement pour les matériaux polymères semi-cristallin basé sur la sensibilité à la

pression hydrostatique, le caractère visco-élastique du polymère et sur sa sensibilité à la vitesse de déformation.
La surface de charge du modèle est définie par :

$$f = \frac{(\eta - 1)I_1 + \sqrt{(\eta - 1)^2 I_1^2 + 12\eta J_2}}{2\eta(1 - D)} - \sigma_t - R \tag{1.26}$$

Avec

$$\eta = \frac{\sigma_c}{\sigma_t} \tag{1.27}$$

Où σ_c la limite élastique en compression, σ_t la limite élastique, I_1 est le premier invariant du tenseur des contraintes nominales, J_2 le second invariant du tenseur déviatorique des contraintes, D correspond à la variable d'endommagement et R à la fonction de l'écrouissage.
Ils réalisent des essais de traction/compression en quasi-statique et dynamique avec différentes formes d'éprouvettes afin d'identifier les paramètres du modèle.
L'inconvénient pour ce modèle est qu'il n'est pas implémenté directement dans un code de calcul et il nécessite d'être identifié à l'aide de plusieurs essais.

1.4.2.2 Modèle choisi : SAMP

Dans le code de calcul du logiciel commercial LS-DYNA, plusieurs modèles de comportement sont proposés pour décrire le comportement visco-plastique des polymères. C'est notamment le cas de la loi SAMP :"Semi Analytical Model for Polymere" développée par Dubois et al. [51][42]. Dubois et al. (2005)[51][42] proposent ce modèle qui prend en compte le phénomène de dissymétrie du comportement sur les polymères, la sensibilité à la vitesse de déformation et la variation du volume. Le modèle est inspiré du modèle de Drucker-Prager afin d'être adapté aux polymères, il peut en effet être décrit comme un modèle de Drucker-Prager par morceaux.

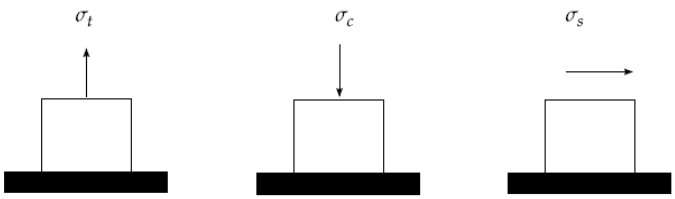


FIGURE 1.10 – Essais préconisés pour identifier la loi SAMP [51]

Dubois et al. montrent à travers leur étude, que le modèle SAMP est simple à identifier car il suffit d'effectuer 3 types d'essais : la traction, la compression et le cisaillement (cf figure 1.10). Une de ses qualités réside dans la capacité à utiliser directement les résultats d'essais sans étape d'identification de paramètres.

Dans le chapitre 3, une description plus approfondie du modèle est présentée avec la surface de charge, le pseudo-potentiel plastique et la méthode pour décrire le comportement plastique du matériau. Les essais nécessaires à son identification sont également montrés, avec notamment l'essai de traction, l'essai de compression en quasi-statique/dynamique et l'essai de cisaillement.
Ce modèle va permettre de décrire le comportement de la résine Nextene soumise à des impacts de fragment.

1.5 Synthèse et choix scientifiques

La bibliographie s'est focalisée sur les études des impacts de structures. Il a été retenu que l'une des façons les plus efficaces pour résister à l'impact d'un projectile est de concevoir une structure multicouche.
La structure de multicouche étudiée est composée d'une couche métallique et d'une couche de polymère.
Les métaux AA2024 et DP450 sont utilisés pour l'ensemble de l'étude, ces matériaux ont l'avantage d'avoir déjà été identifiés lors de la thèse précédente [2]. Le deuxième chapitre de la thèse propose d'étudier le comportement de ces matériaux avec deux nouveaux essais : une extension de l'utilisation de l'essai de cisaillement simple aux grandes déformations, ainsi qu'une extension de l'essai de traction à déformation plane de type mini Nakazima en dynamique.

Les polymères Nylon PA66 et Nextene pDCPD sont utilisés pour la couche de polymère. Le Nylon Pa66 présente des caractéristiques mécaniques intéressantes pour un polymère thermoplastique. La résine Nextene est un polymère thermodurcissable et présente également des caractéristiques intéressantes en terme d'absorption d'énergie à l'impact. Une caractérisation mécanique originale du Nextene est présentée dans le chapitre 3 ; où l'identification du modèle SAMP est réalisée.

Une étude [17] a montré que le fait d'ajouter une couche souple sur une couche rigide permet d'améliorer les performances de la structure à l'impact ; le choix d'ajouter une couche de polymère en couche impactée a été retenu. Le Chapitre 4 présente l'étude des impacts sur la structure multicouche, à l'aide d'une catapulte qui projette des projectiles représentant un fragment. Cette étude va montrer l'intérêt de placer une couche de polymère en face impactée.

Chapitre 2

Caractérisation des plaques minces métalliques

Sommaire

2.1 Étude du cisaillement séquencé en quasi-statique 35

2.1.1 Introduction 35

2.1.2 Étude numérique 40

2.1.2.1 Maillages/lois de comportement 40

2.1.2.2 Comparaison d'une éprouvette entaillée avec une éprouvette rectangulaire 41

2.1.2.3 Détermination de la zone de référence de mesure des déformations 47

2.1.2.4 Validation du principe de cisaillement séquencé 50

2.1.3 Essai expérimental du cisaillement séquencé 53

2.1.3.1 Dispositif expérimental 53

2.1.3.2 Application du cisaillement séquencé 55

2.1.4 Conclusion 59

2.2 Étude de la déchirure en traction à déformation plane en dynamique 61

2.2.1 Introduction 61

2.2.2 Mise en place expérimentale 63

2.2.3 Résultats expérimentaux 64

2.2.3.1 Validation du dispositif 64

2.2.3.2 Champs de déformation 67

2.2.3.3 Instant de la déchirure 68

2.2.3.4 Mesures de la force de contact entre le poinçon et la tôle 69

2.2.3.5 Vitesse et trajet de déformation 70

2.2.4 Simulation numérique de l'essai de traction à déformation plane 73
2.2.5 Simplification de la mesure, d'une corrélation 3D à 2D 78
2.2.6 Conclusion 80

2.1 Étude du cisaillement séquencé en quasi-statique

2.1.1 Introduction

Le cisaillement est un comportement mécanique primordial dans l'étude des impacts de structures comme le rappelle récemment T. Fras et al. [10]. Au delà, cet état de contrainte est régulièrement l'objet de travaux de recherche dès lors que les grandes déformations, la rupture, ou l'écrouissage cinématique sont sujet de l'étude. On pourra citer notamment le domaine de la mise en forme qui s'étend par exemple d'un constituant électronique en cuivre de 0.1 mm d'épaisseur en microélectronique aux éléments de structures d'une automobile en DP1000 et d'épaisseur 1.5 mm [40].

Même si nous limitons notre travail aux tôles métalliques, la grande variété des sujets d'étude combinée à la multitude de comportements et d'épaisseurs possibles de matériaux, expliquent la grande variété de dispositifs de cisaillement proposés sans qu'aucun ne semble avoir pu s'imposer faute de pouvoir répondre de façon optimale aux diverses exigences de chaque étude, Cf. Yin et al. [52]. Ainsi, au moins 4 grandes familles de dispositifs peuvent être distinguées comme l'ont proposé récemment Yin et al. [52] ou Thuillier et al.[53] dont on reproduit une figure ci-dessous 2.1 :

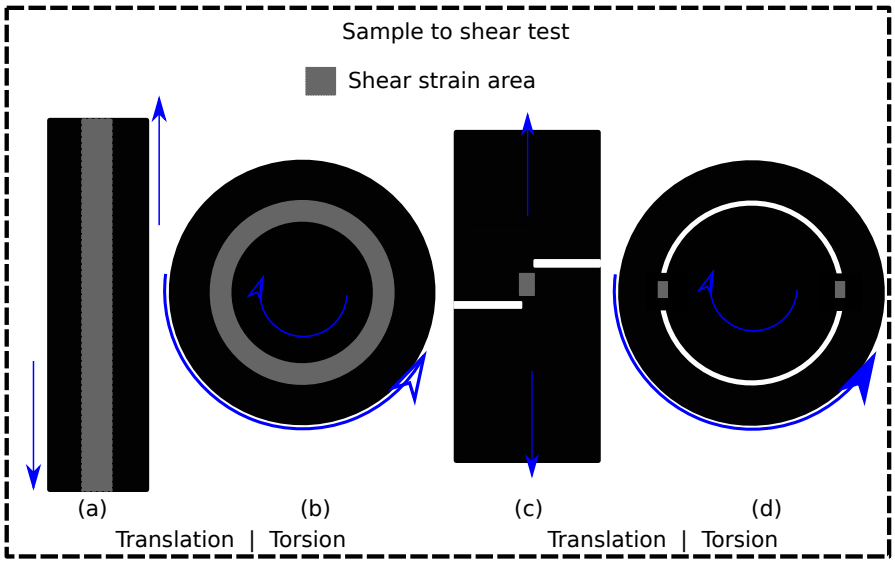


FIGURE 2.1 – Schéma des éprouvettes utilisées pour l'étude du cisaillement des plaques minces métalliques

Une première catégorie regroupe les cinématiques de translation (types a et c figure 2.1.
Les éprouvettes de cisaillement simple (type a) sont les plus anciennement utilisées. Elles ont fait l'objet d'études approfondies par Bouvier et al. [54] [55] [56] et Vegter et al. [57] pour définir les effets de leur élancement, rapport entre longueur et largeur cisaillée, ou de la géométrie du bord libre. Ces éprouvettes sont régulièrement utilisées pour déterminer le comportement plastique (écrouissage, effet Baushinger) mais leur usage est limité. Comme le montrent Bouvier et al.[54] [56], les bords libres en extrémité de la zone cisaillée sont soumis à des sollicitations en traction ou traction-plane, ce qui peut conduire à des strictions ou amorces de rupture locales ainsi qu'à l'arrachement de l'éprouvette des mors. Ces phénomènes limitent le niveau de déformation maximal atteignable avec ces éprouvettes. Par exemple, les déformations effectives atteignables sont de 0.3 pour le DP450 et de 0.12 pour le AA2024, comme on le verra plus tard, alors que les déformations à déchirure sont estimées être au moins égales à 1.2 pour le DP450 et de 0.5 pour le AA2024 (cf thèse V.Lafilé [2]). Cependant, avant l'apparition de ces phénomènes, Vegter et al.[57] comme Bouvier et al.[54] montrent à l'aide de simulations numériques que la contrainte et la déformation de cisaillement sont homogènes le long de la zone cisaillée hormis aux niveaux des bords libres. Ils préconisent d'utiliser des éprouvettes dont le rapport de la longueur sur la largeur cisaillée (entrefer) est supérieur à 10, Yin et al. [52] montrent qu'un rapport d'élancement supérieur à 3.0 est suffisant lorsque la DIC est employée pour mesurer la déformation. Avec un ratio supérieur à 8, on observe un écart de 2% entre la contrainte de cisaillement calculée au centre de l'éprouvette et la contrainte moyenne F/S, rapport de la force de réaction sur la section S de l'éprouvette, qui sont les seules grandeurs observables expérimentalement. Vegter et al.[57] montrent également que la réalisation d'entailles sur les bords libres de l'éprouvette retarde l'apparition des effets dus à l'apparition des zones en traction sur les bords libres, mais nuisent à l'homogénéité du champ de déformation le long de l'axe de l'éprouvette. Cette dernière conclusion n'est cependant pas partagée par Yin et al. [52]. Le maintien en position des éprouvettes par serrage est également un point délicat sur ce type de dispositif et complique la réalisation d'essais sur des nuances d'acier à haute limite élastique.

Les éprouvettes de cisaillement simple avec entailles (type c) comme proposées dans la norme ASTM B831 par exemple, sont étudiées notamment par Wierzbicki et al. [58], Roth et al. [59], Zhang et al. [60] Noder et al. [61]. Les éprouvettes de type c partagent

avec les géométries a et d d'avoir un bord libre en extrémité de zone cisaillée, avec pour conséquence de réduire l'homogénéité des champs mécaniques le long de la zone de cisaillement. Il est possible de les utiliser pour identifier le comportement mécanique en cisaillement comme le montrent Yin et al. [52] et Noder et al. [61]. Cependant, ces éprouvettes présentent un rapport l'élancement réduit souvent de l'ordre de 3 à 5, et leur usage est souvent mis en avant pour leur capacité à permettre une sollicitation en cisaillement jusqu'à la rupture, surpassant sur ce point les éprouvettes classiques de type a. Ainsi, Roth et al. [59], grâce à une étude numérique très vaste, proposent trois géométries différentes selon le niveau de ductilité de la tôle métallique. Ces géométries doivent permettre d'assurer un trajet de cisaillement jusqu'à rupture, rupture qui peut être étudiée indépendamment selon toute direction par rapport à la direction de laminage. Yin et al. [52] soulignent que les rotations des directions principales des contraintes peuvent cependant affecter les résultats aux plus grandes déformations.

La seconde catégorie d'éprouvettes regroupe les géométries pour lesquelles une cinématique de rotation est mise en œuvre pour des essais de torsion dans le plan.
Parmi cette catégorie, les géométries avec entaille circonférentielle partielle (type d) ont des propriétés proches des éprouvettes de type c. Elles ont en commun un faible rapport d'élancement et les géométries des bord libres. C'est le cas dans l'étude proposée par Kim et al. [62] et Cf. Yin et al. [63]. Mais ces éprouvettes profitent d'une grande rigidité du montage qui est de plus naturellement équilibré en couple. La géométrie de type d, de torsion avec entaille circulaire, est donc naturellement utilisée pour les mêmes usages, avec une prédilection pour l'étude de la rupture.

Les éprouvettes de type b, ont une gorge circulaire usinée dans l'épaisseur, afin de de localiser la déformation, elles sont sans entaille circulaire et donc dénuées de bord libre. Elles ont été initialement proposées par Tekkaya et al. [64], [65], [66], [67], récemment modifiées par Grolleau et al. [68] avec un procédé permettant une mesure sur toute la circonférence. Cette dernière étude a permis de mettre en évidence l'effet de l'anisotropie sur l'évolution des déformations le long de la circonférence, et la possibilité de réaliser un test de cisaillement simple jusqu'à des déformations importantes surpassant les autres dispositifs. Pour autant, cette géométrie ne permet d'identifier la déformation à rupture que dans la direction où apparait la première rupture au cours de l'essai. L'usinage de la gorge circulaire, même si il est limité en profondeur à au plus la demi épaisseur, peut

avoir une influence sur le comportement comme l'ont montré Traphonner et al. [67].

Toutes ces études requièrent de définir des indicateurs de qualité de l'état de sollicitation imposé. Au niveau expérimental, faute le plus souvent de ne pas disposer d'une mesure de l'effort transversal, c'est le champs de déformation calculé par DIC qui est utilisé. Dans ce cas, l'indicateur utilisé est la comparaison, ou le ratio, des déformations principales en surface, qui est idéalement égal à -1. Dans les cas de simulations numériques, l'accès au champs de contrainte permet d'utiliser la triaxialité η, ou l'angle de Lode, pour caractériser l'état de contrainte plane en cisaillement $\eta = 0$.

L'objectif de ce travail est de tenter de repousser les limites usuelles du dispositif de cisaillement simple de type A en proposant un test séquentiel. Chaque séquence est constituée d'une étape de cisaillement puis d'une étape de re-usinage des bords libres après décharge élastique de l'éprouvette comme cela est schématisé figure 2.2.

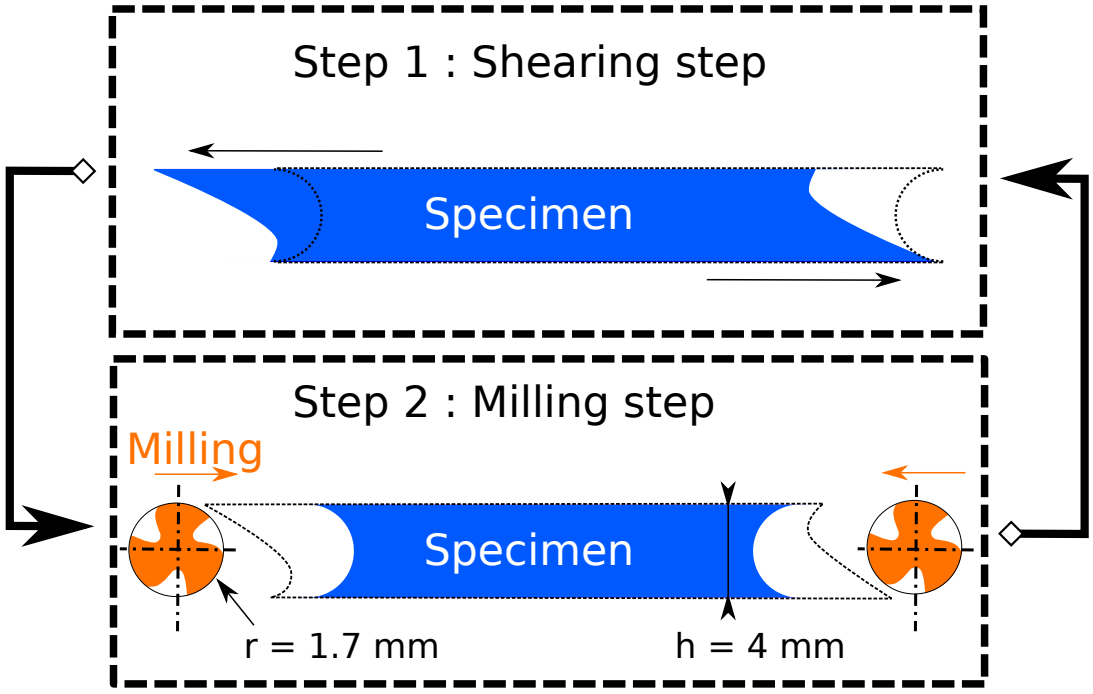


FIGURE 2.2 – Schéma de l'usinage de l'éprouvette entaillée

L'usinage des bords libres est effectué en fraisage de forme, avec une fraise à une taille de diamètre 3.4 mm, légèrement inférieure à la dimension de l'entrefer de largeur 4 mm, figure 2.2). Ainsi les éprouvettes utilisées pour cette étude ont des entailles de forme cir-

culaire de rayon 1.7 mm (Cf. figure 2.2). D'après Vegter et al [57], comme on l'a déjà précisé, la présence d'entailles retarde l'apparition des effets liés à la traction sur les bords libres, mais induit une diminution de l'homogénéité du champ des déformations le long de l'axe de l'éprouvette. Cet effet pourrait être amplifié par la réduction de la longueur cisaillée à chaque étape d'usinage. Mais cet effet n'est pas problématique si on est capable de définir une zone, dite de référence, sur l'éprouvette où le rapport des déformations majeure/mineure (ratio des déformations) est proche de -1 et que la contrainte, calculée à l'aide de l'effort et de l'aire de la surface cisaillée, correspond effectivement à la contrainte de cisaillement cohérente avec le champ de déformations. Cette contrainte de cisaillement n'est calculable qu'à l'aide de la simulation numérique. Le rapport de ces deux contraintes définit le ratio des contraintes.

Dans un premier temps, une étude numérique est donc réalisée afin de :
- valider la géométrie de l'éprouvette entaillée pour différentes longueurs cisaillées et différentes lois de comportement,
- valider une zone de référence pour la mesure des déformations,
- valider le principe de cisaillement séquencé.

Dans un second temps le dispositif expérimental de l'essai de cisaillement séquencé est présenté. Le comportement obtenu au cours d'un essai de cisaillement classique, monotone, est comparé à celui obtenu avec un essai de cisaillement séquentiel dans le cas d'un acier DP450 et d'un alliage d'aluminium AA2024. Des essais de cisaillement séquencé sont alors mis en œuvre jusqu'à des niveaux de déformation maximum double des limites de l'essai monotone. Enfin un essai de cisaillement séquencé est réalisé sur un acier DC01. Ce résultat est comparé à celui obtenu par un essai monotone et un essai de torsion dans le plan sur éprouvette avec gorge circulaire, réalisé sur le dispositif développé par B. Galpin, A. Penin et V. Grolleau [68].

2.1.2 Étude numérique

2.1.2.1 Maillages/lois de comportement

L'étude numérique repose sur des simulations numériques explicites de géométries rectangulaires et entaillées. Des éléments de type coque sont employés, avec le code de calcul ls-dyna. Les deux formes d'éprouvettes ont un entrefer h = 4 mm. Pour l'éprouvette entaillée le rayon des entailles est de 1.7 mm. Après une étude de sensibilité à la taille de maille, jusqu'à des dimensions de 0.04mm (Cf. Roth et al.[59]) la taille de maille est fixée à 0.1 mm dans la zone cisaillée. Les maillages sont présentés sur la figure 2.3. Les nœuds du côté droit de l'éprouvette sont encastrés, et les nœuds du côté opposé ont un déplacement imposé à vitesse constante.

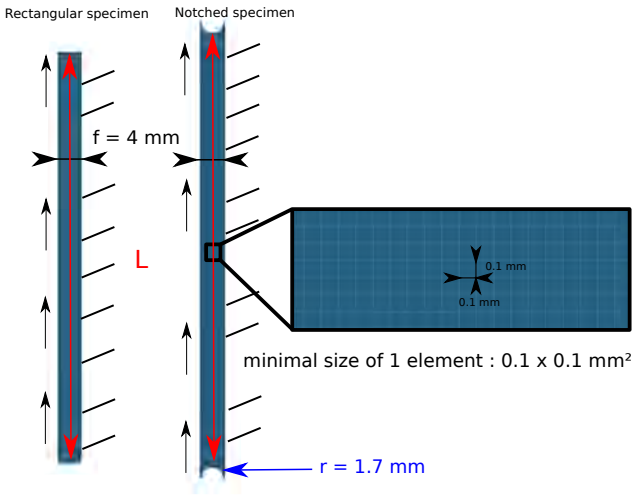


FIGURE 2.3 – Visualisation du maillage modélisé pour un essai de cisaillement

Les lois de comportement utilisées, de type élastoplastique à plasticité de von Mises, sont présentées figure 2.4. Pour étendre la validité des résultats aux lois de comportement usuelles de l'ingénierie, des écrouissages saturants (Voce 1 et 2, avec Voce 1 saturant plus tôt que Voce 2) et non-saturant (Swift) sont employés. Ces trois lois sont complétées avec les lois de comportements identifiées précédemment pour l'acier DP450 et l'aluminium AA2024, identifiées à l'aide d'une loi mixte Swift + Voce. Toutes ces lois de comportement sont isotropes.

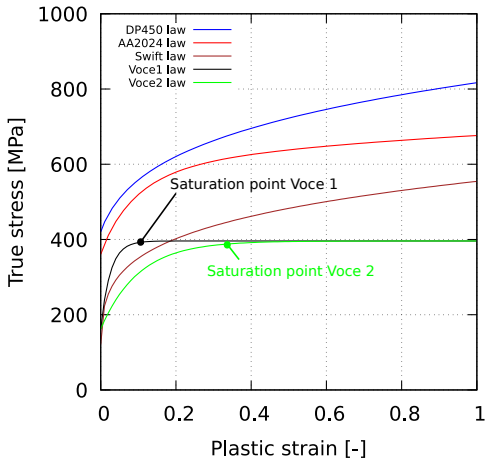


FIGURE 2.4 – Courbes de trois lois de comportement Swift, Voce1 et Voce2 utilisées et des lois de comportement Swift + Voce mixte identifiées pour l'aluminium AA2024 et l'acier DP450

2.1.2.2 Comparaison d'une éprouvette entaillée avec une éprouvette rectangulaire

Dans l'objectif de valider la géométrie de l'éprouvette entaillée, nous définissons le rapport des contraintes en cisaillement nommé "Shear stress ratio", et le rapport des déformations de cisaillement nommé "Shear strain ratio". Le rapport des contraintes de cisaillement est défini de la façon suivante :

$$\sigma_{ratio}^{SH} = \frac{(F/S)}{\sigma_{XY}} \tag{2.1}$$

avec σ_{XY} la contrainte de cisaillement calculée sur l'élément au centre de l'éprouvette. F correspond à la force de réaction aux nœuds de l'encastrement ; et $S = L.e$ correspond à la section cisaillée de longueur L (Cf. longueur initiale entre les deux entailles figure 2.3) et e l'épaisseur de l'éprouvette. L'épaisseur des éprouvettes a été fixée égale à 1.0 mm. La valeur de la contrainte au centre de l'éprouvette σ_{XY} est prise pour référence car elle correspond à la valeur moyenne de la contrainte de cisaillement quand la longueur de l'éprouvette tend vers l'infini. Une valeur de ratio des contraintes de cisaillement de 1 correspond donc à une mesure indépendante des effets de géométrie.

Le ratio des déformations est déterminé de la façon suivante :

$$\varepsilon_{ratio}^{SH} = \frac{|\varepsilon_{major}|}{|\varepsilon_{minor}|} \tag{2.2}$$

avec $|\varepsilon_{major}|$ la valeur absolue de la déformation principale majeure et $|\varepsilon_{minor}|$ la valeur absolue de la déformation principale mineure de l'élément central de l'éprouvette. Lorsque le rapport des déformations vaut 1 tout au long de l'essai, le trajet de chargement est proportionnel et caractérise une sollicitation en cisaillement.

Une comparaison, basée sur l'étude des 2 ratios définis précédemment, entre l'éprouvette entaillée et l'éprouvette rectangulaire est montrée sur la figure 2.5 et 2.6, avec l'évolution de la déformation majeure en fonction des ratios des contraintes et des déformations.

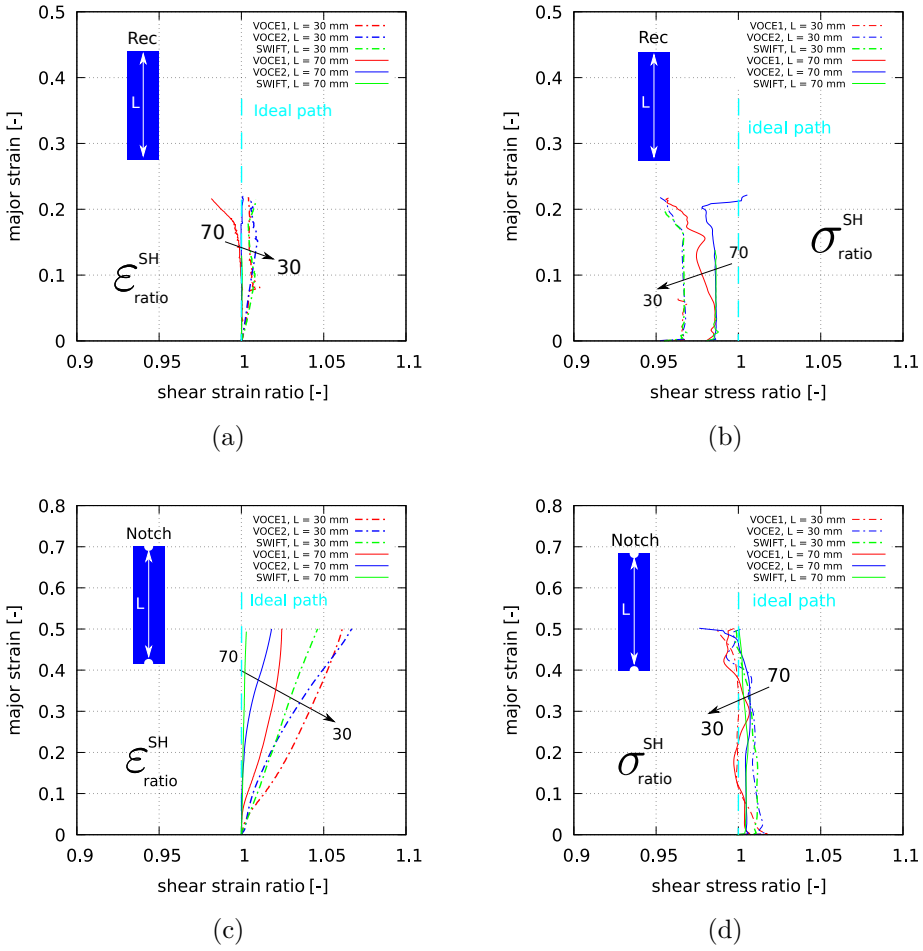


FIGURE 2.5 – - Évolution de la déformation majeure en fonction du ratio de déformation pour la combinaison de trois lois de comportement et deux longueurs : (a) éprouvette rectangle ; (c) éprouvette entaillée.
- Évolution de la déformation majeure en fonction du ratio de contrainte ; (b) éprouvette rectangle ; (d) éprouvette entaillée.

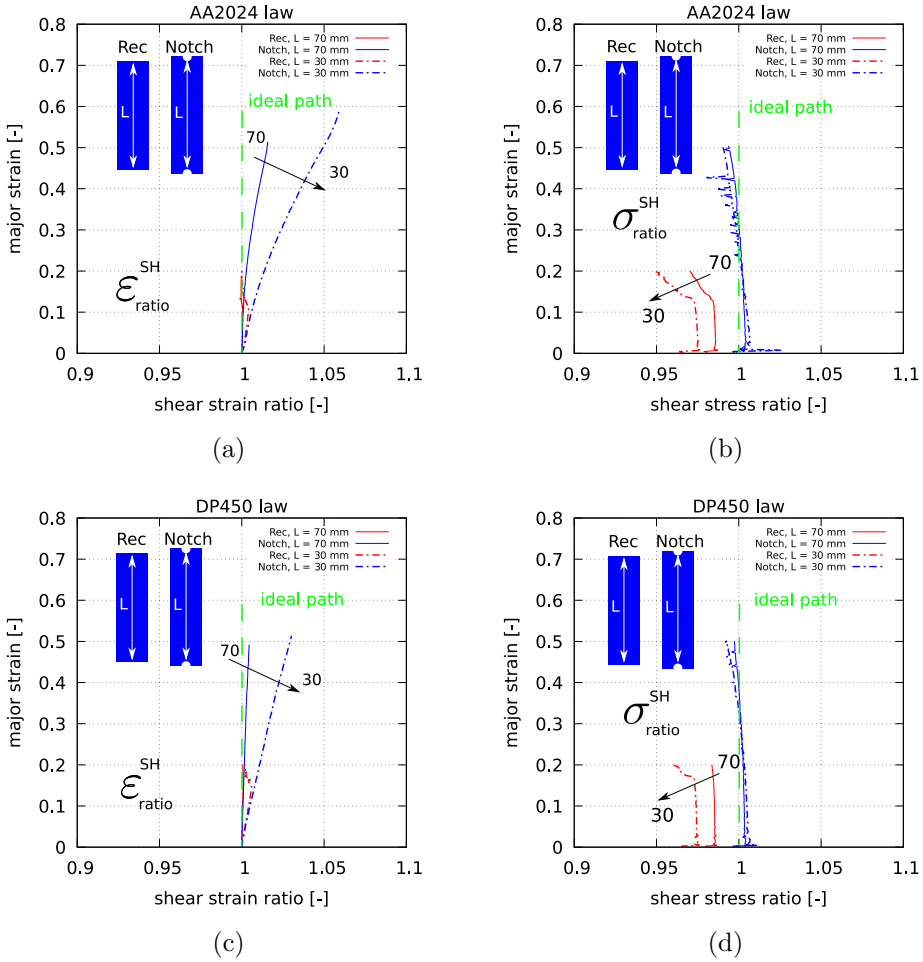


FIGURE 2.6 – - Évolution de la déformation majeure en fonction du ratio de déformation et de contrainte. Comparaison des géométries rectangulaire et entaillée pour deux longueurs : (a et c) dans le cas de l'aluminium 2024 ; (b et d) dans le cas de l'acier DP450.

Sur la figure 2.5, on peut remarquer que les configurations qui s'écartent le plus du trajet idéal correspondent aux combinaisons [Loi Voce, longueur 30, Avec entaille, fig. 2.5 c] pour le rapport des déformations et [Loi Swift, longueur 30, sans entaille, fig.2.5 b] pour le rapport des contraintes. Ce résultat justifie l'étude séparée de lois de Voce et de Swift.

Dans le cas de l'éprouvette rectangulaire :
- Ratio des déformations (cf figures (a)2.5 et (a)(c)2.6) ; on constate que la valeur calculée est proche de 1 (plus ou moins 1%), ces résultats sont obtenus jusqu'à une valeur de déformation de 0.2 au centre de l'éprouvette. Au delà, la forme rectangulaire conduit à une

distorsion du maillage sur les bords libres due à une déformation très élevée en traction.
- Ratio des contraintes (cf figures (b)2.5 et (b)(d) 2.6) ; on remarque un écart relatif de 4% dans le cas le plus défavorable avec une longueur d'éprouvette de 30 mm et une loi de type Swift ; cet écart est obtenu pour des valeurs de déformation au centre de l'éprouvette de 0.2.

Dans le cas de l'éprouvette entaillée :
- Ratio des déformations (cf figures (c)2.5 et (a)(c)2.6) ; on remarque une erreur maximale obtenue pour un niveau de déformation de 0.2 au centre de l'éprouvette de 2.5%. Cette valeur maximale est obtenue pour une simulation sur une éprouvette de longueur 30 mm, avec une loi Voce1. Pour des niveaux de déformations au centre de l'éprouvette de 0.5, l'écart atteint 6.5% dans le cas d'une longueur d'éprouvette de 30 mm et des lois de Voce1 et 2. Pour des longueurs d'éprouvette de 70 mm l'écart maximal, par rapport à la valeur de référence, est de l'ordre de 2.5%, avec une loi Voce1 et pour des niveaux de déformations de 0.5. A ces niveaux de déformation, la distorsion des éléments est la même que celle obtenue sur une éprouvette rectangulaire avec des déformations, au centre, de l'ordre de seulement 0.2.
- Ratio des contraintes (cf figures (d)2.5 et (b)(d)2.6) ; on constate que l'écart maximal est de moins de 2% par rapport à la valeur de référence, pour l'ensemble des lois utilisées et pour toutes les tailles d'éprouvettes. Cet écart est constant jusqu'à des niveaux de déformation de 0.5 au centre de l'éprouvette.
Un critère Err^{SH}_{ratio} est défini par la relation

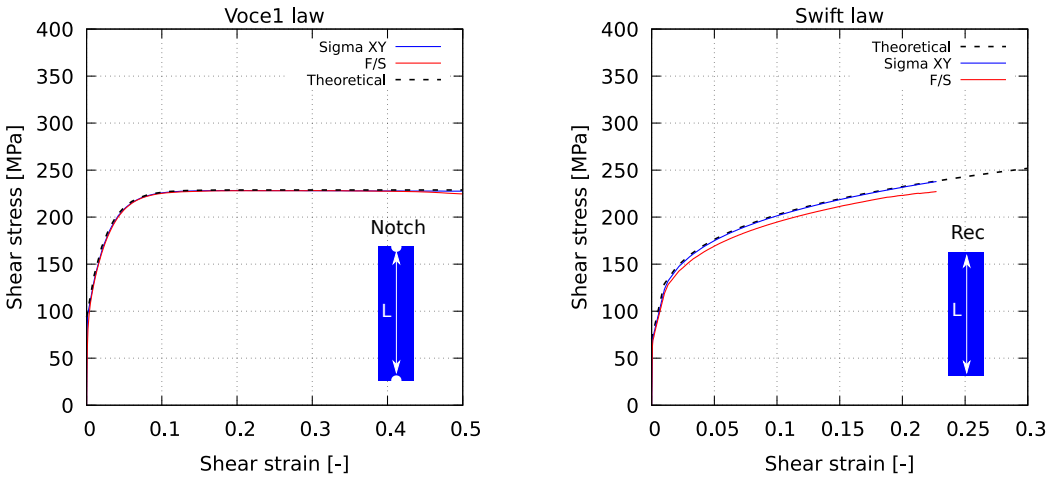
$$Err^{SH}_{ratio} = \sqrt{\left(\sigma^{SH}_{ratio} - 1\right)^2 + \left(\varepsilon^{SH}_{ratio} - 1\right)^2} \tag{2.3}$$

Le tableau 2.1 montre les valeurs de Err^{SH}_{ratio} calculées dans les cas les plus favorables pour les deux formes d'éprouvettes :

ϵ_{major}	Rectangle	Entaillée
0.1	0.021	0.011
0.2	0.025	0.012
0.5	-	0.012

TABLE 2.1 – Err^{SH}_{ratio} les plus favorables, calculés pour différents niveaux de déformation, dans les cas des éprouvettes : rectangulaire et entaillée de longueur 70 mm

La forme d'éprouvette entaillée donne des résultats avec les mêmes ratios d'erreur que la forme d'éprouvette rectangulaire classique jusqu'à des niveaux de déformation de 0.2 (cf les valeurs dans le tableau 2.1) et conserve ce niveau de qualité au delà, jusqu'à des déformations majeures de 0.5.
La figure 2.7 montre l'évolution du comportement en cisaillement attendu, (σ_{XY}, en bleu) superposé avec le comportement théorique attendu (en pointillé noir) aux mêmes déformations, et calculée à partir des observables expérimentales simulées (F/S, en rouge). Ces résultats sont issus des configurations les plus défavorables pour respectivement l'éprouvette entaillée (a) et pour l'éprouvette rectangulaire (b). La forme d'éprouvette avec entailles circulaires présente l'avantage de permettre une évaluation correcte de la contrainte de cisaillement jusqu'à des déformations de 0.5 et pour une longueur minimale d'éprouvette de 30 mm. L'éprouvette rectangulaire ne permet pas de retrouver le comportement en cisaillement pour des longueurs d'éprouvettes de 30 mm. Toutefois, la géométrie d'éprouvette entaillée conduit à une évolution quasi linéaire du ratio de déformation avec la déformation majeure. Dans le cas de la plus petite longueur, ici de 30 mm, le ratio de déformation évolue de 1 à 1.065 pour une déformation majeure évoluant de 0 à 0.5.

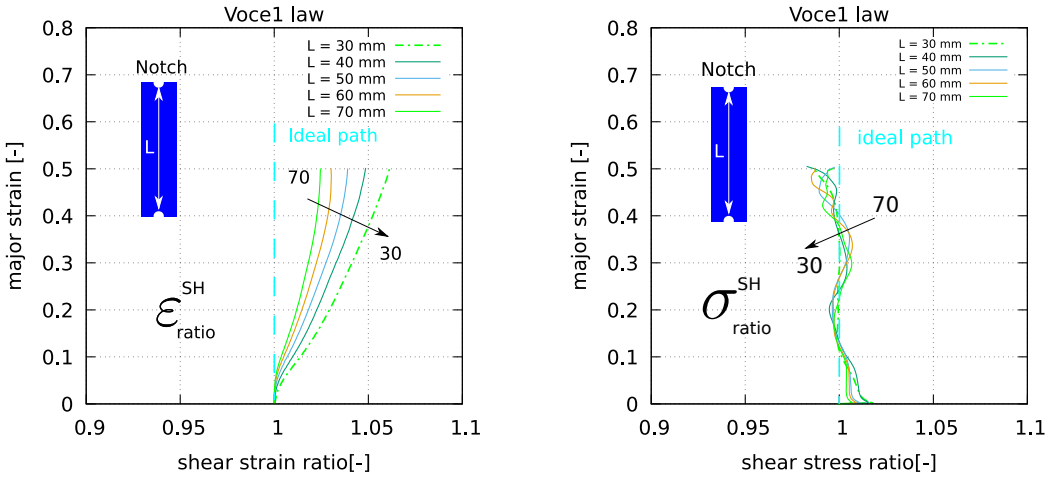


(a) (b)

FIGURE 2.7 – Comportement en cisaillement tracée pour les cas les plus défavorables pour l'éprouvette entaillée (a) et pour l'éprouvette rectangulaire (b) ; la courbe bleu représente l'évolution de la contrainte de cisaillement calculée sur l'élément au centre, la courbe rouge correspond à la contrainte calculée à partir de la force et de la section de l'éprouvette.

2.1.2.3 Détermination de la zone de référence de mesure des déformations

L'objectif est de définir numériquement la taille de la zone de référence au centre de la surface de l'échantillon permettant de mesurer la déformation pendant les essais expérimentaux indépendamment de la géométrie utilisée. Encore une fois, nous nous plaçons dans la situation défavorable du comportement de type Voce. Les évolutions de la déformation majeure en fonction du ratio des contraintes et des déformations sont tracées sur la figure 2.8 avec la loi Voce1 pour différentes longueurs d'éprouvettes (70,60,50,40,30 mm).



(a) (b)

FIGURE 2.8 – Évolution de la déformation majeure en fonction du ratio des déformations (a) et des contraintes (b) obtenues pour différentes longueurs d'éprouvettes et à l'aide d'une loi Voce1, éprouvette avec entailles.

On constate que - La longueur d'éprouvette a très peu d'influence sur le ratio des contraintes (écart relatif < 1 % par rapport au chemin idéal). On retrouve, quelle que soit la géométrie, que la contrainte de cisaillement de l'élément central correspond à la contrainte issue des observables expérimentales F/S.
- L'effet de la longueur de l'éprouvette sur l'évolution du ratio de déformation est progressif avec le raccourcissement de l'éprouvette, un seuil de 1.05 conduit à limiter les longueurs d'éprouvettes à 40 mm au minimum.

Si on prend, pour une éprouvette rectangulaire de 70 mm, $\frac{L}{h} = 17.5$ le cas optimal d'après Bouvier et al.[54] , avec le comportement le plus favorable pour une déformation de 0.2, $Err^{SH}_{ratio} = 0.025$ (cf tableau 2.1). Dans le tableau (2.2) suivant on donne le Err^{SH}_{ratio} obtenu pour plusieurs niveaux de déformation, pour une éprouvette de 40 mm entaillée avec le comportement de Voce1.

ϵ_{major}	Err^{SH}_{ratio}
0.2	0.025
0.3	0.032
0.4	0.045

TABLE 2.2 – Err^{SH}_{ratio} calculés pour différents niveaux de déformation, dans le cas d'une éprouvette entaillée de longueur 40 mm (le cas défavorable)

On constate que pour 0.2 de déformation le Err^{SH}_{ratio} est le même qu'avec l'éprouvette rectangulaire dans sa configuration optimale. Quel que soit l'écrouissage du matériau testé la longueur minimale de l'éprouvette est de 40 mm.

La détermination de la zone de mesure est basée d'une part sur la ratio de déformation pour caractériser l'état de déformation, et sur la triaxialité d'autre part pour l'état de contrainte. L'étude est menée pour les longueurs de 40 et 70 mm, avec le comportement le plus défavorable de Voce 1. Les résultats sont rassemblés sur les figures 2.9 et 2.10, où les évolutions sont données pour différentes positions le long et transversalement à la direction de cisaillement.

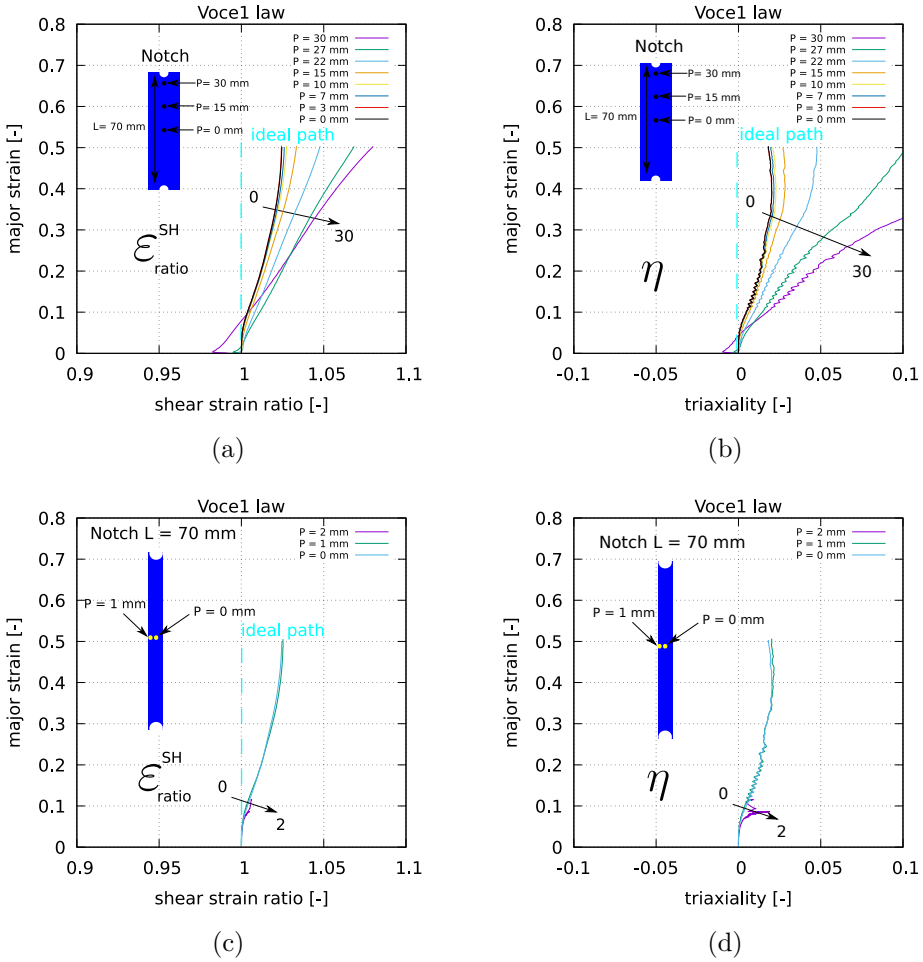


FIGURE 2.9 – Evolution de la déformation majeure en fonction du ratio des déformations et de la triaxialité pour une éprouvette entaillée de longueur 70 avec une loi de Voce 1

On constate pour une éprouvette de 70 mm, que la triaxialité et le ratio de déformation n'évoluent qu'à partir d'un point situé à 3 mm suivant l'axe de l'éprouvette. La distance est ramenée à 2 mm pour une éprouvette de 40 mm. En ce qui concerne les évolutions de ces grandeurs suivant la largeur de l'éprouvette, elles débutent dès 1 mm de distance par rapport au centre pour une éprouvette de 70 mm et 0.5 mm pour une éprouvette de 40 mm. La zone de référence à utiliser est donc de 1mm x 4mm pour des éprouvettes allant jusqu'à une longueur minimale de 40 mm. Si l'on veut augmenter la surface de la zone de référence il faut une longueur minimale de 70mm. La zone est alors de 4mm x 2mm.

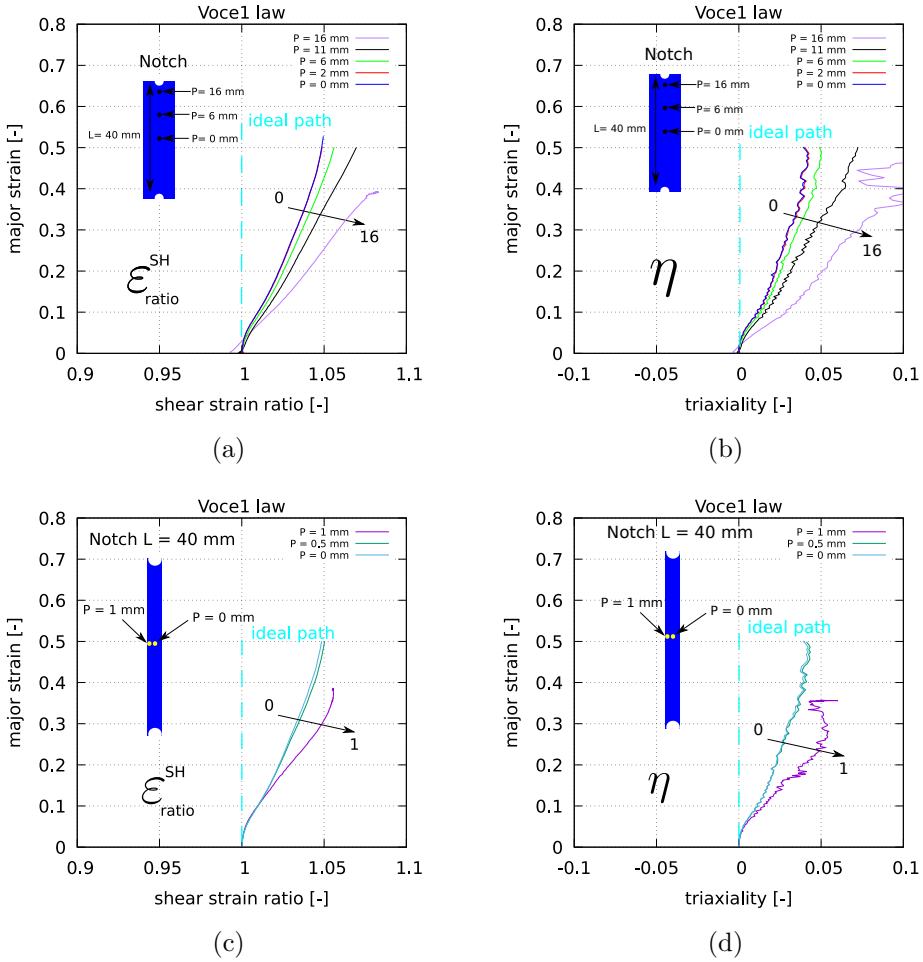


FIGURE 2.10 – Evolution de la déformation majeure en fonction du ratio des déformations et de la triaxialité pour une éprouvette entaillée de longueur 40 mm avec une loi de Voce 1

2.1.2.4 Validation du principe de cisaillement séquencé

La figure 2.11 montre le principe du cisaillement séquencé simulé avec les lois de comportement de l'acier DP450 et de l'aluminium AA2024. La simulation est composée de 4 étapes, dans chaque étape un déplacement de cisaillement de 3 mm est appliqué. A la fin de chaque étape les éléments sur les deux bords libres sont supprimés ; de telle sorte qu'au début de l'étape suivante la longueur de l'éprouvette est réduite de 2 mm des deux côtés. Les nouveaux bords libres sont hémicirculaire de rayon 1.7 mm. La longueur initiale d l'éprouvette est de 76 mm. La valeur de déplacement de 3 mm a été choisie

limiter toute apparition de distorsion du maillage. Les valeurs de déformations maximales sont présentées dans le tableau suivant 2.3.

	début	fin
Séquence 1	0.0	0.18
Séquence 2	0.18	0.45
Séquence 3	0.3	0.5
Séquence 4	0.4	0.55

TABLE 2.3 – Valeurs des déformations équivalentes maximales au début et à la fin de chaque Séquence dans le cas de la simulation de l'aluminium AA2024 et l'acier DP450

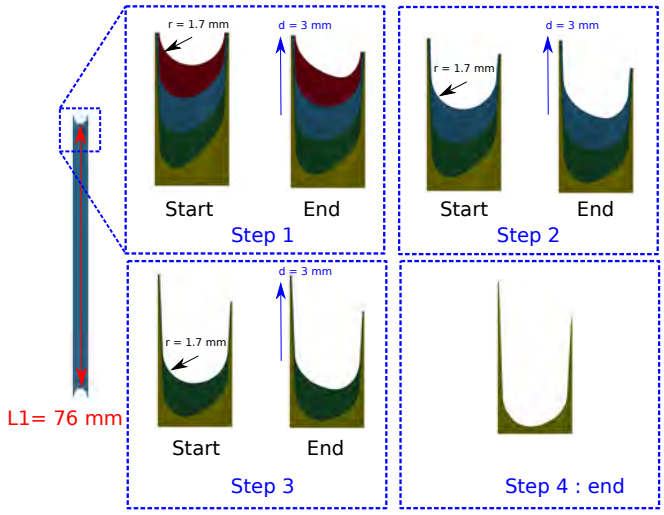


FIGURE 2.11 – Principe du cisaillement séquencé

Les résultats des simulations sur l'acier DP450 et l'aluminium AA2024 sont montrés sur la figure 2.12. La zone de mesure des déformation est de dimension 4x1mm.
On remarque :
- Ratio des déformations : il est égal à 1 pour l'aluminium et pour le DP450.
- Ratio des contraintes : il est proche de la valeur de 1 tout au long des simulations avec un écart de 0.005 pour l'aluminium AA2024 et de 0.01 pour l'acier DP450 par rapport à la valeur de référence. Le calcul de la contrainte à partir du rapport F/S conduit donc à une très légère sous-évaluation.
- Triaxialité : une évolution constante autour de la valeur 0 tout au long de l'essai est

constatée, dans le cas de l'aluminium AA2024 et de l'acier DP450. On observe quelques oscillations qui ne dépassent pas ±0.01.

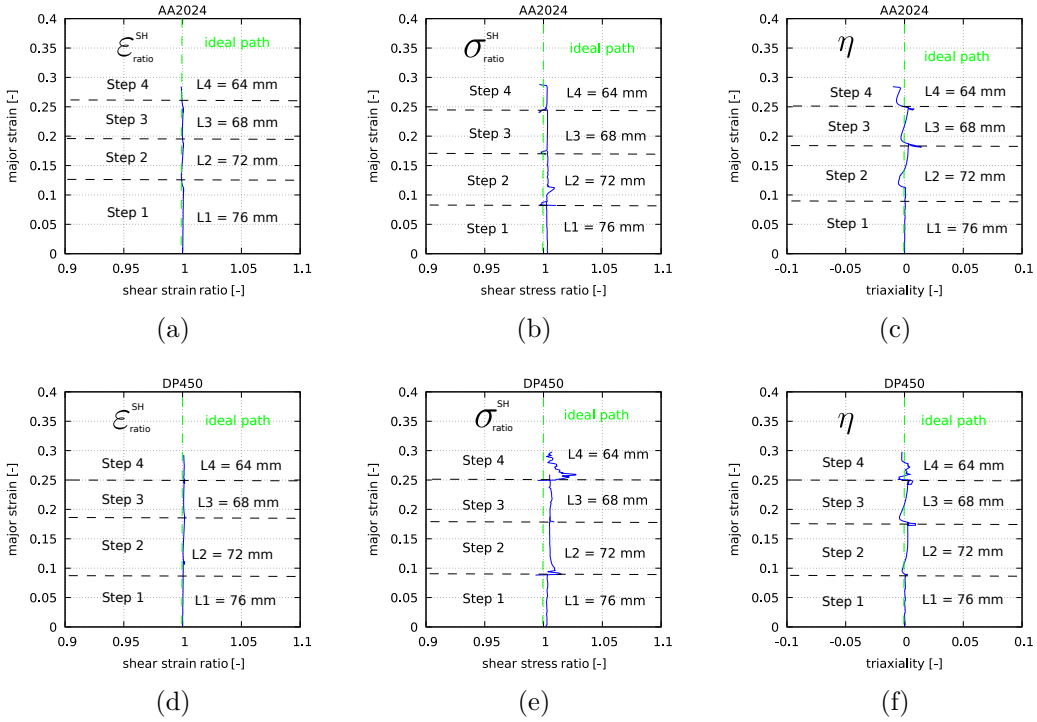


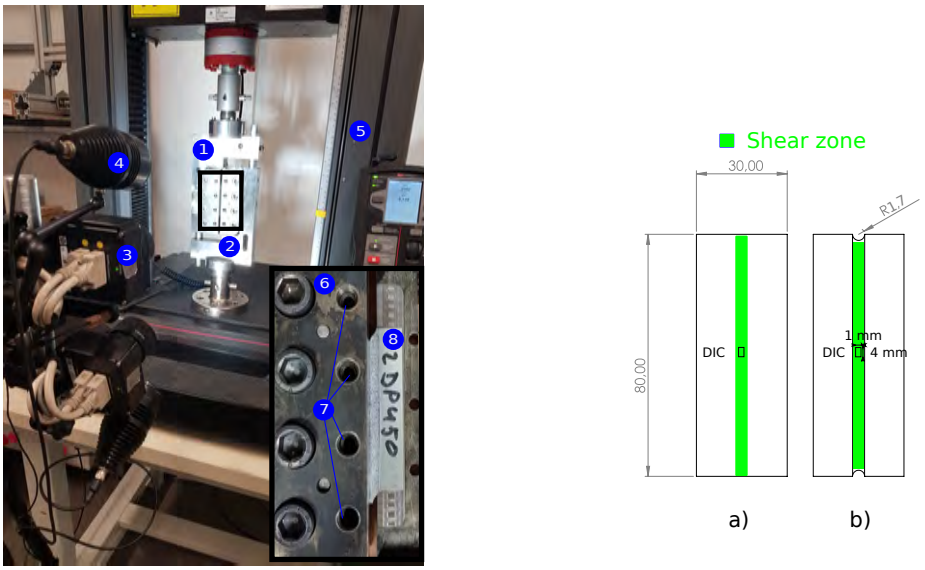
FIGURE 2.12 – Évolution de la déformation majeure en fonction de la triaxialité, du ratio des contraintes et des déformations obtenues pour les simulations du cisaillement séquencé sur l'AA2024 (a),(b),(c) et sur le DP450 (d),(e),(f)

On peut conclure que le principe de cisaillement séquencé est validé par le fait que le trajet de chargement reste proportionnel en cisaillement, après chaque séquence. Les écart aux valeurs cibles sont de l'ordre de 0.01. La zone qui permet de dépouiller les simulations est également validée à travers ces résultats.

2.1.3 Essai expérimental du cisaillement séquencé

2.1.3.1 Dispositif expérimental

Les essais de cisaillement séquencé sont réalisés à l'aide d'un dispositif de cisaillement simple (cf 2.13). Le dispositif est composé d'un mors mobile (composant 1), d'un mors fixe (composant 2) et de deux mors de serrage (composant 6).
Le principe d'un essai de cisaillement simple est de placer l'éprouvette (composant 8) dans les mors de serrage, puis de placer le dispositif dans une machine conventionnelle de traction/compression (composant 5). Un déplacement vertical est appliqué au mors mobile. Tous les essais ont été effectués à des vitesses de déformations de l'ordre de 10^{-3}/s, contrôlées à l'aide du déplacement de la traverse.



(a) (b)

FIGURE 2.13 – (a) Dispositif de cisaillement simple ; (b) (1) forme d'éprouvette rectangulaire, (2) forme d'éprouvette entaillée

L'éprouvette est tenue dans les mors grâce au serrage des 8 vis (composant 7). Les quatre vis centrales doivent être serrées avec un couple de 28 N.m et les autres vis avec un couple de 20 N.m. Ce serrage permet de limiter le glissement de l'éprouvette dans les mors.
Les images de DIC sont enregistrées à l'aide d'une caméra de 2 Mpx (composant 3) qui est placée en face du dispositif. L'objectif est de calculer les déformations sur la partie de l'éprouvette sollicitée en cisaillement, entre l'entrefer des deux mors de serrage. Afin

d'avoir une luminosité suffisante sur l'image ; des leds (composant 4) sont utilisées. Le dépouillement des essais se fait par corrélation d'image 2D, avec une résolution dans la zone de mesure de 0.1 mm/pixel, une taille de subset de 12x12 px et un pas de 4 px. Les déformations sont calculées dans une zone de surface 4 x 1 mm x mm au centre de l'éprouvette, cela représente une discrétisation de 40 x 10 $pixel^2$.

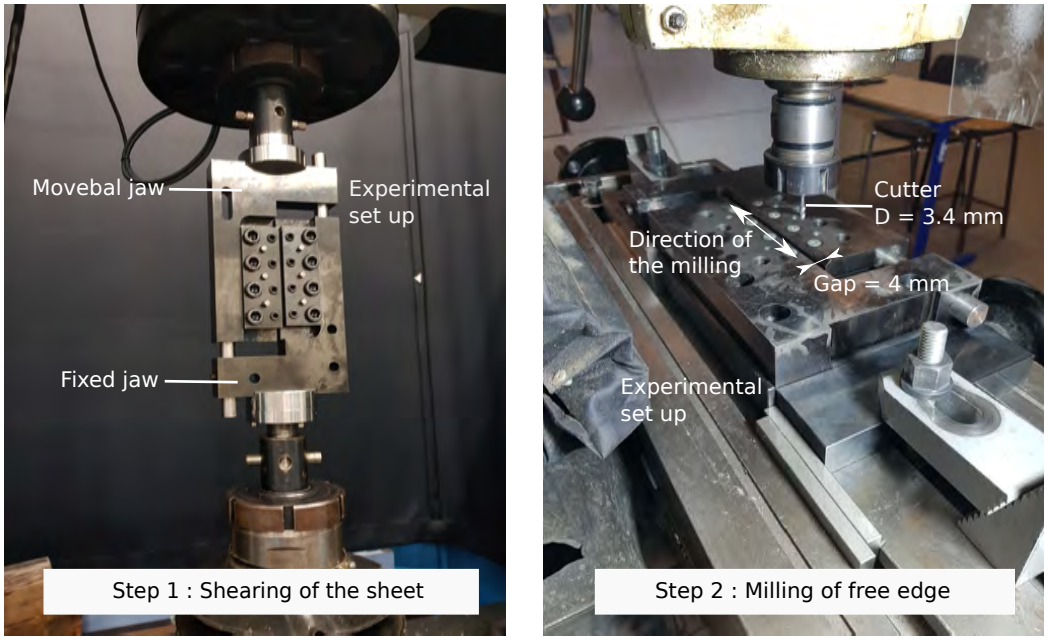


FIGURE 2.14 – Cisaillement simple en 2 séquences : (a) Déplacement imposé par la machine de compression, (b) usinage des bords libres à l'aide d'une fraise de diamètre 3.4 mm

L'adaptation expérimentale du principe de cisaillement séquencé est présenté sur la figure 2.14. Plusieurs étapes sont appliquées à l'aide du dispositif de cisaillement simple pour mener à bien le cisaillement :

- la 1iere étape consiste à appliquer un déplacement sur le mors mobile pour déformer la plaque métallique par cisaillement.
- La 2ième étape consiste à placer le montage de cisaillement sur une fraiseuse et usiner les bords libres de l'éprouvette à l'aide d'une fraise de diamètre 3.4 mm.

2.1.3.2 Application du cisaillement séquencé

Des essais de cisaillement séquencé ont été effectués sur l'acier DP450 (ep = 0.8 mm) et l'aluminium AA2024 (ep = 1.2 mm). Une comparaison de l'essai monotone avec l'essai de cisaillement séquencé est présentée sur la figure 2.15.

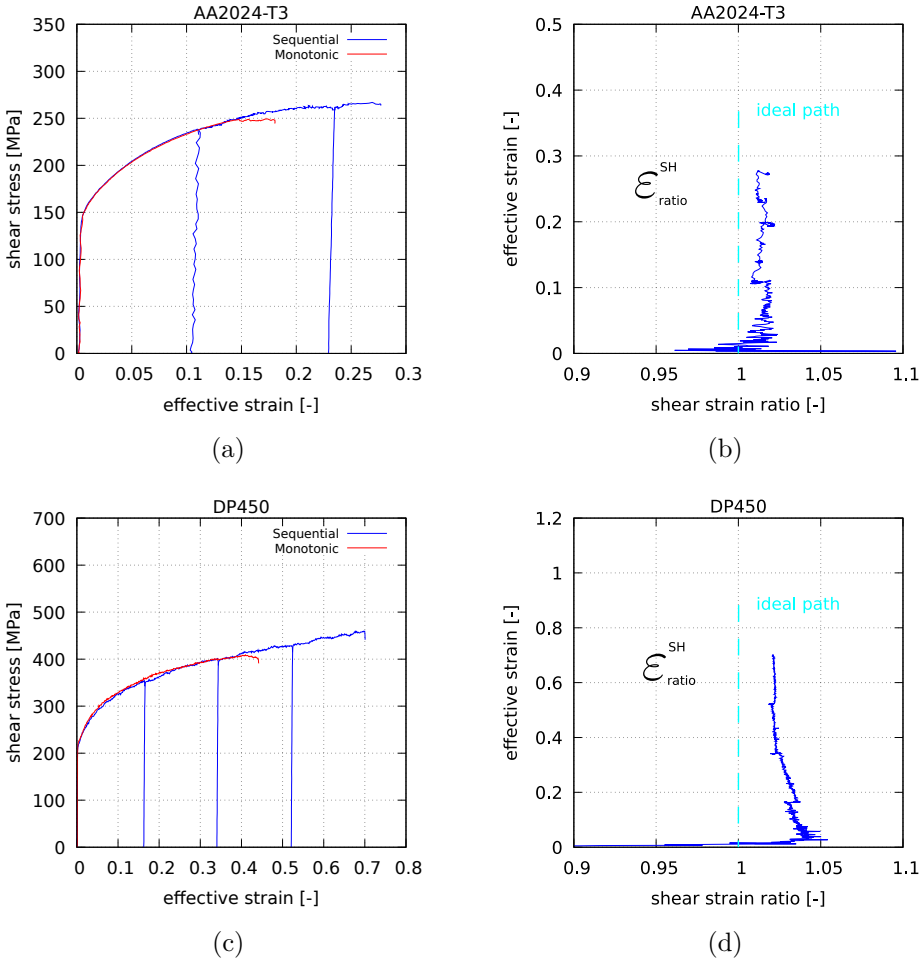


FIGURE 2.15 – (a) Comparaison du comportement en cisaillement simple entre l'essai monotone et l'essai de cisaillement séquencé pour l'aluminium AA2024 (a) et pour le DP450 (c) ; Évolutions des déformations effectives en fonction du ratio des déformations obtenues sur l'aluminium AA2024 (b) et sur le DP450 (d)

Les longueurs entre chaque séquences sont présentées dans le tableau 2.4.

	Séquence 1	Séquence 2	Séquence 3	Séquence 4
AA2024	L = 76 mm	L = 68 mm	L = 63 mm	
DP450	L = 77 mm	L = 72 mm	L = 66 mm	L = 60 mm

TABLE 2.4 – Longueurs des éprouvettes au début de chaque séquence, pour le AA2024 et le DP450

Le tableau 2.4 montre que les longueurs d'éprouvettes sont toujours supérieures à la longueur minimale de 40 mm.
Dans le cas de l'aluminium AA2024 et de l'acier DP450, la courbe de comportement en cisaillement monotone est superposée à la courbe de comportement obtenue avec l'essai séquencé, jusqu'à ce que les courbes des essais monotones saturent et décroissent en contrainte. La saturation apparaît à 0.15 de déformation pour l'aluminium et à 0.4 de déformation pour le DP450.
L'essai de cisaillement séquencé permet presque de doubler la gamme de déformation de l'essai monotone.
Les ratios de déformations calculés ont un écart de 0.2 par rapport à la valeur de référence dans le cas de l'aluminium. Dans le cas du DP450, au début de l'essai l'écart est de 0.04 puis celui-ci se stabilise à 0.025.
On peut en conclure que les usinages successifs ne modifient pas la courbe de comportement en cisaillement. Celle-ci est identique à celle obtenue avec un essai monotone su la plage de déformation correspondante.

La figure 2.16 montre les résultats expérimentaux obtenus sur un acier DC01 (ep = 1mm) :

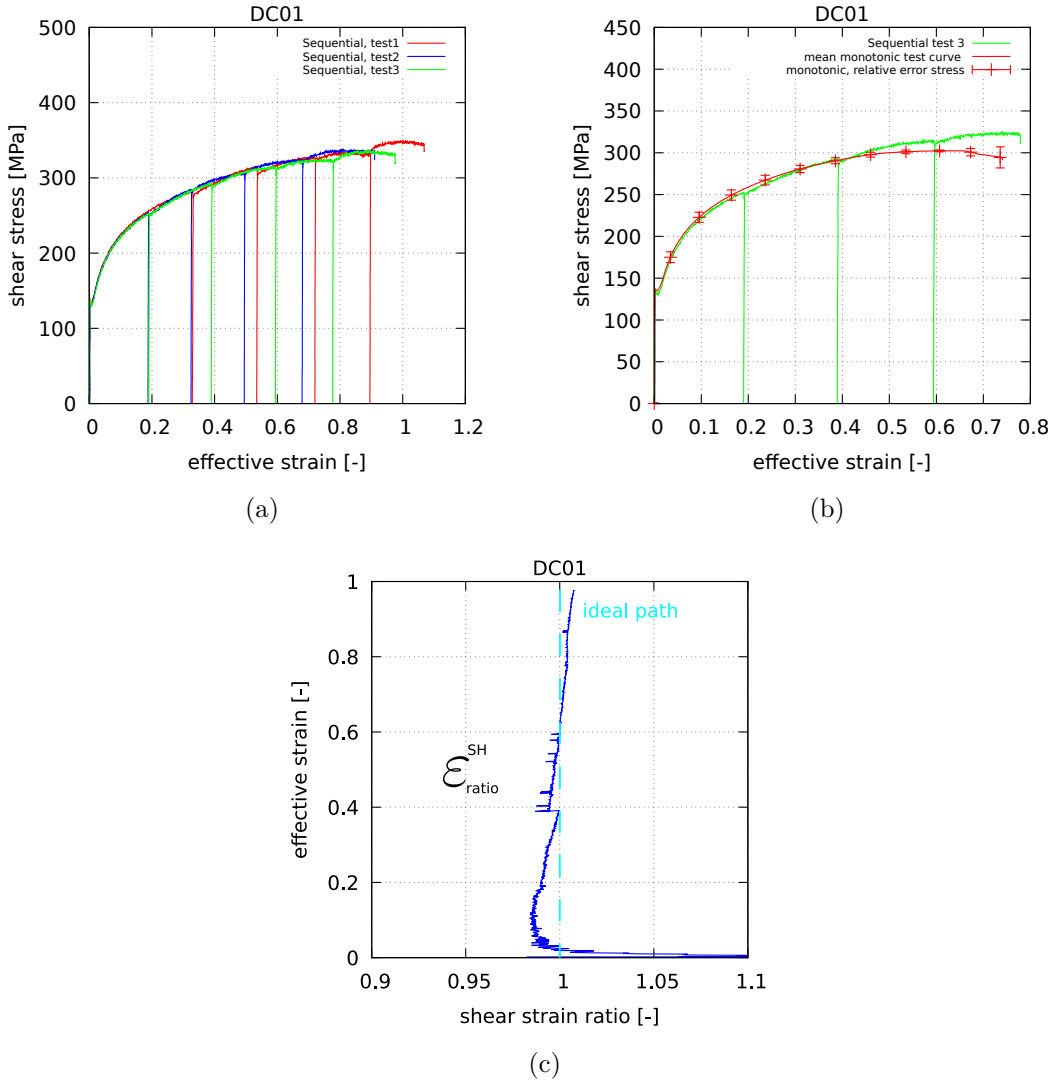


FIGURE 2.16 – (a) Répétabilité de l'essai du cisaillement séquencé sur l'acier DC01 ; (b) Comparaison des essais de cisaillement monotone avec l'essai de cisaillement séquencé sur l'acier DC01 ; (c) Évolution de la déformation effective en fonction du ratio des déformations obtenue pour l'essai de cisaillement séquencé sur le DC01

- Figure (a) 2.16 les résultats de 3 essais de cisaillement séquencé sont tracés. On constate que l'écart relatif entre les 3 essais est de l'ordre de 1% en terme de contrainte de

cisaillement. Peu importe la taille des séquences, la courbe de comportement est la même pour tous les essais.
- Figure (b) 2.16, la courbe moyenne de 3 essais monotones de cisaillement obtenus pour le DC01 est tracée en rouge, l'écart relatif est représenté par des crochets (min-Max). La courbe verte représente le résultat de l'essai de cisaillement séquencé. On remarque que l'essai de cisaillement séquencé permet de retrouver l'essai monotone avec un écart relatif de l'ordre de 2% jusqu'à des déformations de 0.4. Toutefois la courbe monotone moyenne sature à 0.4 de déformation et diverge par rapport à la courbe de comportement de l'essai séquencé. Une comparaison est donc nécessaire avec l'essai de torsion pour valider la courbe de comportement de l'essai séquencé à des déformations plus grande que 0.4.
- Figure (c) 2.16, l'évolution de la déformation effective est tracée en fonction du ratio des déformations. Le ratio des déformations évolue de façon constante (± 0.01) autour de la valeur de référence.

Une comparaison de l'essai de cisaillement séquencé est faite avec l'essai de torsion plane réalisé sur l'acier DC01 (cf figure 2.17). Le résultat de la torsion a été obtenu à l'aide du dispositif de torsion présenté par Grolleau et al.[68].

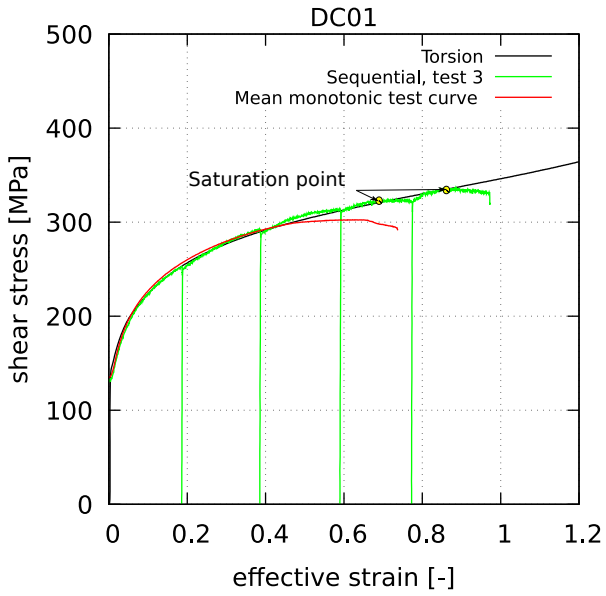


FIGURE 2.17 – Comparaison du cisaillement avec la torsion plane sur l'acier DC01

	Séquence 1	Séquence 2	Séquence 3	Séquence 4	Séquence 5
DC01	L = 65.5 mm	L = 59 mm	L = 50 mm	L = 43 mm	L = 37 mm

TABLE 2.5 – Longueurs des éprouvettes au début de chaque séquence, pour le DC01

La longueur de ligament sur la dernière séquence de l'essai de cisaillement sur le DC01 est de 37 mm (cf tableau 2.5). Cela ne semble pas modifier le comportement de la courbe de l'essai de cisaillement sur la dernière séquence (cf figure 2.17).
La courbe de cisaillement séquencé est superposée à la courbe de comportement obtenue en torsion plane, jusqu'à des déformations de 0.9. Cela permet de valider le comportement obtenu pour l'essai de cisaillement séquencé jusqu'à des déformations deux fois plus importante que l'essai monotone. Cependant on observe des saturations de la contrainte sur les deux dernières séquences de l'essai séquencé, respectivement à 0.7 et à 0.9 de déformation. Ce phenomène semble identique à celui observé, beaucoup plus tôt, lors d'un cisaillement monotone. On fait l'hypothèse que la matière proche des bords libres arrive à saturation en terme de contrainte de traction, et a accumulé un endommagement significatif au cours des cisaillemnets successifs. cet endommagement se révèlerait lorsque cette partie de l'échantillon se trouve sollicitée en traction à un cycle ultérieur.

2.1.4 Conclusion

Dans le but d'étendre la gamme de déformation des essais de cisaillement classiques, un essai séquentiel est proposé. Cet essai a pour principe de cisailler une éprouvette rectangulaire avec des entailles circulaires puis d'usiner les bords libres à la fin de chaque séquence avant le commencement de la séquence suivante.
Dans un premier temps une étude numérique a été réalisée dans le but de valider la forme d'éprouvette entaillée et de déterminer une zone de mesure au centre de l'éprouvette permettant d'avoir un champ de sollicitation homogène en cisaillement et des mesures indépendantes de la taille de l'échantillon.
Dans un deuxième temps des essais ont été réalisés sur 3 matériaux différents : acier DP450, acier DC01, aluminium AA2024.
Les résultats ont montré que :
- L'essai séquencé est répétable
- L'essai de cisaillement séquencé permet de retrouver le comportement d'un essai monotone après plusieurs séquences.

- L'essai de cisaillement séquencé est en accord avec un essai de référence en torsion plane.
- L'essai de cisaillement séquencé permet de doubler la gamme de déformation d'un essai monotone classique.

2.2 Étude de la déchirure en traction à déformation plane en dynamique

2.2.1 Introduction

L'état de contrainte en traction à déformation plane joue un rôle crucial dans la mise en forme et l'étude de la déchirure des plaques minces métalliques. De nombreux résultats expérimentaux montrent que l'état de traction à déformation plane correspond à un minimum local de la déformation à rupture en contrainte plane dans la vallée équi-biaxiale, délimitée par les états de contraintes de traction uni-axiale d'une part (triaxialité 1/3) et de traction equi-bi-axiale d'autre part (triaxialité 2/3). C'est donc un état de contrainte crucial pour l'identification de modèles de déchirure comme celui d'Hosford-Coulomb par exemple. Des techniques expérimentales ont donc été développées pour étudier cet état de contrainte. On peut citer Wagoner et al [69] qui ont proposé d'étudier la traction à déformation plane avec des essais de traction d'éprouvettes avec encoches latérales afin de localiser la contrainte au centre de l'éprouvette. Gruben et al [70],[71] ont récemment amélioré la géométrie de ces éprouvettes afin d'avoir un trajet de chargement plus proportionnel. Mohr et al [72] ont proposé une forme d'éprouvette dite 'butterfly' avec une réduction de l'épaisseur avec le même objectif de localiser les déformations et assurer un trajet proportionnel. Marciniak et Kuczynski [73], Keeler et Nakazima [74], sont les premiers à proposer un essai où l'éprouvette est sollicitée avec le déplacement hors plan d'un poinçon pouvant générer un état de contrainte en traction à déformation plane. L'essai V-Bending, qui a pour principe de solliciter une éprouvette rectangulaire à l'aide d'un poinçon en forme de dièdre a été standardisé par la recommandation technique VDA 238-100 [75]. Gorji et al [76], Roth et Mohr [72], Abedini et al [77] se sont appuyés sur cette recommandation pour améliorer la détermination de la valeur de déchirure dans cet état de contrainte, avec notamment une analyse par stéréo corrélation d'images 3D. L'essai de type V-Bending permet en particulier de générer un trajet de chargement proportionnel jusqu'à la déchirure, mais la valeur de déformation maximale est limitée par l'occurrence du pliage complet de l'éprouvette. Dans ce cas, le rapport VDA 238–100 [75] recommande d'effectuer une pré-déformation, par exemple en traction simple, mais comme l'ont souligné Noder et al., la sollicitation n'est alors plus totalement proportionnelle jusqu'à rupture [78], ce qui peut avoir une influence sur le résultat obtenu.

Grolleau et al [41] ont alors conçu un essai avec une éprouvette de type mini-Nakazima

(cf composant 1 figure 2.18) sollicitée par un poinçon en forme de dièdre (composant 3). Le déplacement hors-plan du poinçon génère une sollicitation homogène de traction à déformation plane sur la face externe de l'éprouvette le long de l'arête du dièdre ; avec un trajet de chargement proportionnel jusqu'à la déchirure. L'encastrement périphérique permet d'augmenter significativement les déformations maximales atteignables pendant l'essai par rapport à l'essai V-Bending. Une mesure de déformation par stéréo corrélation 3D est faite sur la zone sollicitée, et permet de calculer une valeur précise de la déformation à la déchirure.

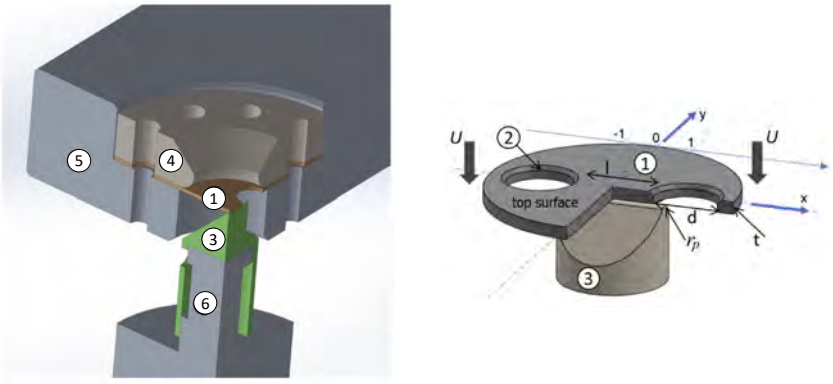


FIGURE 2.18 – Schéma de l'essai de traction à déformation plane mini-Nakazima

Cette étude propose d'adapter cet essai pour atteindre des vitesses de déformation de l'ordre de 200 /s. Pour cela, la géométrie d'éprouvette mini-Nakazima (composant 1 figure 2.18) est encastrée sur le chariot mobile (composant 5) d'une tour de chute. Le chariot mobile chute sur le poinçon diédrique (composant 3) supporté par le capteur d'effort (composant 6). Des caméras rapides enregistrent les images de la surface de l'éprouvette pour calculer les déformations par corrélation d'image. Dans la suite de ce chapitre, des essais de traction à déformation plane en régime quasi-statique et dynamique sont comparés pour trois métaux différents :

- Un aluminium AA2024-T3 d'épaisseur 1.2 mm
- Un acier DP450 d'épaisseur 0.8 mm
- Un acier DP600 d'épaisseur 1.5 mm

La simulation numérique des essais est mise en place, La dernière partie de cette étude propose une simplification drastique de l'essai grâce à une comparaison entre la stéréo corrélation 2D et 3D.

2.2.2 Mise en place expérimentale

Afin d'adapter le principe expérimental de traction à déformation plane en dynamique, un dispositif de tour de chute est utilisé, Cf. figure 2.19. L'éprouvette mini-Nakazima (composant 1) est placée dans le chariot mobile (composant 5) et immobilisé à l'aide de l'anneau de serrage (composant 4). Le chariot mobile, guidé par deux barres de guidage, est mis en mouvement pour atteindre une vitesse jusqu'à 2 m/s par chute libre ou bien accélérée par des tendeurs. La hauteur de chute du chariot est au de maximum 200 mm. L'éprouvette, placée dans le chariot, rentre en contact avec le poinçon dièdrique de rayon d'arête 1 mm (composant 3), qui a la forme d'un embout couvrant la partie active du capteur de force (composant 6).

La mesure de l'effort est réalisée à l'aide d'un capteur de force à jauges de déformation, reprenant le principe du sensing block system déjà utilisé par Galpin et al. [79]. Le capteur est calibré en quasi-statique sur une machine de compression universelle et son utilisation en dynamique validée après comparaison avec un capteur piézoélectrique (Kistler 20kN). Le rapport de calibration est de 1V pour 2.4 kN.

Pour les essais quasi-statiques, les images sont enregistrées à une fréquence de 1 Hz avec deux caméras équipées de lentilles macro 1 :1 (f2.8, 100mm), offrant une résolution spatiale à la surface de l'échantillon de 13 µm/pixel. Le champs de déformation est calculé avec le logiciel VIC (Correlated solutions). Dans le cas des essais rapides, deux caméras rapides Photron (SA5, 1Mpixel, composant 8), avec des objectifs de 105 mm (composant 7), sont positionnées au dessus du chariot, l'angle entre les deux caméras est de 28°. La fréquence d'acquisition des images est de 50 000 Hz et la résolution des caméras est alors réduite à 545x272 pixels, conduisant à une résolution spatiale de 28 µm/pixel pour une distance focale entre le capteur et la pièce de 300 mm. Pour avoir suffisamment de lumière sur l'image, un projecteur est utilisé (dedolight, composant 9).

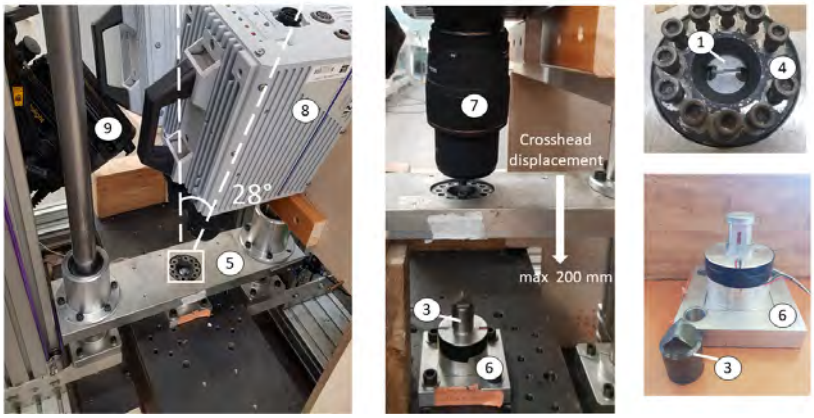


FIGURE 2.19 – Dispositif expérimental de traction à déformation plane en dynamique

2.2.3 Résultats expérimentaux

2.2.3.1 Validation du dispositif

Le calcul des déformations par corrélation d'image est au coeur de cet essai. La validation des mesures effectuées avec les caméras rapides est donc essentielle. À cette fin, des essais quasi-statiques sont réalisés sur les 3 matériaux avec le dispositif présenté dans l'article de Grolleau et al [41] avec successivement les dispositifs de caméras basse et haute fréquence d'acquisition. Chaque système optique est utilisé dans sa configuration de test, c'est à dire avec les mêmes temps d'exposition et système d'éclairage que lors des essais quasi-statique et dynamiques respectifs. Une image de la zone de mesure est présentée figure 2.20 pour chaque dispositif ainsi qu'un agrandissement permettant de montrer la taille respective des facettes (subset ou ROI) utilisées pour la corrélation d'image : 28 pixels dans le cas des caméras basse fréquence avec un pas de 7 pixels, et 7 à 14 dans le cas des caméras rapides, avec un pas de 4 pixels.

L'influence de la taille des facettes est clairement visible sur la figure 4.17. Les figures montrent l'évolution de la déformation effective tracée en fonction de la position à travers le ligament (ligne jaune verticale sur la figure 2.21a), pour 4 tailles de facettes, i.e. 7, 9, 12 et 15 pixels. La taille de facette de 7 pixels conduisant le plus souvent à une perte de corrélation sur plus de la moitié de la zone de mesure a été écartée de ces graphes.

La taille de facette a évidemment une influence sur le résultat du calcul de la déformation par le logiciel de traitement d'images, en particulier dans les zones à fort gradient

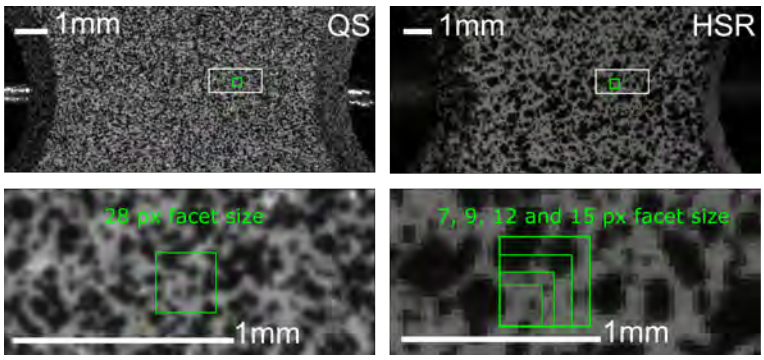


FIGURE 2.20 – Analyse des images obtenues avec les caméras basse fréquence (à gauche) et haute fréquence (à droite) dans le cas d'essais quasi-statiques. En haut, vue complète de la zone de mesure. En bas, zoom de la zone délimitée en blanc sur l'image complète.

de déformation. Le résultat du test avec différentes tailles de facettes est illustré sur les figures 2.21b pour l'aluminium, 2.21c pour l'acier DP450 et 2.21d pour l'acier DP600. Pour les 3 matériaux, les déformations sont récupérées sur quelques images avant la rupture dans des zones caractéristiques de l'évolution de la déformation le long du ligament.

Dans le cas de l'aluminium et de l'acier DP600, la mesure est effectuée dans une zone de déformation homogène le long du ligament. De telles zones sont visibles figure 2.27a pour une position normalisée le long du ligament dans le segment $[-0,5 : 0,25]$ pour l'acier DP600 ou $[-0,5 : 0,5]$ figure 2.28a pour l'aluminium AA2024. Figures 2.21b et 2.21d, en partant des résultats obtenus avec une facette de 14 pixels, l'écart relatif en terme de déformation est 7 % plus élevé avec une taille de facette de 12 pixels, et de l'ordre de 1 % entre les résultats dépouillés avec des facettes de 12 pixels et ceux dépouillés avec une taille de 9 pixels. Une taille de facette de 12 pixels semble donc suffisamment petite pour ces deux matériaux, et un résultat identique est obtenu avec l'acier DP450.

Le cas du DP450, figure 2.21c, illustre les cas particuliers de pics locaux de déformation le long du ligament. Un exemple de pic est visible figure 2.29a à l'abscisse normalisée $0,25$. Par rapport aux deux autres exemples, l'écart des déformations est de l'ordre de 8 % entre une taille de facette de 12 pixels et une taille de 14 pixels ; l'écart est encore de 13 % entre la taille de facette de 9 pixels et les facettes de 12 pixels. Seule une taille de facette inférieure à 9 pixels pourrait dans ce cas permettre une mesure de la déformation locale, en raison des très fortes localisations des déformations observées dans le cas de l'acier DP450. Ces localisations ne sont pas systématiquement attribuées à des localisations de la déformation dans la tôle, mais peuvent aussi trouver leur origine dans des rupture locales de la peinture

ou des décollements du revêtement de la tôle comme cela est souligné par Noder et al. [78].

Pour ces trois matériaux, comme pour les matériaux étudiés précédemment par Grolleau et al. [41] et Roth et al. [72], la déformation à rupture est identifiée dans une zone du ligament où la déformation n'est pas un maximum local prononcé, ainsi une taille de facette de 12 pixels est choisie pour l'ensemble des dépouillements. Les essais de rupture quasi-statiques conduisent alors au calcul d'une déformation à rupture identique avec les deux ensembles de caméras, avec une différence relative maximale de 5% obtenue dans le cas de l'aluminium.

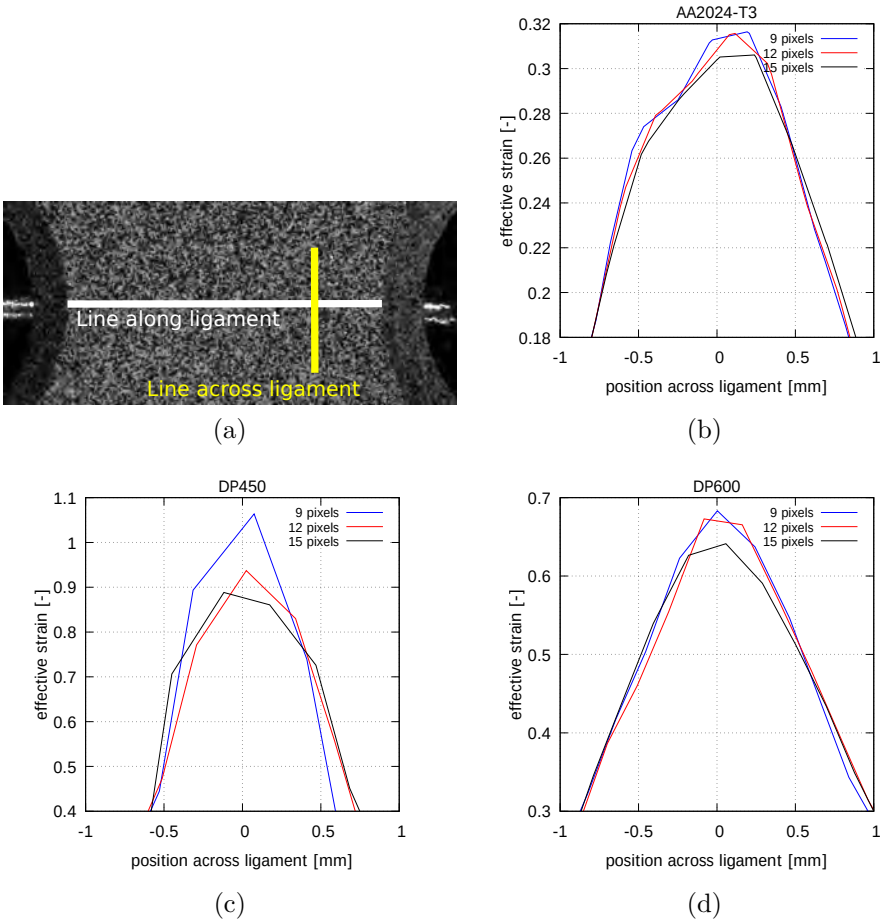


FIGURE 2.21 – (a) surface libre de l'éprouvette d'aluminium AA2024 ; évolution des déformations en fonction de la position à travers le ligament, (b) pour l'aluminium AA2024, (c) pour l'acier DP450, (d) pour l'acier DP600

2.2.3.2 Champs de déformation

La figure 2.22 montre les champs de déformation effective obtenus dans le cas des essais sur le DP600 en quasi-statique et en dynamique au moment de l'apparition de la rupture. Dans le cas de la dynamique, la taille de facette est de 12 px. Pour les deux essais l'ensemble du champs de déformation est obtenu jusqu'à des déformations effectives locales de 1.0. Des exemples de champs de déformations à rupture obtenus en dynamique sont présentés sur la figure 2.23 pour les trois matériaux, avec une projection du champ de déformation sur l'image de référence et sur la surface déformée.

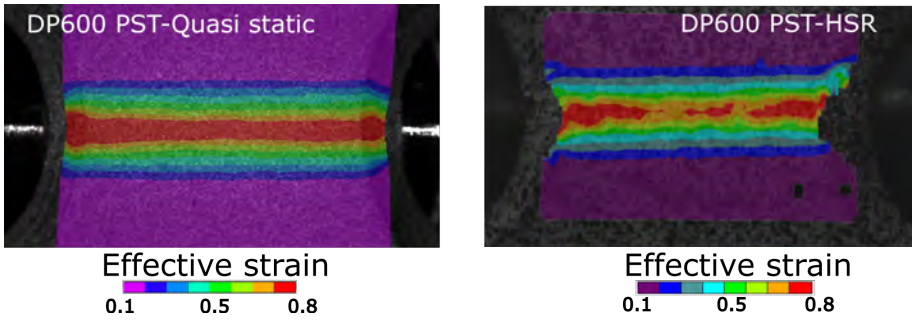


FIGURE 2.22 – Champs de déformation effective obtenus pour les essais de traction à déformation plane, en quasi-statique (à gauche), en dynamique (à droite)

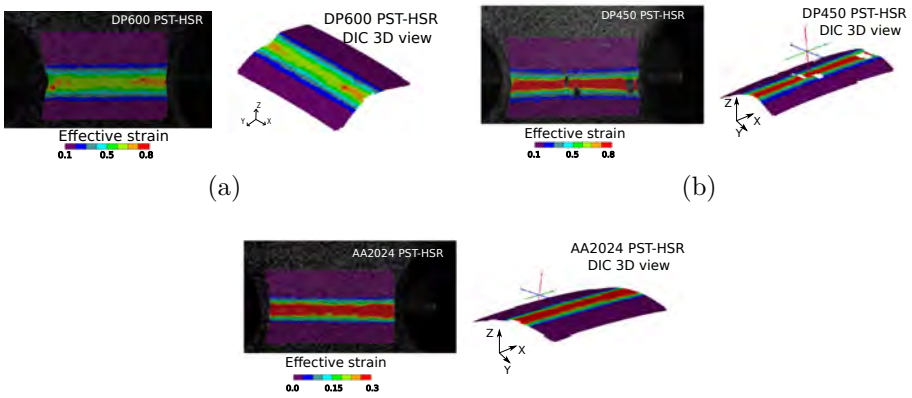


FIGURE 2.23 – Champs de déformation effective obtenus pour les essais de traction à déformation plane en dynamique ; (a) DP600 ; (b) DP450 ; (c) AA2024

2.2.3.3 Instant de la déchirure

La déchirure entraine une chute de l'effort, mais l'initiation de la déchirure en surface peut apparaitre après le maximum de force, comme cela est le cas pour l'acier DP450. L'instant de la déchirure est donc déterminé visuellement. La figure 2.24 montre la surface du DP600 à l'instant t = 2.2 ms lorsque la rupture est visible sur l'arête. Cette observation est confirmée par l'observation micrographique effectuée sur un échantillon issu d'un essai interrompu juste après la force maximum, figure 2.24, à droite, où l'arête du poinçon correspond à la normale à la figure, et son diamètre est représenté en vert. On peut y observer une rupture qui se propage depuis la surface libre dans l'épaisseur. Des images des surfaces libres d'échantillons en aluminium AA2024 (à $t = 2,5ms$) et en acier DP450 (à $t = 3.5ms$) montrent l'apparition des ruptures le long des ligaments pour chacun de ces matériaux, comme on peut le voir figure 2.25.

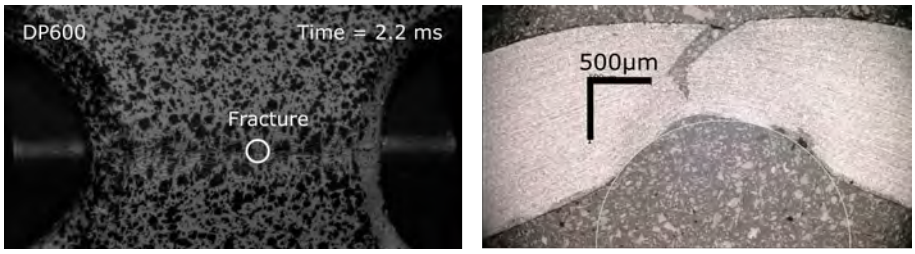


FIGURE 2.24 – Image de la surface libre du DP600 au moment de la rupture, et micrographie de l'épaisseur de l'éprouvette de DP600 après la rupture

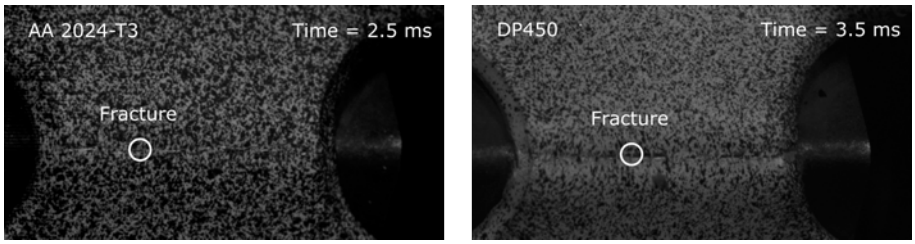


FIGURE 2.25 – Image de la surface libre du AA2024 (à gauche) et du DP450 (à droite) au moment de la rupture

2.2.3.4 Mesures de la force de contact entre le poinçon et la tôle

La figure 2.26a montre l'évolution de l'effort mesuré au cours du temps pour deux essais sur chacun des trois matériaux (la courbe de référence est tracée en trait plein, la répétition est tracée en pointillés). Les cercles sur les courbes indiquent l'instant où la déchire apparait en surface pour l'essai de référence. Dans le cas du DP600 et de l'aluminium AA2024, l'apparition de la déchirure en surface s'accompagne d'une chute brutale de la force, pour le DP600 elle intervient à une force de 8 kN, à t = 2.2 ms, et pour l'aluminium à une force de 2.1 kN à t = 2.5 ms.

L'acier DP450 a un comportement différent des deux autres matériaux, et se caractérise par une stabilité de l'effort autour de l'instant de force maximale déjà constatée au cours d'essais quasi-statiques par Grolleau et al. [41]. Figure 2.26a, la force maximale de 3.65kN intervient à l'instant 3.3 ms, et n'est pas inférieure à 3.5kN sur l'intervalle de temps [2.8 :3.7] ms. L'apparition de la déchirure en surface externe intervient nettement après la force maximale, 0.2ms plus tard à l'instant 3.5ms pour la courbe de référence figure 2.26a et alors que l'effort est de 3.6kN.

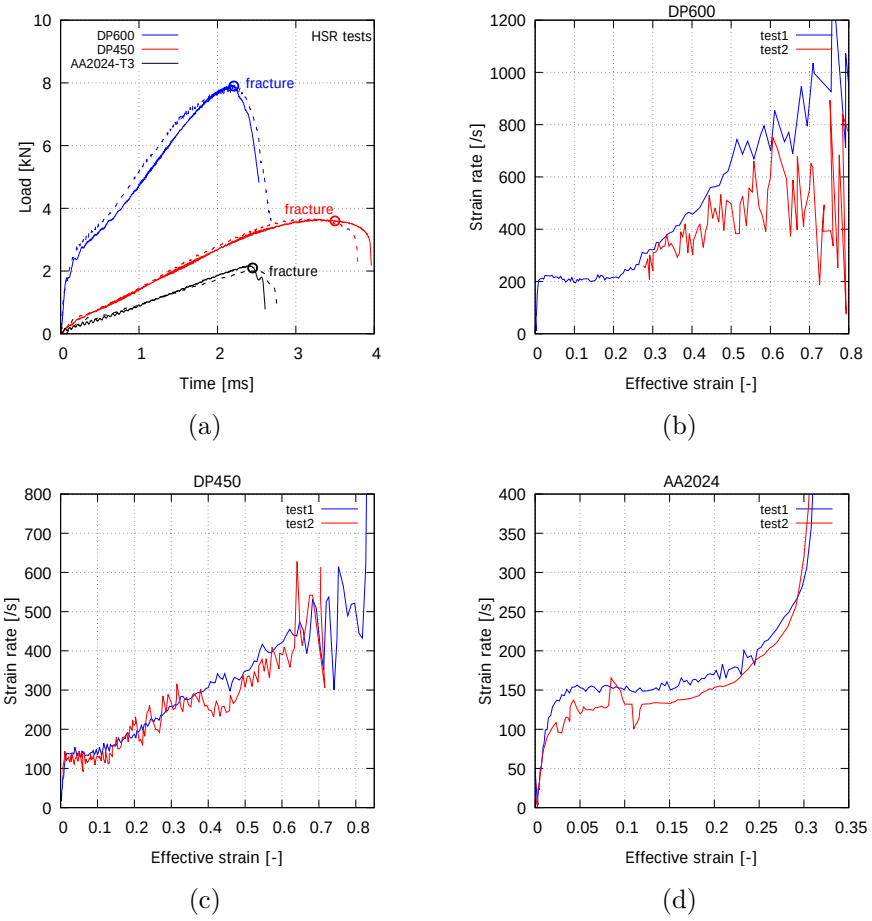


FIGURE 2.26 – (a) Mesure de la force (kN) en fonction du temps (ms) pour les trois matériaux ; Evolution de la vitesse de déformation en fonction de la valeur de déformation effective, (b) pour l'acier DP600, (c) pour l'acier DP450, (d) pour l'aluminium AA2024

2.2.3.5 Vitesse et trajet de déformation

Les vitesses de déformation en fonction de la déformation effective calculée au centre du ligament sont présentées figure 2.26 pour les différents essais rapides. Deux essais sont systématiquement présentés. Dans le cas des deux aciers testés, la vitesse de déformation est stable en début d'essai, comprise entre 150 et 200 /s, puis augmente linéairement jusqu'à 800 /s avant la rupture. Pour l'aluminium la vitesse de déformation est stable jusqu'à des déformations de l'ordre de $0,2$, proche de 150 /s, puis augmente de façon exponentielle jusqu'à des valeurs de l'ordre de 400/s.

Comme dans le cas quasi-statique présenté par Grolleau et al. [41], la qualité de l'essai

peut être appréciée par le niveau d'homogénéité de la déformation le long du ligament (cf ligne blanche sur la figure 2.21a), ce qui limite l'influence de la procédure de détection de la zone de rupture et apporte plus de robustesse à l'évaluation de la déformation à rupture.

L'évolution des déformations le long du ligament est tracée pour le DP600 sur la figure 2.27a pour des valeurs successives du déplacement du poinçon de $12,5\%$ à 100% du déplacement à rupture de l'éprouvette. Les déformations sont relativement homogènes tout au long de l'essai dans la zone centrale du ligament, sur près de 80% de la longueur du ligament. En fin d'essai, lorsque le déplacement atteint 70% du déplacement à rupture, on note un accroissement de la dispersion de la valeur de la déformations.

Un second critère d'évaluation de la qualité de l'essai en traction à déformation plane est le ratio des déformations principales (Cf. Dourneau et al. [80]), qui plus il est élevé plus l'état de traction en déformation plane est respecté :

$$\varepsilon_{ratio}^{PST} = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \tag{2.4}$$

Où ε_1 est la déformation majeure, et ε_2 la déformation mineure mesurées en surface. Si la valeur du ratio des déformations principales est supérieure à 5, l'état de sollicitation est généralement considéré comme correspondant à de la traction à déformation plane. La figure 2.27b montre l'évolution de ce ratio le long du ligament à l'instant de la rupture pour le DP600, on note que le ratio est supérieur à 20 sur 80% de la longueur du ligament, notamment dans la zone de rupture du DP600.

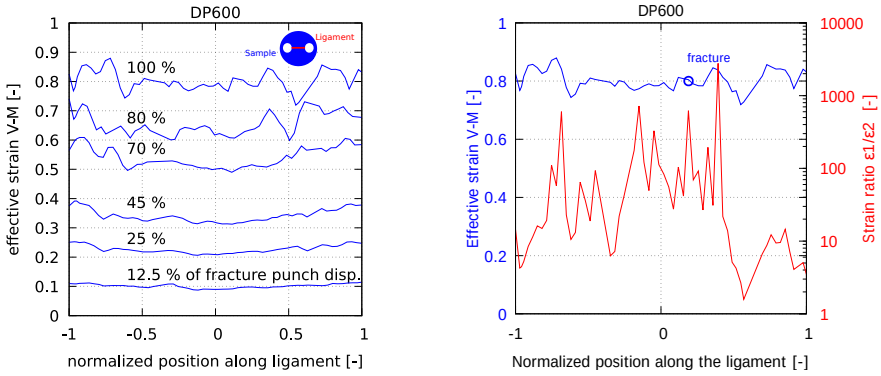
Des résultats similaires ont été observés sur l'aluminium AA2024 et l'acier DP450, où les déformations le long du ligament sont globalement homogènes sur 80% de l'éprouvette tout au long de l'essai (figures 2.28a pour l'aluminium, 2.29a pour l'acier DP450), et la déchirure intervient pour les deux essais alors que les valeurs du ratio des déformations principales sont supérieures à 20 (figures 2.28b pour l'aluminium,2.29b pour l'acier DP450).

Les valeurs de déformations effectives à rupture, au sens de Von-Mises, calculées au cours des essais en traction à déformation plane en dynamique sont présentées tableau 2.6. Elles sont comparées avec les valeurs obtenues au cours des essais réalisés sur les mêmes matériaux en quasi-statique, avec les systèmes de caméras basse fréquence et haute fréquence. Toutes ces valeurs sont présentées dans le tableau suivant :

Matériau	DP600	DP450	AA2024
Essai quasi-statique Dispositif Quasi-statique	0.8 (+-0.01)	0.84 (+-0.01)	0.28 (+-0.02)
Essai quasi-statique Dispositif dynamique	0.8 (+-0.01)	0.85 (+-0.01)	0.26 (+-0.02)
Essai dynamique Dispositif dynamique	0.8 (+-0.01)	0.85 (+-0.01)	0.3 (+-0.02)

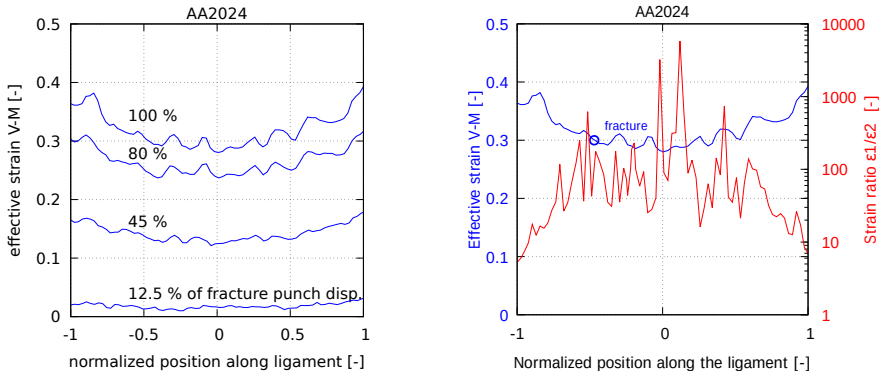
TABLE 2.6 – Résultats des déformations effectives à rupture pour tous les essais.

Les résultats des essais montrent que la valeur de déchirure en traction en déformation plane en régime dynamique est légèrement supérieure ou égale à celle mesurée en régime quasi-statique pour les aciers DP600 et le DP450 avec un écart de l'ordre de 0.01 en déformation, soit un écart relatif de 1.2%, identique à la dispersion des résultats observés. De même pour l'alliage d'aluminium, la déformation à rupture de 0.3 n'est supérieure à la mesure quasi-statique que de seulement 7% en valeur relative, une différence encore une fois non significative en regard des dispersions de répétabilité.



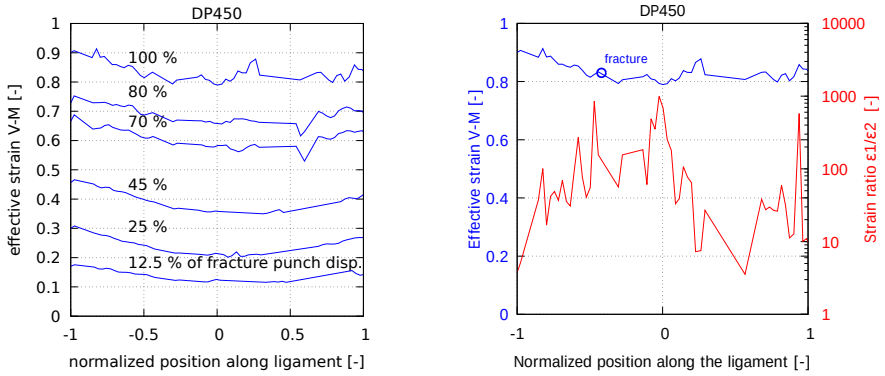
(a) (b)

FIGURE 2.27 – (a) Évolution de la déformation en fonction de la position le long du ligament pour plusieurs niveaux de déformation sur le DP600, (b) Évolution du ratio des déformations majeurs/mineurs en fonction de la position le long du ligament sur le DP600



(a) (b)

FIGURE 2.28 – (a) Évolution de la déformation en fonction de la position le long du ligament pour plusieurs niveaux de déformation sur le AA2024, (b) Évolution du ratio des déformations majeurs/mineurs en fonction de la position le long du ligament sur le AA2024



(a) (b)

FIGURE 2.29 – (a) Évolution de la déformation en fonction de la position le long du ligament pour plusieurs niveaux de déformation sur le DP450, (b) Évolution du ratio des déformations majeurs/mineurs en fonction de la position le long du ligament sur le DP450

2.2.4 Simulation numérique de l'essai de traction à déformation plane

Cette partie est consacrée à la simulation numérique de l'essai de traction à déformation plane. La simulation est réalisée avec le code de calcul LS-Dyna, en version explicite,

telle que présentée par Grolleau et al. [41].
Le maillage utilisé est présenté figure 2.30. L'essai présente deux plans de symétrie, un quart de l'éprouvette mini-Nakazima a donc été modélisé avec des éléments solides linéaires à intégration réduite. Après une étude de sensibilité au maillage, la dimension des plus petits éléments a été fixée à 10x10x10 µm^3. Les nœuds du rayon extérieur de l'éprouvette (r = 15mm) sont encastrés. Des éléments coques ont été utilisés pour le poinçon, considéré rigide, le rayon du poinçon est de 1 mm.
Un ajustement de la masse volumique (Mass Scaling) est utilisé lors des calculs quasi-statiques, aboutissant à la réalisation de près de 300 000 pas de temps explicites pour la résolution, garantissant que les effets d'inertie demeurent négligeables. Pour les calculs dynamiques, une vitesse constante de 2 m/s est appliquée aux nœuds du poinçon. Un contact *SURFACE_TO_SURFACE est mis en place entre la surface inférieure de l'éprouvette et la surface du poinçon. Une loi de comportement rigide est utilisée pour le poinçon. Un coefficient de friction de 0.1 est utilisé pour le contact entre le poinçon et l'échantillon, mais il est à noté que la valeur choisie est sans effet sur une plage de 0.01 à 0.2.

Les lois de comportement sont présentées au Chapitre 1 pour l'acier DP450 et l'aluminium AA2024. La modélsation de l'acier DP600 reprend les mêmes caractéristiques que pour l'acier DP450, avec une fonction de charge isotrope ($P_{12} = -0.5$, $P_{22} = 1.$ et $P_{33} = 3.$). Les coefficients de la loi d'écoulement sont déterminés à partir des coefficients de Lankford issus des travaux de Rahmaan et al. [81], tout comme la fonction d'écrouissage et la sensibilité à la vitesse de déformation. Les paramètres de l'acier DP600 sont présentés dans les tableaux 2.7,2.8.

	G_{12}	G_{22}	G_{33}
DP600	-0.47	0.92	2.58

TABLE 2.7 – Paramètres d'anisotropie de l'acier DP600

	$\dot{\varepsilon}$ [/s]	C [-]
DP600	8e-5	0.022

TABLE 2.8 – Paramètres du modèle de Johnson-Cook pour le DP600

Dans un premier temps la mesure expérimentale des épaisseurs des échantillons à force maximale va permettre de valider les résultats numériques ; dans un deuxième temps le

résultat de la force en fonction de la déformation effective est comparée entre les simulations et les essais.

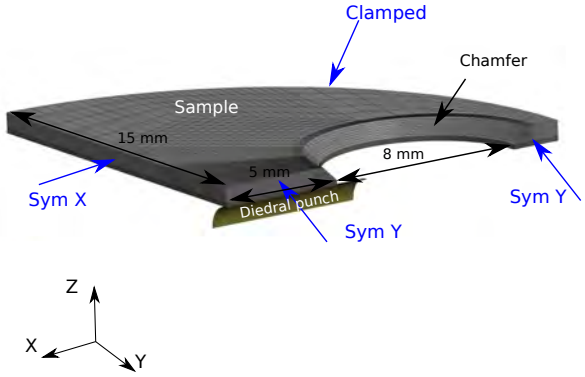


FIGURE 2.30 – Maillage 3D de l'essai de traction à déformation plane

Une mesure d'épaisseur est effectuée sur les éprouvettes sollicitées en quasi-statique (cf figure 2.31). La mesure d'épaisseur est effectuée sur des éprouvettes issues d'essais interrompus à un instant précédent l'occurrence de la force maximale. Les échantillons sont découpés puis polis, attaqués chimiquement pour révéler la structure. Les images de la figure 2.31 ont pour normale la direction du ligament. Les images de micrographie ont été obtenues à l'aide d'un microscope Keyence ; les épaisseurs finales mesurées pour chaque matériau sur trois échantillons sont : $0.97 \pm 0.03mm$ à une déformation effective en surface de l'ordre de 0.27 pour l'aluminium. L'épaisseur mesurée est de $0.90 \pm 0.03mm$ à la déformation de 0.8 pour l'acier DP600 ; et $0.51 \pm 0.01mm$ à la déformation de 0.65 pour l'acier DP450, soit des dispersions sur les mesures d'épaisseur de $\pm 3\%$ entre valeur minimale et maximale. Notons que dans le cas de l'aluminium, une amorce de rupture est toujours intervenue, pouvant conduire à une légère sous-estimation lors de la mesure de l'épaisseur.

La figure 2.32 montre l'évolution des épaisseurs de chaque éprouvette obtenues en fonction de la déformation effective dans le cas des simulations en quasi-statique. Dans le cas de l'acier DP600, la simulation prédit une épaisseur finale de $0.94mm$ à l'instant où la déformation effective en surface est égale à 0.8, ce qui correspond à l'instant où la force est maximale au cours des essais. La micrographie correspondante permet de mesurer une

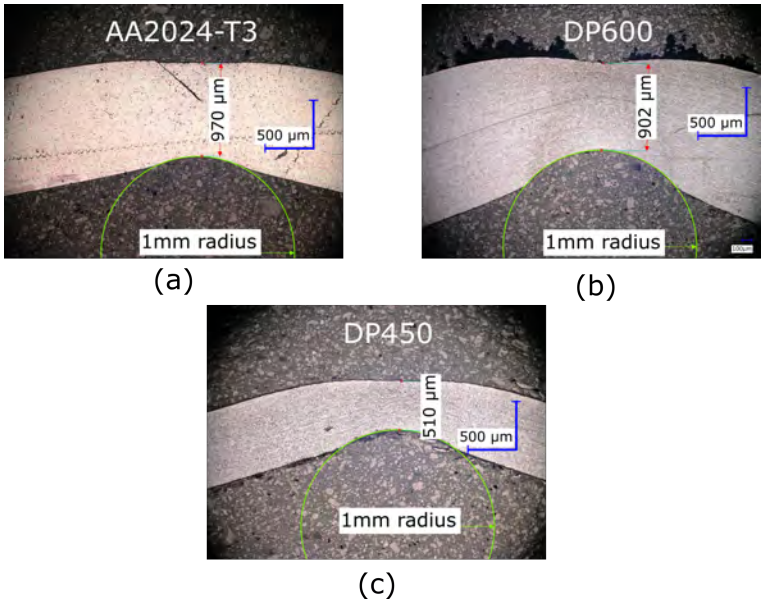


FIGURE 2.31 – Micrographie des épaisseurs des 3 matériaux, AA2024, D450, DP600 issus d'essais interrompus à la force maximale au cours de l'essai de traction à déformation plane quasi-statique.

épaisseur de $0.902mm$ pour l'acier DP600, soit un écart relatif de près 4%. Les résultats sur le DP450 et l'aluminium montrent que les calculs d'épaisseurs issus de la simulation concordent avec les micrographies ; les écarts relatifs entre les épaisseurs obtenues par simulations et au cours des expériences sont au maximum de 4%, ce qui peut être considéré comme peu significatif au regard des dispersions de mesure.

Les forces en fonction des déformations effectives sont tracées sur la figure 2.33 pour les simulations (en bleu) et les essais (en rouge) quasi-statiques, en traits plein. La simulation de l'essai de l'acier DP450 montre une bonne corrélation par rapport à l'expérience (cf. figure 2.33a), avec une courbe numérique qui a la même tendance que le résultat expérimental, la force numérique de $2.7kN$ est atteinte pour une déformation de 0.8 soit un écart relatif de 3% par rapport à l'essai. Dans le cas de l'acier DP600 (cf. figure 2.33b), la courbe numérique a la même tendance que la courbe expérimentale avec des niveaux d'effort plus élevés de 6% en simulation. Le résultat numérique de l'aluminium AA2024 (cf figure 2.33c) montre un écart de seulement 4% en force entre la simulation et l'essai.

Les simulations numériques des essais rapides ont été effectuées en activant la sensi-

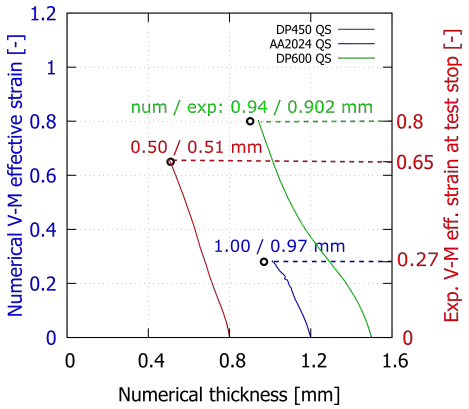


FIGURE 2.32 – Prédictions numériques de l'évolution des épaisseurs en fonction de la déformation effective en surface. Les marques circulaires noires correspondent aux mesures expérimentales.

bilité à la vitesse de déformation sur les aciers. Comme l'aluminium AA2024 n'est pas sensible à la vitesse de déformation, le résultat numérique en quasi-statique est le même que celui en dynamique.

Le résultat de la comparaison des simulations et des essais dynamiques est présenté sur la figure 2.33 en pointillés. La courbe numérique obtenue pour le DP600, figure 2.33b, a sensiblement la même tendance que le résultat expérimental, la force numérique pour un déformation de 0.8 est la même que la force mesurée expérimentalement.

Dans le cas de l'acier DP450, figure 2.33a, la courbe numérique est superposée à la courbe expérimentale jusqu'à une force de 2kN et une déformation de 0.2. La courbe numérique a des niveaux de force 6% plus faibles que le résultat expérimental, et l'écart de force pour une déformation de 0.8 est de moins de 2% entre l'essai et la simulation.

Pour l'aluminium AA2024, figure 2.33c, on retrouve bien une quasi-insensibilité à la vitesse de déformation, avec des courbes d'effort très proches pour les essais quasi-statique et rapide, pour l'essai rapide, la force simulée est 6% plus faible qu'en expérimental.

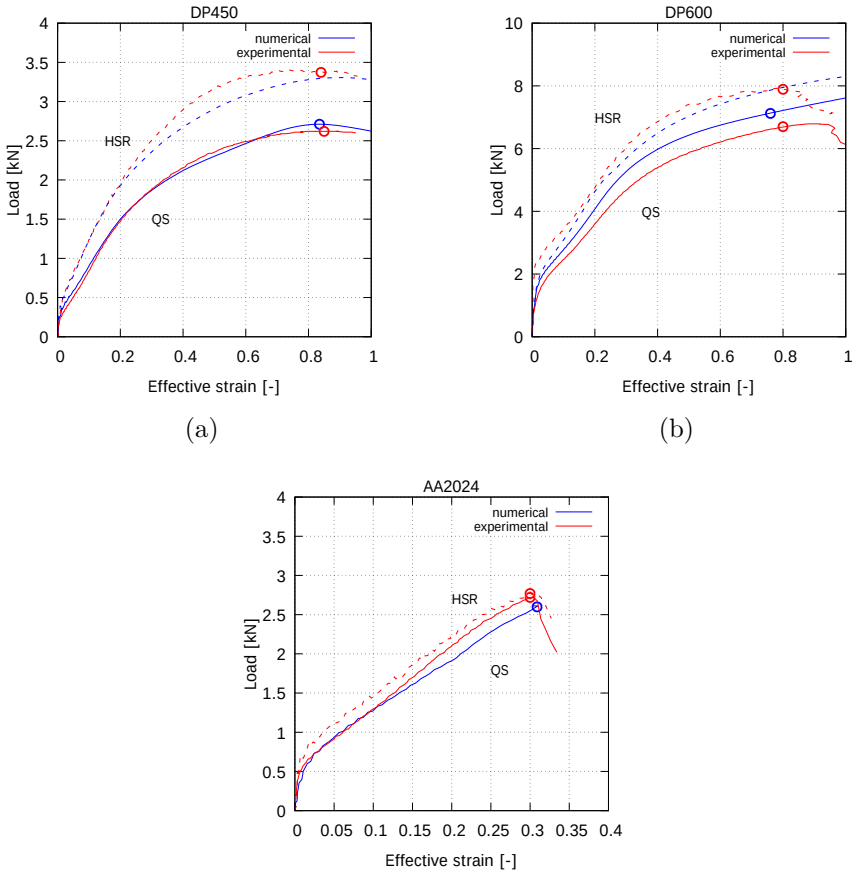


FIGURE 2.33 – Comparaison des forces simulées et expérimentales en fonction de la déformation effective en traction plane quasi-statique ; (a) DP450 ; (b) DP600 ; (c) AA2024.

2.2.5 Simplification de la mesure, d'une corrélation 3D à 2D

L'ensemble des résultats expérimentaux précédents a été post-traité avec la méthode de stéréo-corrélation d'images en 3D. L'avantage de la technique présentée est que le poinçon reste statique par rapport aux caméras, conservant ainsi une distance focale fixe. Mais leur positionnement classique est symétrique par rapport aux plans de symétrie de l'échantillon, aucune des caméra n'est donc à la verticale de la surface de l'échantillon. Pourtant, une telle configuration est possible, présentée figure 2.34, avec une première caméra dite "top-view" et une seconde caméra latérale, dite "side-view". Cette configuration permet d'utiliser les images de la caméra 1 (top-view) comme référence pour la corrélation 3D, et pour la corrélation 2D ; dont les résultats peuvent alors être comparés pixel à pixel.

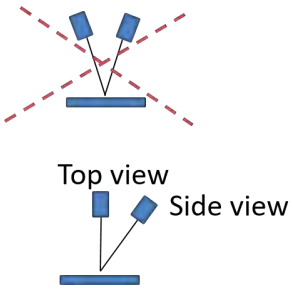


FIGURE 2.34 – Positionnement des caméras pour la comparaison entre DIC 3D et 2D.

La figure 2.35 montre les champs de déformations calculés en 2D à partir de la caméra 1 (top-view), et en 3D avec les images des deux caméras (caméra 1 et caméra 2). Les deux champs sont tracés avec la même échelle de déformation pour l'acier DP600, avec une déformation maximale de l'ordre de 0.8 sur l'arête.
L'évolution de la déformation effective en fonction de la position à travers le ligament est tracée sur la figure 2.35 dans le cas de l'acier DP600, pour un essai quasi-statique. Les résultats expérimentaux en 2D et 3D sont tracés pour plusieurs niveaux de déplacement correspondant à 50, 65, 80 et 100% du déplacement à rupture. Pour chaque niveau de déplacement, la différence entre la mesure de déformation effective issue des corrélations 2D et 3D est inférieure à 1% dans la zone de déformation maximale.
Toutes les valeurs de déchirure déterminées en quasi-statique et en dynamique à partir de la corrélation 3D ont ainsi pu être également calculées à partir de la corrélation 2D sans conduire à des écarts supérieurs à 1%.

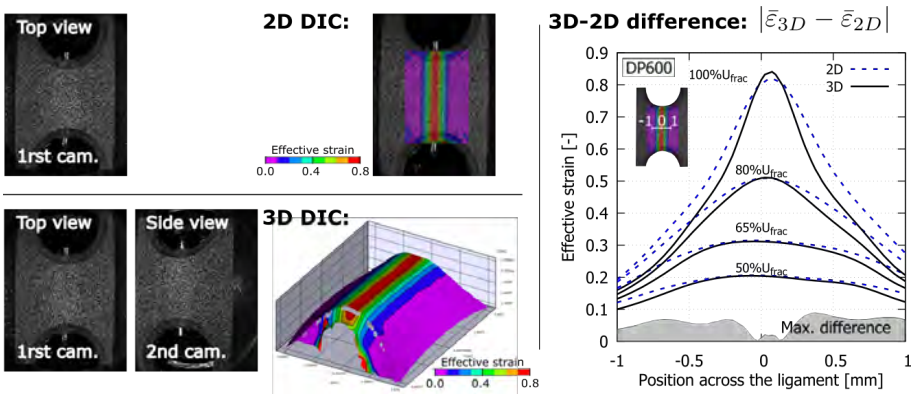


FIGURE 2.35 – Comparaison des résultats de corrélation d'images 2D et 3D ; évolution de déformation effective en fonction de la position à travers le ligament pour l'essai quasi-statique sur le DP600

2.2.6 Conclusion

L'essai de traction à déformation plane a été adapté pour atteindre des vitesses de déformations de l'ordre de 200 /s ; trois matériaux ont été testés : un acier DP600, un acier DP450, un aluminium AA2024. L'objectif de cette étude est de déterminer la valeur de déformation à l'instant de la déchirure pour cet état de contrainte. Deux caméras rapides ont été installées sur le dispositif dynamique afin de calculer la déformation avec une résolution de 28 µm/pixels, à l'aide de la stéréo corrélation d'images 3D. Les résultats des essais montrent que la déformation effective à déchirure sur les aciers DP450 et DP600 est la même en quasi-statique qu'en dynamique avec 0.85 pour le DP450 et 0.8 pour le DP600. Dans le cas de l'aluminium AA2024, il y a un écart relatif de 6.6% entre la valeur de déformation en quasi-statique (0.28) et la valeur en dynamique (0.3). Des simulations numériques, validées par des mesures d'épaisseur sur essais interrompus ont permis de retrouver l'ensemble de l'évolution des forces et des déformations pour les trois matériaux avec des écarts entre simulation et essai inférieurs à 6%.
Une dernière partie est consacrée à la comparaison des résultats issus de corrélations 2D et 3D. Les dispositifs présentés dans cette étude permettent de positionner une caméra face à l'éprouvette. Les valeurs de déformations à rupture obtenues par corrélation 2D sont les mêmes que celles obtenues par corrélation 3D, ouvrant la voie à une simplification drastique de l'essai.

Chapitre 3

Caractérisation de la résine Poly-DCPD : Nextene™

Sommaire

3.1 Introduction 82
3.2 Étude expérimentale de la résine Nextene™ 84
3.2.1 Traction uni-axiale en quasi-statique 84
3.2.1.1 Étude de répétabilité et anisotropie 85
3.2.1.2 Influence de la vitesse de déformation 86
3.2.1.3 Influence de l'histoire de chargement 87
3.2.1.4 Coefficient de Poisson plastique en traction 88
3.2.2 Compression en quasi-statique 91
3.2.2.1 Influence de la géométrie de l'éprouvette 93
3.2.2.2 Coefficient de Poisson plastique en compression 97
3.2.3 Compression dynamique : barres de Hopkinson 99
3.2.4 Cisaillement de type Iosipescu 101
3.2.5 Traction équi-biaxiale : gonflement hydraulique 103
3.2.6 Traction à déformation plane et poinçonnement hémisphérique 106
3.2.6.1 Essai en quasi-statique 106
3.2.6.2 Essai en dynamique 107
3.3 Étude numérique 108
3.3.1 La loi SAMP : Semi-Analytical Model for Polymere 108
3.3.2 Identification du comportement équi-biaxial 113
3.3.3 Validation de la loi SAMP identifiée 116
3.3.3.1 Traction à déformation plane 116
3.3.3.2 Poinçonnement hémisphérique 118
3.4 Conclusion 120

3.1 Introduction

Les résines polymériques ont toujours joué un rôle crucial dans la conception de composites hautes performances. C'est le cas de la résine époxy largement utilisée dans la fabrication nautique ou automobile. Afin de répondre au récent défi écologique, l'entreprise DEMETA développe un nouveau type de résine, le Nextene™, qui a pour avantage d'être peu énergivore lors de sa fabrication. Le Nextene™ est un poly-DCPD. [82] Sebastijan Kovacic et Christian Slugovc (2020) ont présenté la méthode de fabrication de polymères à base de poly-DCPD. Le Nextene™ est composé d'un ensemble de monomères reliés entre eux et de composition chimique : $C_{10}H_{12}$. Sa température de transition vitreuse est atteinte à 50°.
La résine a été fournie sous forme de plaques de différentes épaisseurs (15, 8 et 4 mm cf figure 4.30). Lors de l'élaboration de la plaque, un gradient de température apparaît entre le cœur du matériau et les faces en contact avec le moule. Il en résulte l'apparition de strates que l'on peut distinguer visuellement. Des essais de dureté réalisés sur trois épaisseurs de plaques de Nextene mettent en évidence la variation de dureté du matériau en fonction de son épaisseur 4.30.

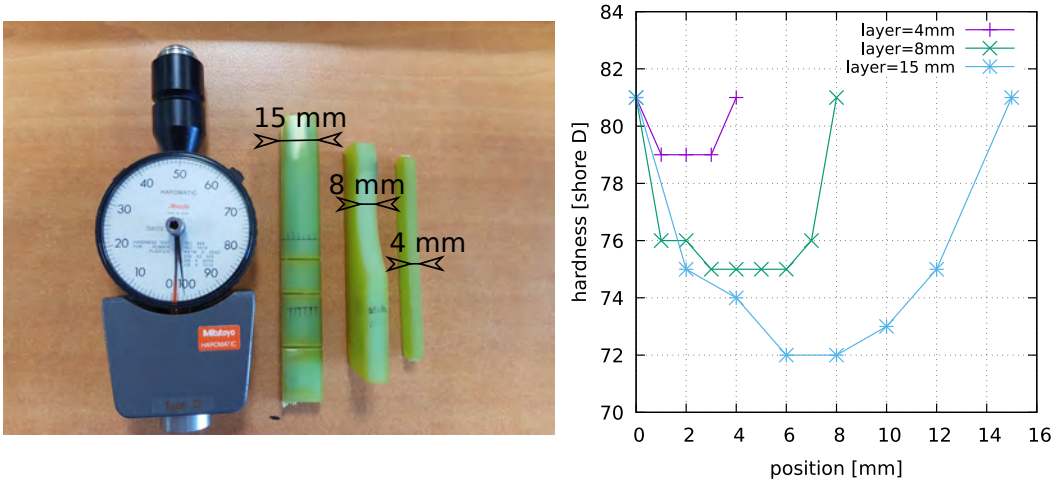


FIGURE 3.1 – Evolution de la dureté à travers l'épaisseur de différentes plaques de Nextene

Peu d'études abordent la caractérisation mécanique complète de ce type de résine. Les principales études concernent la résine époxy. Naik et al. [83], étudient l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement en compression de la résine époxy en utilisant un dispositif de barres d'Hopkinson [84] permettant d'atteindre des vitesses de

déformation de 1890/s. D'autres études sur l'époxy se concentrent sur les structures de type composite avec des fibres de Kevlar par exemple[85], ou avec des fibres de ramies [86].

La plupart des études mécaniques sur les polymères sont basées sur des essais de type traction, compression et cisaillement. L. Zhao et al. [87] [88] proposent une étude sur le polymère thermoplastique Nylon PA66 sollicité de façon multiaxiale ou avec un trajet de chargement non radial, cisaillement puis compression. Le but de l'étude est d'identifier la surface de limite élastique suivant différents états de contrainte. Un modèle théorique est identifié, et celui-ci prend en compte les singularités mises en évidence dans les résultats expérimentaux. Zhao et al. montrent que la limite élastique pour le PA66 n'est pas la même en traction et en compression, le matériau est sensible à la pression hydrostatique. Les premiers modèles prenant en compte un comportement avec des limites élastiques qui varient en fonction de l'état de contrainte sont le modèle de Desphande-Fleck [89] développé pour les mousses polymériques et le modèle de Druker-praker [46] développé pour l'étude des Bétons. Plus récemment, d'autres modèles constitutifs ont été proposés par L. Zhao et al. [87] [88], mais également par N. Balieu et al. (2013)[48], (2014)[49], (2015) [50] qui prennent en compte les effets liés à la sensibilité à la pression hydrostatique, à la température et la visco-élasticité. On peut également citer Vogler et al. [90], qui proposent un modèle prenant en compte une dissymétrie du comportement en traction/compression pour des polymères avec fibres renforcées.
Le logiciel commercial LS-DYNA, utilisé pour les simulations, propose un large choix de comportements. Dans le cas des polymères il existe la loi *MAT_187 : SAMP, pour Semi-Analytical Model for Polymere, developpée par Dubois et al. [51][42]. Le modèle SAMP permet de modéliser le comportement d'un polymère en prenant en compte les états de contraintes en traction, compression et cisaillement de façon indépendante. De plus, il est possible de prendre en compte l'évolution du coefficient de Poisson plastique avec la déformation de façon différenciée en traction et en compression.
Dans notre étude, la résine Nextene™ va être caractérisée de façon expérimentale via des essais classiques de traction, compression en quasi-statique/dynamique et cisaillement. Le comportement visco-élastique et l'influence de la température sur le comportement ne seront pas abordés. D'autres essais vont compléter l'étude, l'essai de gonflement hydraulique qui permet d'identifier le comportement de la résine en traction équi-biaxiale et l'essai de traction à déformation plane en quasi-statique/dynamique qui permettra de valider l'identification du modèle de comportement.

3.2 Étude expérimentale de la résine Nextene™

3.2.1 Traction uni-axiale en quasi-statique

Des essais de traction uni-axiale sont réalisés sur une machine conventionnelle de traction Instron 50 kN. Les dimensions de l'éprouvette sont présentées sur la figure 3.2. L'installation de l'éprouvette, d'épaisseur 4 mm (composant 1), dans la machine de traction est présentée sur la figure 3.2. L'éprouvette (composant 1) est fixée entre les deux mors (composant 5), deux extensomètres sont positionnés dans la zone utile de l'éprouvette de longueur Lo=70mm : extensomètre longitudinal (composant 2) et un extensomètre transverse (composant 3). Une jauge (composant 4) est collée sur l'éprouvette de façon à obtenir une mesure précise des déformations élastiques transverses et de valider les mesures de l'extensomètre transverse. L'objectif de cette installation est d'évaluer le changement de volume au cours de la déformation.
Les éprouvettes de traction sont prélevées dans des plaques de Nextene moulées de dimension 300x200 mm^2 et d'épaisseur initiale 8 mm. Les plaques sont usinées sur 2mm de profondeur sur chaque face afin d'obtenir une matière homogène Cf. figure 4.30, on fera alors l'hypothèse que les caractéristiques sont constantes dans l'éprouvette. Les éprouvettes sont ensuite découpées par découpe jet-d'eau.

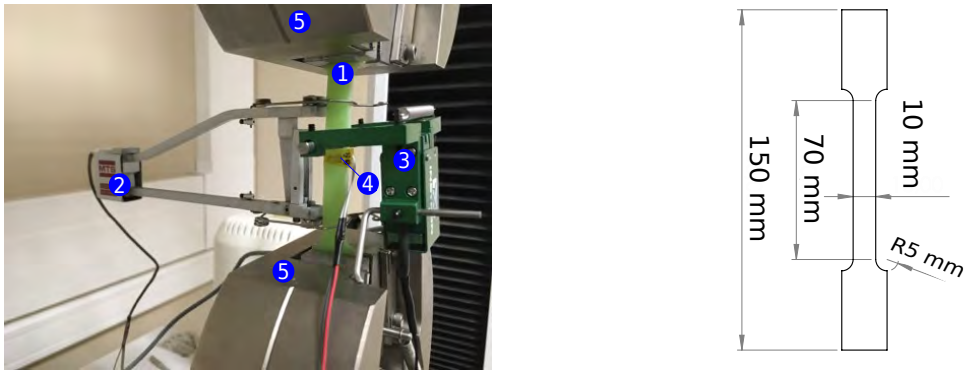


FIGURE 3.2 – Installation expérimentale pour la traction sur le Nextene, et présentation des dimensions de l'éprouvette de traction

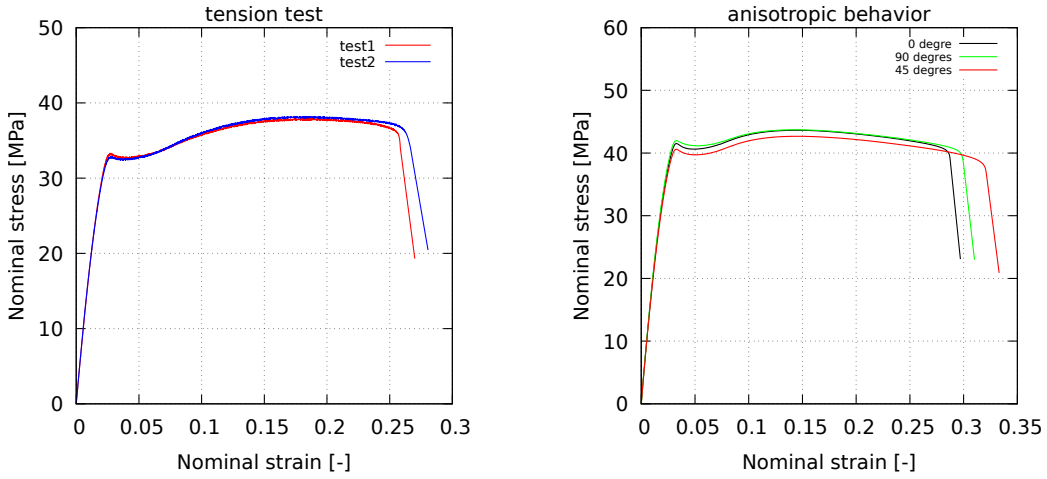
Pour les essais présentés, les courbes de comportement en traction seront tracées en contrainte nominale (σ_n) en fonction de la déformation longitudinale nominale mesurée par l'extensomètre avec :

$$\sigma_n = \frac{F}{S_0} \tag{3.1}$$

où F est l'effort mesuré par la cellule de force de la machine et $S_0 = 39.5\ mm^2$, la section initiale de l'éprouvette dans la zone utile.

3.2.1.1 Étude de répétabilité et anisotropie

Globalement le Nextene se comporte en traction comme beaucoup de thermodurcissables, il y a une phase réversible linéaire avec un module d'Young = 1700 MPa et un coefficient de Poisson élastique de 0.33 Cf. 3.1, 3.3a, 3.6a.



(a) (b)

FIGURE 3.3 – (a) Répétabilité d'essais de traction ; (b) comportement en fonction de l'orientation du prélèvement de l'éprouvette dans le plan

Les caractéristiques mécaniques de résistance à la traction en quasi-statique ($\dot{\varepsilon} = 10^{-4}/s$) sont données dans le tableau suivant :

E [MPa]	Poisson [-]	Re [MPa]	Rm [MPa]	A[%]
1700	0.33	33	38	27

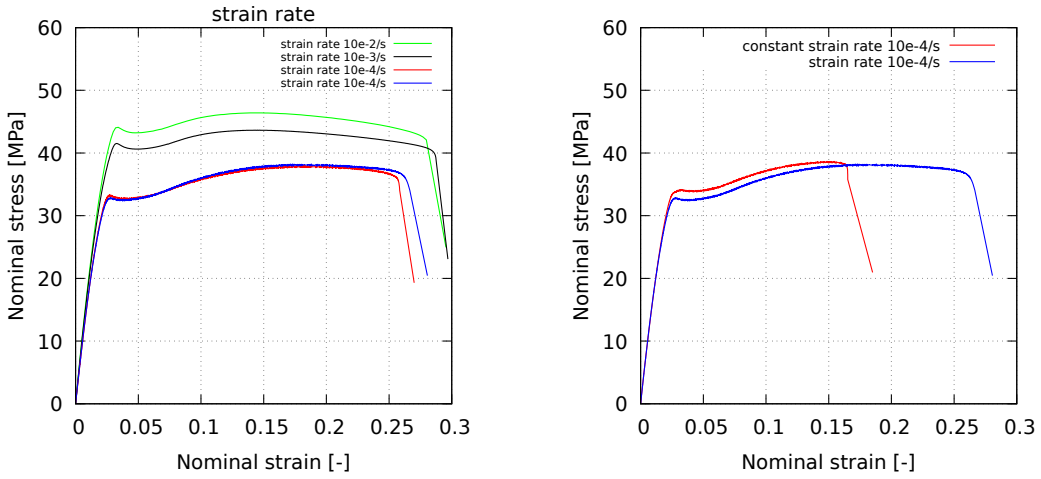
TABLE 3.1 – Caractéristiques mécaniques du Nextene™

Dans le domaine irréversible du matériau, le Nextene a un comportement qui écrouit peu, sur la figure 3.4a pour l'essai où la vitesse de déformation moyenne est de $\dot{\varepsilon} = 10e - 4/s$, la contrainte nominale élastique est atteinte à $33MPa$ puis elle augmente

jusqu'à environ $38MPa$ pour une déformation nominale de 0.15. L'essai se termine lorsque le matériau se déchire pour une contrainte de $38MPa$ et une déformation nominale de 0.26. Un essai a été effectué dans les mêmes conditions de vitesse de déformation courbe rouge et bleu 3.3a, afin de vérifier la bonne répétabilité de l'essai.
Pour vérifier l'isotropie du comportement du Nextene dans le plan, des essais de traction sont réalisés, des vitesses de déformations moyennes de $\dot{\varepsilon} = 10e{-}3/s$, et suivant différentes directions de prélèvement des éprouvettes dans la plaque à 0°, 45°, 90° par rapport à la plus grande dimension de la plaque. Les résultats sont présentés figure 3.3b, où l'écart relatif en contrainte entre les 3 courbes est de moins de 5%.
Pour conclure, le Nextene a un comportement, en traction, quasi élasto-plastique parfait, et il présente une très légère anisotropie dans le plan.

3.2.1.2 Influence de la vitesse de déformation

Des essais de traction à vitesse de traverse constante son effectués pour différentes vitesses de déformation $\dot{\varepsilon}$ et présentés figure 3.4a.



(a) (b)

FIGURE 3.4 – (a) Sensibilité à la vitesse de déformation en traction ; (b) comparaison entre vitesse de déformation constante et vitesse de traverse constante

Les vitesses de déformation $\dot{\varepsilon}$ initiales appliquées sont : $10e-4$, $10e-3$ et $10e-2/s$.

Les résultats montrent un écart de 25% sur la limite élastique, entre l'essai le plus lent

(courbes bleue et rouge $\dot{\varepsilon} = 10e{-}4/s$) et l'essai le plus rapide (courbe verte $\dot{\varepsilon} = 10e{-}2/s$). Des essais avec une vitesse de déformation constante $\dot{\varepsilon}_{constante}$ = 10e-4/s sont effectués. Le déplacement de la traverse est alors piloté par l'extensomètre longitudinal (Cf. 3.2). Le résultat est comparé avec un essai de traction réalisé à vitesse de traverse constante, pour une vitesse moyenne de déformation de $10e-4/s$. Un écart de contrainte de 6% est observé entre les deux essais (cf figure 3.4b).

Le matériau est sensible à la vitesse de déformation avec un gain de la limite élastique de 25% pour une multiplication de la vitesse de déformation d'un facteur x100.

3.2.1.3 Influence de l'histoire de chargement

Pour vérifier, le comportement hystérique de la résine, des essais de charge/décharge sont menés.

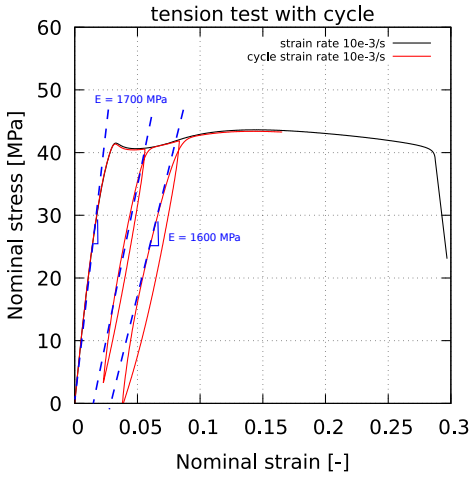


FIGURE 3.5 – Essai du comportement avec cycles d'hystérésis, charges et décharges

Le résultat est présenté figure 3.5, la courbe rouge correspond à un essai où 3 boucles d'hystérésis sont appliquées à l'éprouvette de traction. L'essai est comparé avec un essai monotone, pour une vitesse de déformation de 10e-4/s. La courbe d'hystérésis recouvre, lors des recharges, la courbe de traction monotone dans le domaine irréversible. Lors des chargements successifs, la raideur apparente de l'échantillon est légèrement décroissante, on note une perte de 5% du module apparent entre la première et la troisième charge.

Quand Le matériau est sollicité de façon hystérétique, il conserve la forme de son écoulement plastique cependant il perd 5% dans sa partie réversible pour une déformation nominale totale maximale de l'ordre de 8% seulement.

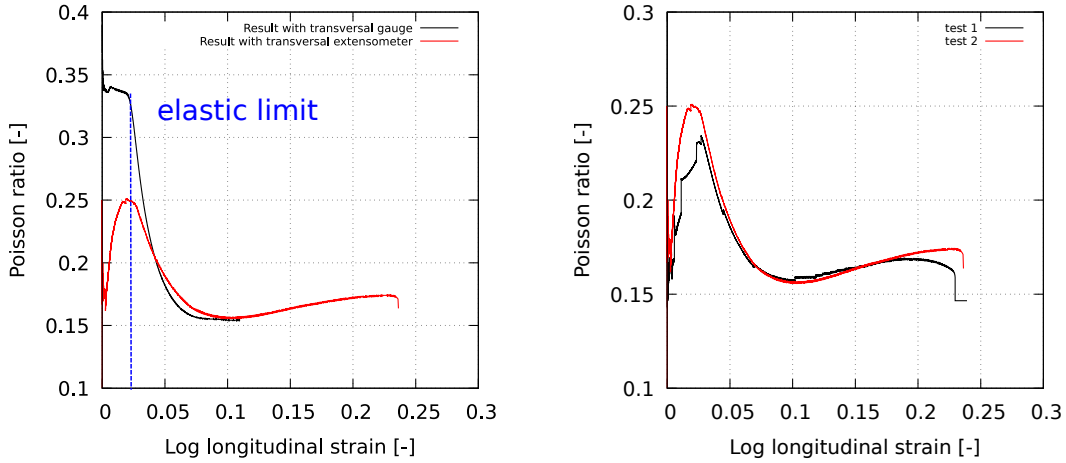
3.2.1.4 Coefficient de Poisson plastique en traction

Une mesure des déformations transversales est possible grâce à la jauge et à l'extensomètre transversal. Cette mesure permet de calculer de façon expérimentale le rapport entre les déformations logarithmiques longitudinales et transversales que l'on notera ν_{total} (Poisson ratio). Cette grandeur caractérise l'évolution du changement de volume au cours de l'essai de traction.
Le coefficient de Poisson total ν_{total} est défini par la formule suivante :

$$\nu_{total} = -\frac{\varepsilon_T}{\varepsilon L} \tag{3.2}$$

L'évolution du coefficient de Poisson est tracée en fonction de la déformation longitudinale logarithmique figure 3.6b et 3.6a. La figure 3.6b montre la comparaison entre un coefficient ν_{total} obtenu à l'aide de la mesure de la jauge transversale (courbe noire) et de la mesure de l'extensomètre transversal (courbe rouge). Pour les deux courbes les déformations longitudinales logarithmiques sont mesurées à l'aide de l'extensomètre longitudinal. Aux plus petites déformations inférieures à 0.03, correspondant au régime élastique du Nextene, la mesure par jauge est plus précise que la mesure par extensomètre et conduit à une estimation du coefficient de Poisson constante $\nu_{total} = 0.33$, courbe noire. Au contraire, courbe rouge, l'utilisation de la mesure de déformation issue de l'extensomètre transversal conduit à une valeur de ν_{total} qui varie entre 0.17 à 0.25 avant que la limite élastique du Nextene ne soit atteinte. Un coefficient de Poisson élastique $\nu_e = 0.33$ constant semble donc caractériser la phase élastique.
Lorsque la limite élastique est dépassée, les deux courbes noire et rouge convergent jusqu'à un coefficient de Poisson $\nu_{total} = 0.15$ pour une déformation longitudinale $\varepsilon_L = 0.1$. Au delà, la jauge se décolle de l'éprouvette, et seule la mesure par extensomètre est alors possible.
La figure 3.6a montre qu'il y a une bonne répétabilité dans la mesure de ν_{total}. La courbe rouge et la courbe noire ont la même tendance jusqu'à une déformation longitudinale de 0.2. Le coefficient de Poisson ν_{total}, après avoir atteint sont minimum de 0.15 à $\varepsilon_L = 0.1$, augmente jusqu'à $\nu_p = 0.17$ pour une déformation $\varepsilon_L = 0.2$. Au delà d'une déformation

de 0.2 la courbe noire (test 1) décroit, et diverge de la courbe rouge (test 2) traduisant l'apparition de phénomènes locaux de striction.



(a) (b)

FIGURE 3.6 – (a) Comparaison du coefficient de Poisson obtenu avec la jauge transversale ou l'extensomètre transversal ; (b) répétabilité de la mesure sur deux tests

La courbe est de la forme contrainte vraie en fonction de déformation plastique vraie, comme sur la figure 3.24b. Pour calculer la contrainte vraie, il est nécessaire de prendre en compte l'évolution du coefficient de Poisson plastique ν_p. La relation de la contrainte plastique vraie est :

$$\sigma_{vrai} = \frac{F}{S} \tag{3.3}$$

avec F la force de la traverse, et S la section vraie au cours de l'essai. Et la section plastique vraie est calculée avec la relation :

$$S = S_0 \cdot exp(-2 \cdot \nu_{total} \cdot \varepsilon^L) = S_0 \cdot exp(-2 \cdot (\nu_p \varepsilon_p^L + \nu_e \varepsilon_e^L)) \tag{3.4}$$

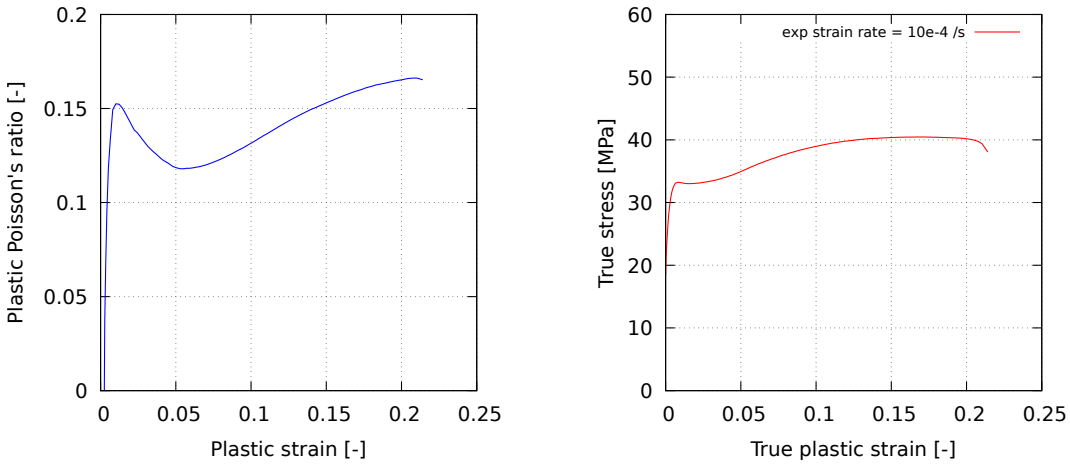
Avec ν_p le coefficient Poisson plastique, ε_p la déformation plastique longitudinale logarithmique, ν_e le coefficient Poisson élastique et ε_e la déformation élastique longitudinale logarithmique.
Les déformations plastiques sont calculées à partir des déformations totales et des déformations élastiques :

$$\varepsilon_p = \varepsilon - \varepsilon_e \tag{3.5}$$

La déformation élastique longitudinale est obtenue à partir de la raideur élastique, $\varepsilon_e^L = \frac{F}{k}$ où F est la force (N) mesurée par la cellule d'effort et k la raideur ($\frac{N}{mm.mm^{-1}}$). La déformation transverse élastique est obtenue en considérant un coefficient de Poisson élastique constant, $\varepsilon_e^T = -\nu_e \cdot \varepsilon_e^L$.
Le coefficient de Poisson plastique est le rapport entre les déformations plastiques longitudinales et les déformations plastiques transversales :

$$\nu_p = -\frac{\varepsilon_p^T}{\varepsilon_p^L} \tag{3.6}$$

L'évolution du coefficient de Poisson plastique en fonction de la déformation plastique longitudinale est présentée figure 3.7(a). De même, l'évolution de la contrainte vraie en fonction de la déformation plastique est présentée figure 3.7(b), la contrainte vraie a été déterminée en considérant un coefficient de Poisson plastique constant $\nu_p = 0.15$.



(a) (b)

FIGURE 3.7 – Comportement du Nextene en traction, évolution du coefficient de Poisson plastique (a) et de la contrainte vraie (b) en fonction de la déformation plastique longitudinale vraie.

La mesure du coefficient de Poisson, avec un $\nu_p^{traction} \approx 0.15$, montre que le Nextene n'a pas un comportement plastique iso-volume lorsque le matériau est sollicité en traction uni-axiale. Ces observations vont permettre d'affiner le choix du modèle de comportement, et une prise en compte du coefficient de Poisson sera nécessaire.

3.2.2 Compression en quasi-statique

La caractérisation en compression est réalisée pour différentes formes et dimensions d'éprouvettes.
Les éprouvettes sont comprimées avec une presse Instron de 500 kN de capacité, à l'aide de deux plateaux de compression rotulés dimensionnés pour 100 kN (cf figure 3.8). Deux caméras de 4 MPx (cf figure 3.8) sont positionnées à 450 mm de la cible pour effectuer une mesure par stéréo-corrélation 3D. La fréquence d'acquisition des images est 60 Hz. Les images enregistrées par les caméras sont traitées avec le logiciel de corrélation d'images 3D ARAMIS. La résolution de l'acquisition d'images est 44 µm/pixel.
Sauf précision contraire, les essais sont réalisés avec une vitesse de traverse constante, pour une vitesse de déformation initiale $\dot{\varepsilon} = 10e - 3/s$.

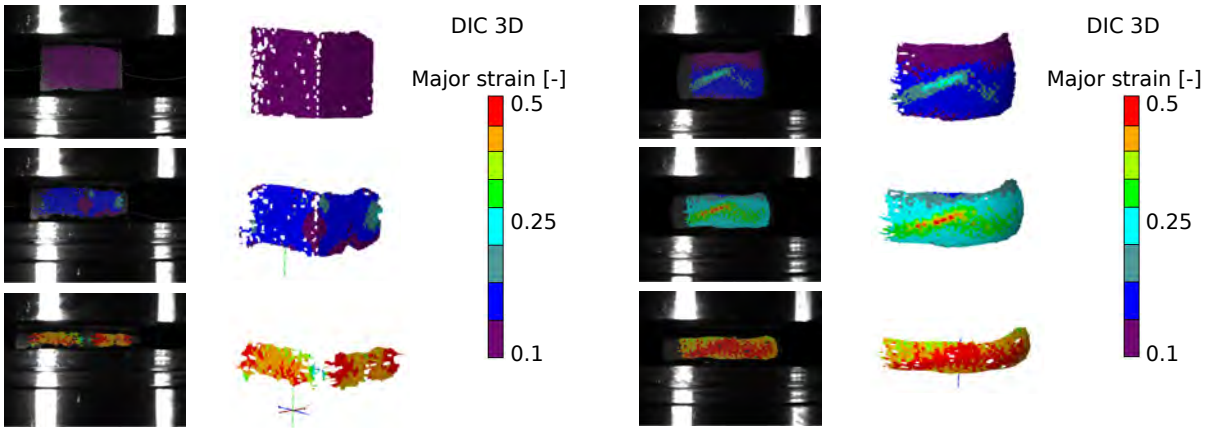


FIGURE 3.8 – Dispositif de compression en quasi-statique (image de gauche), éprouvettes de compression en Nextene (droite), éprouvettes cylindriques et cubique

Les éprouvettes sont présentées sur la figure 3.8. Deux formes d'éprouvettes sont étudiées : des éprouvettes cylindriques de différentes dimensions (épaisseur et diamètre) et des éprouvettes cubiques de dimensions 15x15x12 mm^3. Tout comme les éprouvettes de tractions, les éprouvettes de compression sont prélevées dans des plaques de Nextene moulées de 300x200 mm^2. Pour les éprouvettes cylindriques, les peaux sont conservées.
Pour les éprouvettes cubiques, 2.8 mm de peau ont été enlevés par fraisage, afin de ne conserver que la partie cœur du matériau (cf figure 4.30) ; on fait l'hypothèse que le com-

portement au cœur du matériau est homogène.

L'échantillon cubique est placé de tel sorte que deux faces du cube soient visibles pour la corrélation 3D, permettant d'observer l'évolution de la forme de l'éprouvette au cours de l'essai et les déformations sur deux faces simultanément. Les faces opposées des faces visibles par les caméras sont équipées de jauges de déformation, alignées selon la direction transverse, permettant de confirmer la symétrie des déformations entre faces opposées du cube.
Les figures 3.9a et 3.9b montrent l'évolution expérimentale du champ de déformation majeure, à différents niveaux de déformation, pour le cube et pour le cylindre. Il n'y a pas eu de perte de corrélation jusqu'à des déformations longitudinales logarithmique $\varepsilon_L = 0.6$. Le champ de déformation obtenu au cours de l'essai avec le cube (3.9a) est plus homogène que le champ obtenu avec le cylindre (3.9b).

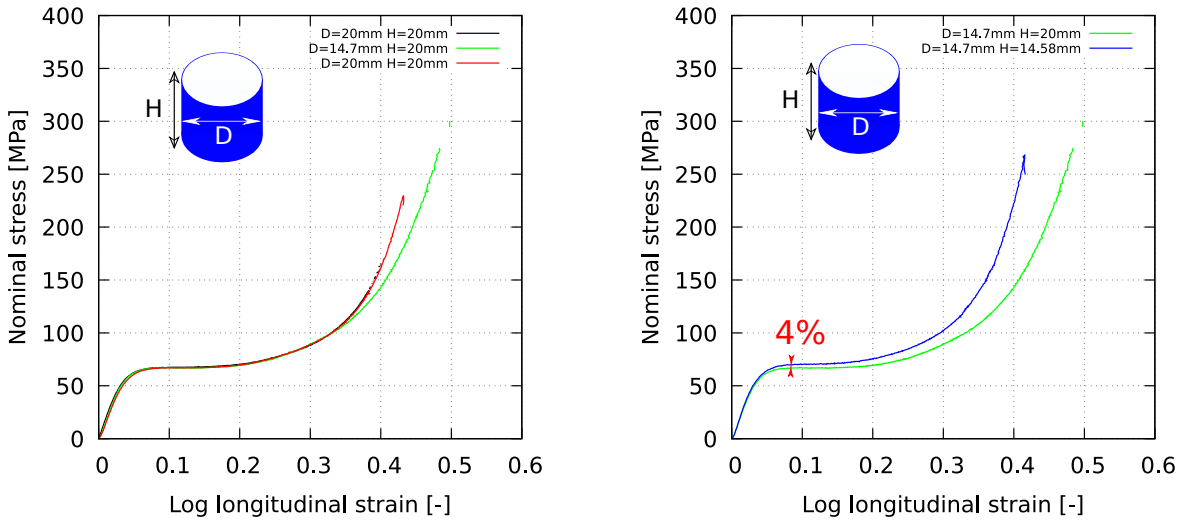


(a) (b)

FIGURE 3.9 – (a) Champs de déformation 3D du cube 12 x 12 x 15 mm ; (b) champs de déformation 3D du cylindre D = 20 mm H = 20 mm

3.2.2.1 Influence de la géométrie de l'éprouvette

Une étude paramétrique sur les dimensions de l'éprouvette cylindrique est illustrée par les figures 3.10a et 3.10b. Les courbes de contraintes nominales en fonction des déformations longitudinales vraies présentent toutes un aspect similaire, avec une pente élastique, suivie d'un plateau en contrainte et une phase de consolidation exponentielle. Par commodité, la déformation longitudinale de compression est considérée en valeur absolue pour le tracé des courbe.
Sur la figure 3.10a, différents diamètres (D = 20 et D = 14.7 mm) d'éprouvettes de même épaisseur H = 20 mm sont testés en compression. Les courbes rouge et noire (2 essais avec une éprouvette similaire D=H=20mm) montrent que l'essai de compression a une bonne répétabilité. L'essai sur éprouvette de diamètre réduit (D=14.7mm, H=20mm, courbe verte) diverge par rapport aux deux autres courbes à partir d'une déformation de 37%. On constate que le ratio de forme diamètre sur hauteur D/H a une influence sur la phase de consolidation, lorsque D/H augmente, la contrainte de consolidation augmente, ce qui laisse supposer que le matériau est sensible au confinement.



(a) (b)

FIGURE 3.10 – Contrainte nominale en fonction de la déformation vraie (en valeur absolue par commodité) au cours de la compression du Nextene. (a) Influence sur le comportement en compression du diamètre de l'éprouvette cylindrique ; (b) Influence de l'épaisseur de l'éprouvette cylindrique

Sur le graphe 3.10b, le résultat de la comparaison de deux éprouvettes de même diamètre mais d'épaisseur différentes est montré (H= 20 mm courbe verte, H = 14.5 mm courbe bleue pour un diamètre commun D=14.7mm). Dès que la limite élastique est atteinte jusqu'à une déformation de 20%, un écart relatif de 4 % en contrainte nominale est observé entre les deux essais. L'écart augmente pour des niveaux de déformation plus grands. On constate dans ce cas l'effet combiné du ratio de forme D/H et, en utilisant deux plaques d'épaisseur différentes, l'effet de la proportion de matériau dit "de peau" sur le comportement.

Grâce à la stéréo-corrélation d'images 3D, il est possible d'observer l'évolution de la forme de l'éprouvette au cours de l'essai. Figures 3.10a (cylindre, D = 20mm et H = 20 mm), et 3.11d (cube), il est possible d'observer le déplacement hors-plan, qui est mesuré le long d'une ligne parallèle à la direction de sollicitation. Le déplacement hors-plan est alors tracé en fonction de la position sur la ligne pour différents niveaux de déformation longitudinale. L'évolution de la déformation longitudinale logarithmique et du déplacement hors plan sont tracés sur le même graphe, en fonction de la position le long de la ligne figures 3.11b (cylindre) et 3.11d (cube). Dans le cas du cylindre, pour un niveau de déformation de l'ordre de 20%, l'écart relatif de déplacement hors-plan des points de la ligne est supérieur à 50% avec une forme conique marquée. Dans le cas du cube, cet écart est de l'ordre de 30%. On contacte un effet classique de confinement, conduisant à l'effet tonneau bien connu, combiné avec un effet de la présence des "peaux" de la plaque moulée dans le cas des éprouvettes cylindriques. L'évolution de la déformation est également plus homogène pour le cube, passant d'une déformation maximale de 0.25 à une déformation minimale sur la ligne de 0.18, alors que pour l'éprouvette cylindrique la valeur maximale de déformation sur la ligne est de 0.26 pour une déformation minimale de 0.16.

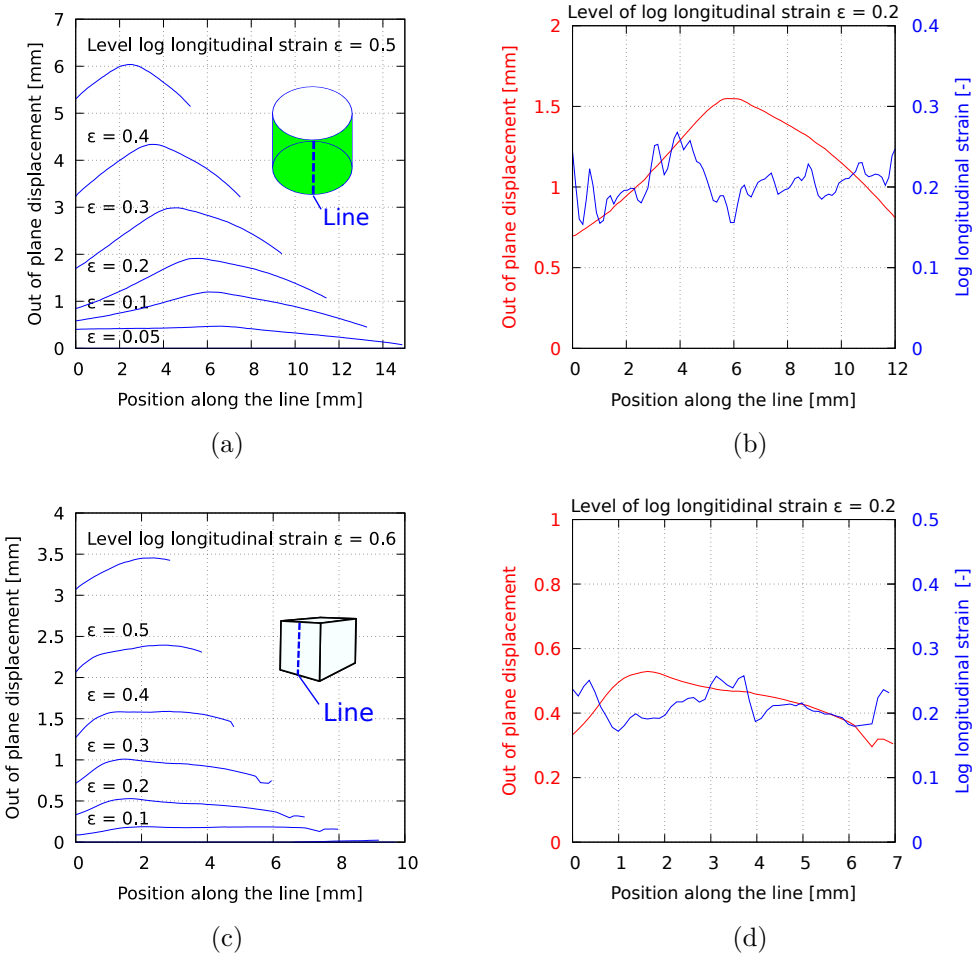


FIGURE 3.11 – Évolution du déplacement hors plan en fonction de la position sur une ligne axiale : (a) pour le cylindre D = 20 mm H = 20 mm ; (c) pour le cube 12 x 12 x 15 mm ; Évolution des déformations en fonction de la position sur la ligne : (b) pour le cylindre D = 20 mm H = 20 mm ; (d) pour le cube 12 x 12 x 15 mm

Les courbes 3.12, montrent la contrainte nominale (σ_n) en fonction de la déformation longitudinale logarithmique, pour les essais sur le cube (dimension : 15x15x12 mm^3) et sur le cylindre (dimension : D = 20mm, H = 20mm), les deux éprouvettes ont des ratios de forme comparables. Les déformations sont calculées à l'aide d'une jauge virtuelle définie par une surface de dimensions : 2x2 mm^2, créé sur ARAMIS, dans la zone centrale de l'échantillon (cf carré vert figure 3.12). Les contraintes nominales sont calculées avec la même relation que dans la partie traction 3.1. Les deux courbes atteignent une limite élastique en compression de 65 MPa pour une déformation de l'ordre de 5%. Elles sont

superposées jusqu'à des déformations de 18%, puis divergent. Les deux courbes ont une contrainte qui augmente de façon exponentielle après 20% de déformation, passant de 70 MPa à plus de 200 MPa. Ce phénomène, comparable à celui des mousses, peut s'expliquer par une densification du matériau en compression. Pour l'éprouvette cylindrique, le phénomène apparaît à partir de 20% de déformation, et pour l'éprouvette cubique le phénomène apparaît plus tard à des déformations de 30%.

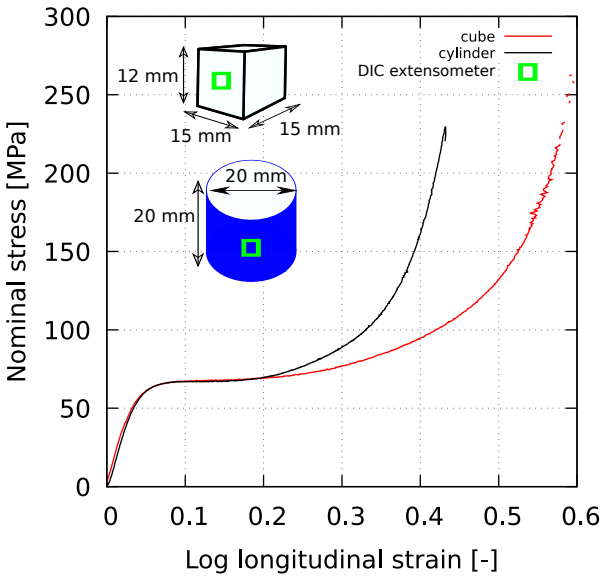


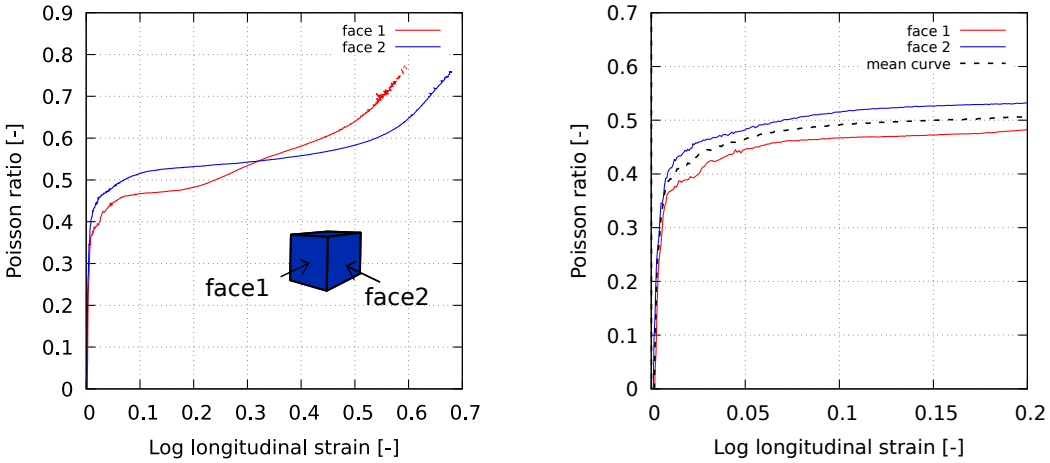
FIGURE 3.12 – Comparaison du comportement en compression d'un cube et d'un cylindre en Nextene

On peut en conclure :

- Le comportement en compression hors plan s'apparente à celui des mousses, avec une phase élastique, un plateau et une densification
- Dans le cas des éprouvettes cylindriques avec peau, le ratio de forme Diamètre/Hauteur a une influence sur la phase dite de consolidation, mais semble sans effet sur le comportement élastique ou plateau, jusqu'à des déformations de l'ordre de 0.3, dès lors que les éprouvettes sont prélevées dans des plaques de même épaisseur
- Le rôle des peaux de la pièce moulée dans le comportement en compression hors plan est significatif dès la phase plateau du comportement
- Les comportements obtenus avec des éprouvettes cylindriques avec peau et cubiques sans peau sont identiques jusqu'à des déformations de 0.2

3.2.2.2 Coefficient de Poisson plastique en compression

Tout comme dans la partie traction, l'évolution du volume est étudiée en compression. Le coefficient de Poisson est calculé grâce à la mesure de champs DIC 3D et au calcul des déformations transversales et longitudinales, équation 3.2. Le calcul du coefficient de Poisson est basé sur les essais réalisés sur éprouvette cubique, figure 3.13a, car le champs de déformation y est plus homogène que sur une éprouvette cylindrique (cf. 3.9a, 3.9b,3.11d3.11b).



(a) (b)

FIGURE 3.13 – (a) Évolution du coefficient de Poisson sur les deux faces d'un cube en fonction de la déformation longitudinale logarithmique (valeur absolue) ; (b) Zoom sur l'intervalle de déformation [0 :0.2].

Le coefficient de Poisson est calculé pour chacune des faces visibles du cube. L'évolution du coefficient de Poisson est tracée en fonction de la déformation longitudinale logarithmique. L'évolution n'est pas la même suivant la face où est calculé le coefficient, cela s'explique par le fait que l'évolution de la forme de l'éprouvette n'est pas totalement symétrique au cours de l'essai. Lorsque la moyenne des deux valeurs est calculée (ligne en pointillé figure 3.13b), la valeur du coefficient de Poisson est proche de 0.5 entre une déformation de 5% et 20%. Au delà d'un déformation de 30%, le coefficient de Poisson augmente jusqu'à une valeur moyenne de 0.7. Cet effet de gonflement (ν_p>0.5) pourrait

être attribué à un endommagement comme le laisse supposer le blanchiment de la surface, caractéristique de l'endommagement des polymères.

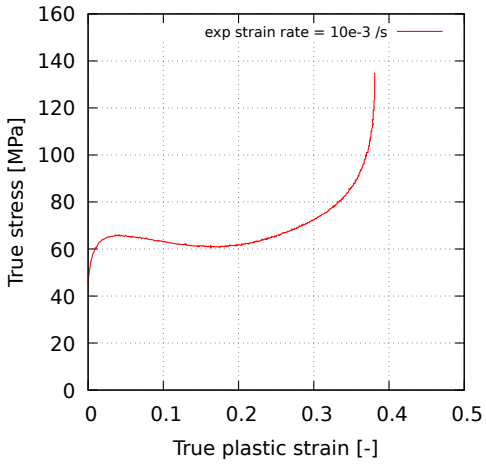


FIGURE 3.14 – Comportement du Nextene, en compression, tracé en contrainte vraie en fonction des déformations logarithmiques longitudinales

Le dépouillement de l'essai de compression en contrainte vraie, avec la même méthode que pour la traction, est présenté sur la figure 3.14. Le dépouillement est réalisé avec un coefficient de Poisson plastique constant de 0.5. On remarque dans ce cas une légère baisse de la contrainte entre 0.05 et 0.2 de déformation, cela est dû à l'augmentation de la section de l'éprouvette combinée au plateau d'effort observé pendant l'essai.
En conclusion des essais de compression quasi-statiques, plusieurs phénomènes ont été observés :
- La limite élastique en compression du Nextene est 65 MPa, elle est donc supérieure à la limite en traction qui est de 37 MPa.
- Le Nextene a un comportement quasi iso-volume ($\nu_p^{comp} \approx 0.5$) en compression jusqu'à des déformations de 0.2.

3.2.3 Compression dynamique : barres de Hopkinson

La sensibilité à la vitesse de déformation du Nextene, sollicité en compression, peut être étudiée grâce à l'utilisation des barres d'Hopkinson [84]. Le principe expérimental est montré sur la figure 3.15. Le but de la manipulation est de comprimer une éprouvette cylindrique (composant 3) entre une longue barre d'entrée (composant 1) et une barre de sortie (composant 2). La barre d'entrée est mise en mouvement à l'aide d'un projectile (striker, figure 3.15) projeté à 2 m/s grâce à de l'air comprimé. Les ondes élastiques sont mesurées à l'aide de jauges collées sur les deux barres d'entrée et de sortie et permettent de déterminer le comportement du matériau. L'analyse est conduite avec le logiciel David (G. Gary, LMS, Polytechnique). Les échantillons testés sont cylindriques et de dimensions : D = 14.7 mm et H = 14.8 mm, cf. figure 3.8.

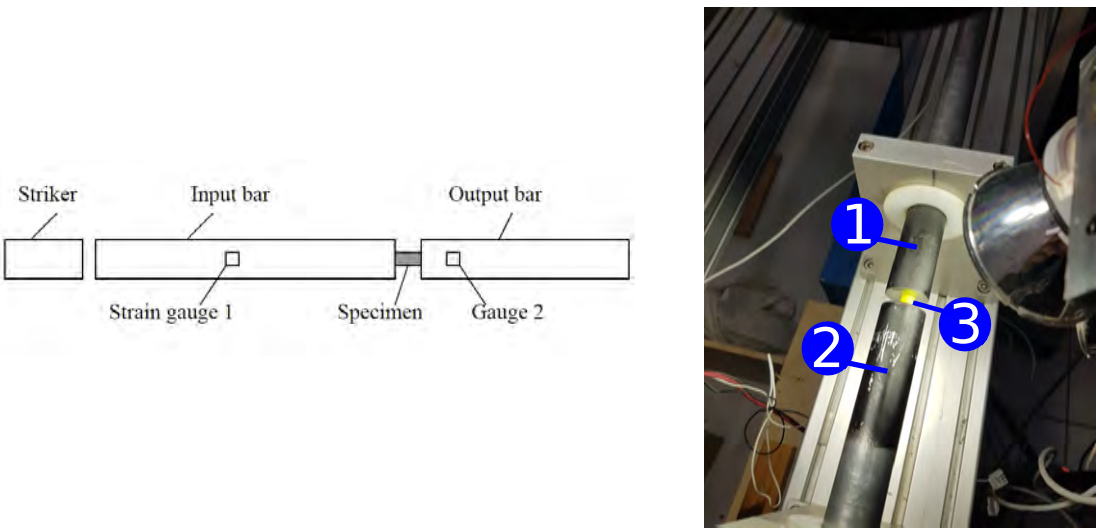
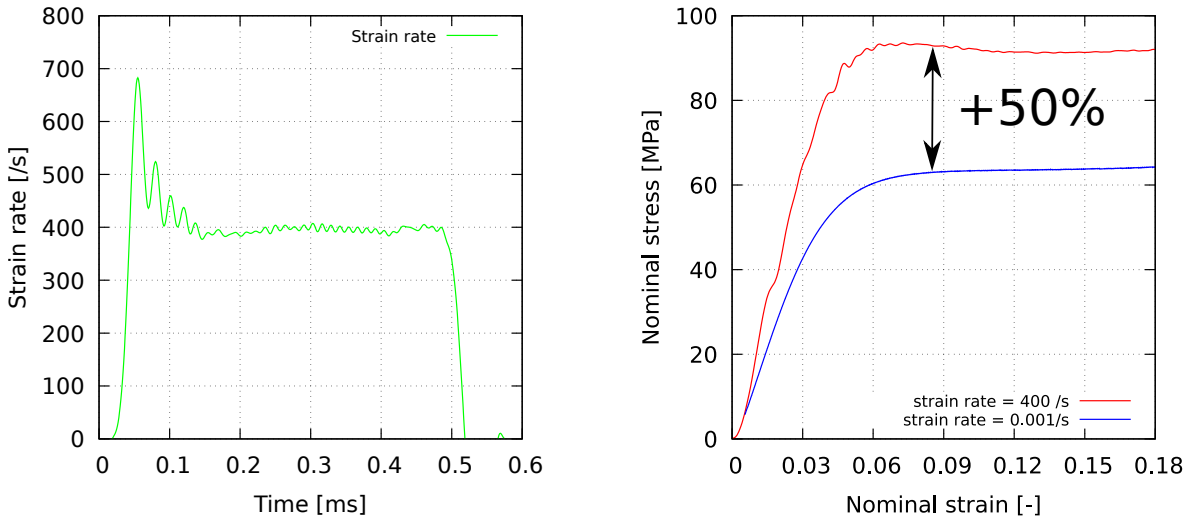


FIGURE 3.15 – Schéma du principe des barres de Hopkinson à gauche et dispositif des barres d'Hopkinson avec l'éprouvette Nextene

La vitesse de déformation nominale $\dot{l}/l_0$ en fonction du temps est tracée sur la figure 3.4a. L'essai a permis d'atteindre une vitesses de déformation stable de l'ordre de 400/s 3.4a. Le comportement de l'éprouvette cylindrique de Nextene est montré sur la figure 3.16b. La contrainte nominale est tracée en fonction de la déformation nominale longitudinale. La courbe bleue représente l'évolution du comportement du Nextene à une vitesse de déformation moyenne de 0.001/s et la courbe rouge correspond à l'essai de compression

sur les barres à une vitesse de déformation de 400/s, essais réalisés avec la même géométrie d'éprouvette. Lorsque l'éprouvette de Nextene est comprimée aux barres d'Hopkinson à une vitesse de déformation de 400/s, la contrainte nominale augmente de 50% par rapport à un essai en quasi-statique réalisé à $0.001/s$ 3.16b.



(a) (b)

FIGURE 3.16 – (a) Vitesse de déformation en fonction du temps ; (b) comparaison quasi-statique/dynamique de la compression du Nextene pour des éprouvette cylindriques D = 14.7 mm H = 14.7 mm

3.2.4 Cisaillement de type Iosipescu

Pour étudier le comportement du Nextene en cisaillement simple, un dispositif de type Iosipescu est utilisé, présenté figure 3.17. Cet essai a été développé par Ioesipecu en 1967 [91] et récemment réutilisé par Henderson et al.[92](2018) pour l'étude en cisaillement de composites. Le principe de l'essai est de cisailler une éprouvette rectangulaire entaillée d'une gorge en V à 90 ° avec un congé de raccordement de rayon 1 mm de chaque côté, cf. figure 3.17. L'éprouvette (composant 1) est positionnée dans les mors (composant 2 et 3) du dispositif figure 3.17. Le mors mobile (composant 3) se translate vers le bas, pendant que le mors (composant 2) reste fixe. L'éprouvette est peinte avec un mouchetis (zone encadrée en bleu figure 3.17) afin d'effectuer une mesure par corrélation d'images 2D.

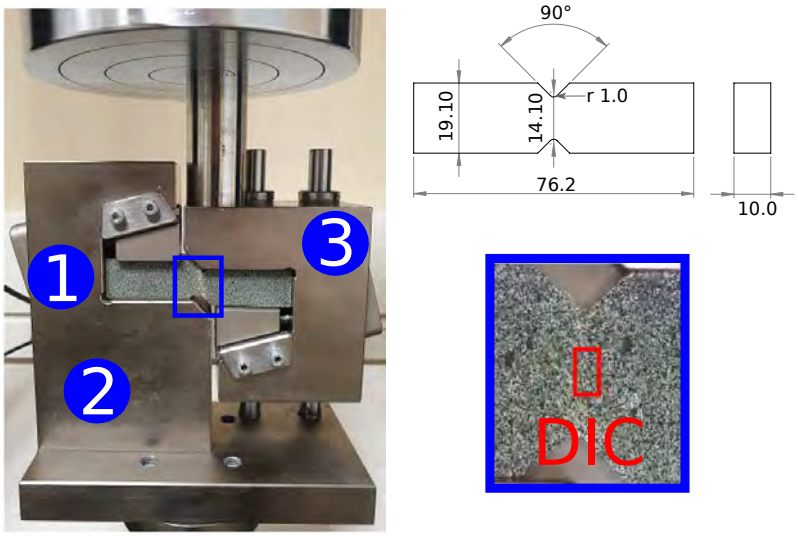


FIGURE 3.17 – Dispositif de cisaillement et plan de l'éprouvette de type Iosipescu, les dimensions sont en millimètres

Le résultat des essais de cisaillement est présenté sur la figure 3.18. La contrainte de cisaillement $\tau = F/S_0$ est tracée en fonction de la déformation de cisaillement ε_{12}. Un écart de moins de 5% est observé entre les deux essais (courbe rouge et bleu). La limite élastique mesurée en cisaillement est de $31MPa$ et le module de cisaillement est de $G = 635MPa$. Cette dernière valeur est cohérente avec les valeurs précédentes de module d'Young $E = 1700MPa$ et de coefficient de Poisson élastique $\nu_e = 0.33$, une hypothèse d'élasticité isotrope conduisant à une valeur du module de cisaillement $G_{theory} =$

$E/[2(1+nu)] = 640MPa.$

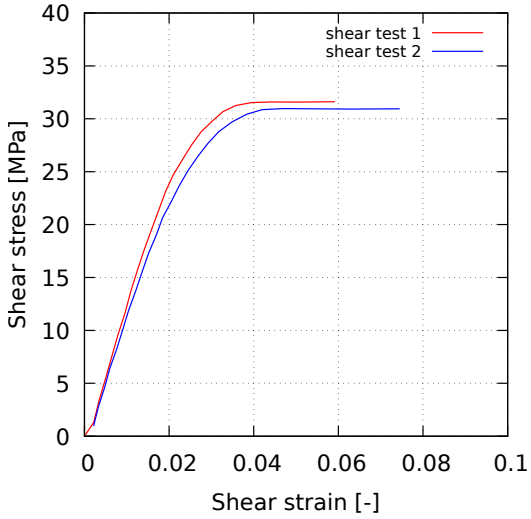


FIGURE 3.18 – Comportement en cisaillement du Nextene

3.2.5 Traction équi-biaxiale : gonflement hydraulique

L'essai de gonflement hydraulique, aussi appelé "bulge test", est très utilisé pour caractériser le comportement des plaques minces métalliques. Cet essai fait l'objet d'une norme ISO16808. Le principe du bulge test est montré sur la figure 3.19. L'éprouvette circulaire, d'épaisseur t_0 et de diamètre D, est fixée sur un support avec un anneau de serrage. Une pression homogène est appliquée sur l'éprouvette, à l'aide d'un fluide (cf schéma figure 3.20). Nous utilisons ici de l'eau, mise en pression par un piston (cf figure 3.19). La pression appliqué à l'éprouvette conduit à sa déformation, adoptant une forme quasi hémisphérique au sommet, avec un état de contrainte au sommet de type traction équi-biaxiale. Grolleau et al. [93][94] ont étudié le comportement des plaques minces métalliques avec cet essai. Ils ont notamment adapté le dispositif de gonflement pour faire des essais dynamiques [93] ; et ils ont aussi proposé une nouvelle technique de dépouillement, pour des diamètres d'éprouvettes avec un ratio par rapport à l'épaisseur plus petit que 100 [94]. L'équipe de C.J. Tsai et al. [95] et J. Vlassak et al. [96] ont utilisé cet essai pour étudier d'autres types de matériaux comme les films plastiques. Cet essai a pour intérêt d'étudier les matériaux de faible épaisseur aux grandes déformations avec une sollicitation en traction équi-biaxiale. Cet essai a l'inconvénient de devoir être dépouillé par une méthode inverse lorsque le diamètre de l'éprouvette est faible (cf Grolleau et al. [94]).

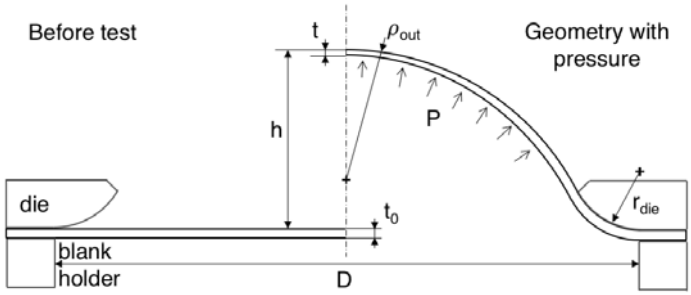


FIGURE 3.19 – Schéma du gonflement hydraulique [97]

La mise en place expérimentale est présentée sur la figure 3.20. L'éprouvette de Nextene soumise au bulge test est obtenue dans une plaque de 300x200 mm^2 par découpe jet d'eau, et a pour dimensions : diamètre extérieur = 150 mm, épaisseur = 2.2 mm. L'échantillon (composant 4) est fixé sur le support (composant 3) à l'aide de l'anneau de serrage (composant 4). Deux caméras (composant 1) de 4 MPx avec des objectifs de 50 mm sont

positionnés à 400 mm de la cible, pour effectuer une mesure DIC 3D des déformations au sommet de l'éprouvette. Le champ des déformation finales obtenues en 3D est montré sur la figure 3.20. Des déformations majeures de l'ordre de 0.3 sont obtenues. Pour mesurer la pression, il existe des capteurs que l'on peut placer dans le dispositif, dans notre cas la pression est simplement calculée à partir de l'effort appliqué au piston :

$$P = \frac{F}{S_p} \tag{3.7}$$

avec P : la pression appliquée en MPa, F : l'effort appliqué par le piston pour comprimer l'eau en N, et S_p la section du piston en mm^2.

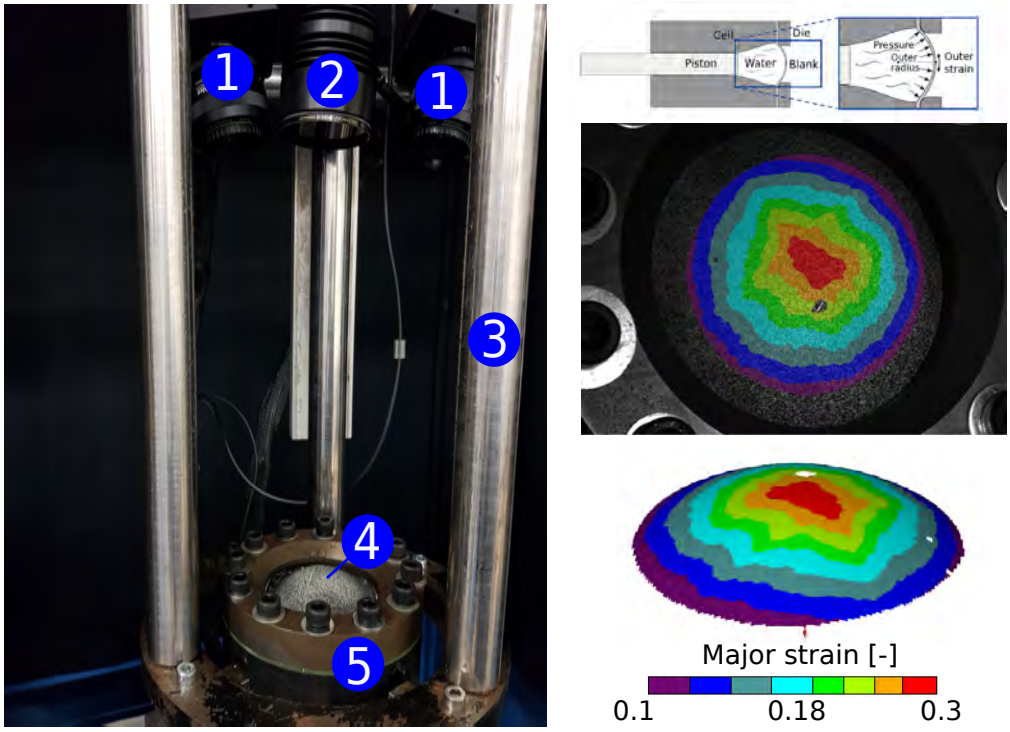


FIGURE 3.20 – Dispositif de bulge test et corrélation d'image 3D pour la mesure des déformations au sommet de l'éprouvette

Les résultats expérimentaux sont tracés sur la figure 3.21, la courbe montre l'évolution de la pression en fonction de la déformation majeure au sommet de l'éprouvette. On constate une bonne répétabilité entre les deux essais réalisés, avec un écart relatif de moins de 4% jusqu'à des déformations de 0.25. La pression augmente jusqu'à une déformation

de 0.15 puis semble saturer à 2.8 MPa au delà de 0.15 de déformation.

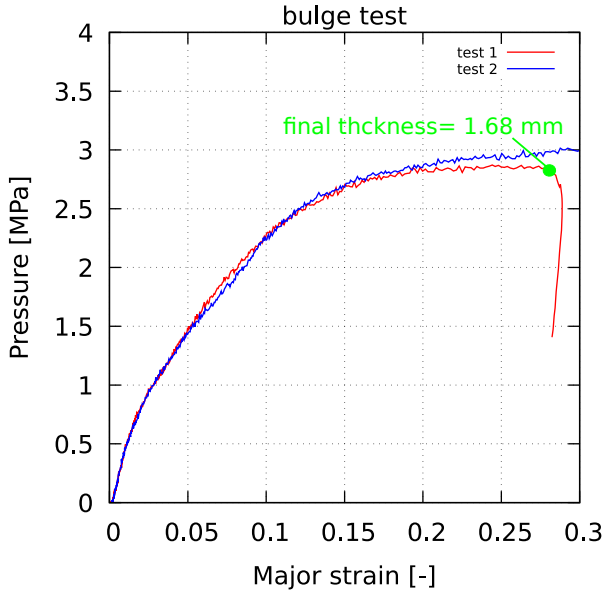


FIGURE 3.21 – Résultats expérimentaux du bulge test

L'épaisseur finale de l'éprouvette mesurée au sommet est de 1.68 mm. Si le matériau avait un comportement iso-volume, l'épaisseur attendue serait de l'ordre de 1.4 mm. Le dépouillement de l'essai requiert une méthode hybride, ou méthode inverse, en raison du très faible ratio diamètre de bulge sur épaisseur. L'essai est donc conservé à des fins de validation plutôt que d'identification.

3.2.6 Traction à déformation plane et poinçonnement hémisphérique

3.2.6.1 Essai en quasi-statique

La traction à déformation plane est une sollicitation que l'on cherche principalement à caractériser dans le cas des métaux. En effet lorsque l'on étudie les modèles de déchirure (et courbe limite de formage) sur les plaques minces métalliques, un point critique de déchirure est atteint pour cet état de contrainte.
L'essai de traction à déformation plane est présenté dans le Chapitre 2 partie 2, dans le but de caractériser la déformation à déchirure de 3 métaux différents.
Dans le cas du Nextene, cet essai va permettre une validation du modèle de comportement qui sera choisi. Une corrélation entre l'essai et la simulation est présentée dans la partie étude numérique. L'éprouvette de traction à déformation plane de Nextene est présentée sur la figure 3.22 (composant 1). Deux trous de 8 mm sont usinés sur l'échantillon, créant un ligament de longueur 10 mm, le diamètre extérieur de l'éprouvette est de 70 mm. Un poinçon (cap) en forme de dièdre (composant 5) fig.3.22 permet de créer un état de contrainte en traction à déformation plane sur la face opposée à la sollicitation.
Le dispositif permet d'utiliser d'autre formes de cap (composant 4 fig.3.22), comme un cap de forme hémisphérique permettant de faire un essai de poinçonnement hémisphérique. Un poinçon hémisphérique en Nylon est utilisé pour limiter les frottements. Une éprouvette circulaire (composant 2)3.22 de diamètre extérieur 70 mm est alors utilisée.

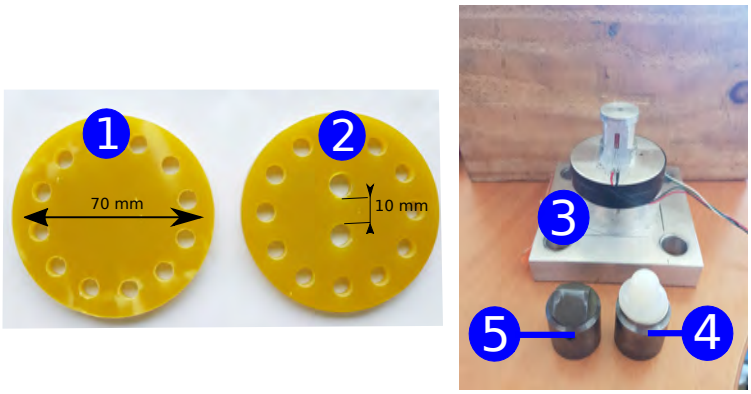
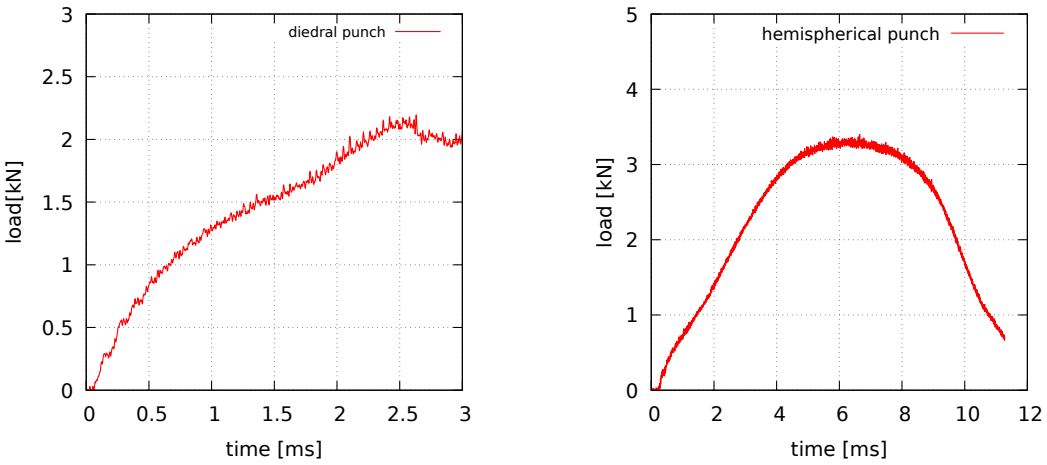


FIGURE 3.22 – Éprouvette de Nextene et poinçon (cap) utilisés pour la traction à déformation plane et le poinçonnement hémisphérique

3.2.6.2 Essai en dynamique

L'essai de traction à déformation plane est adapté pour étudier l'influence de la vitesse de déformation sur la déchirure des plaques métalliques. Une étude est présentée dans le chapitre 2 partie 2 sur l'adaptation au régime dynamique de cet essai.
Des essais sont également réalisés sur les mêmes éprouvettes en Nextene dans le but de valider les résultats de la simulation numérique lorsque la sensibilité à la vitesse de déformation est prise en compte pour le Nextene.
Des vitesses de déformation de l'ordre de 300/s sont atteintes avec le cap de forme diédrique. Le capteur de force permet une mesure de force 3.23a jusqu'à l'initiation de la déchirure de l'éprouvette du Nextene. À partir de l'instant $t = 1.5ms$, l'échantillon commence à se déchirer pour une force d'environ $1.5kN$; et à $t = 2ms$ la déchirure de l'éprouvette est totale pour une force de $1.7kN$. La force ne chute pas brutalement car le poinçon rentre en contact avec le reste de l'éprouvette.



(a) (b)

FIGURE 3.23 – (a) Force en fonction du temps obtenue pour le cap diédrique ; (b) Force en fonction du temps obtenue pour le cap hémisphérique

La vitesse de déformation, pour l'essai avec le cap hémisphérique, est de l'ordre de $75/s$ pendant l'essai. La vitesse de déformation obtenue avec le cap hémisphérique est plus faible que celle obtenue avec le cap diédrique car la surface d'éprouvette sollicitée est plus importante pour une énergie initiale identique. La déchirure de l'éprouvette n'est pas atteinte pour l'essai avec le cap hémisphérique et la mesure de force est présentée sur

la figure 3.23b. La force maximale est de $3.2kN$ à $t = 6ms$.

3.3 Étude numérique

Cette partie est consacrée à la présentation du modèle de comportement choisi, à son identification et à sa validation. Les essais expérimentaux sur la résine Nextene ont montré qu'il y a des singularités sur le comportement de la résine comme :
- Dissymétrie du comportement traction/compression
- Comportement viscoplastique
- Coefficient de Poisson plastique de 0.15 en traction et 0.5 en compression

Dubois et al. [51][42] ont conçu la loi SAMP, pour prendre en compte les phénomènes de dissymétrie observés sur les polymères et pour modéliser l'évolution de coefficient de coefficient de Poisson plastique en fonction de la déformation. Une option permet également de modéliser l'influence de la vitesse de déformation sur la contrainte.

3.3.1 La loi SAMP : Semi-Analytical Model for Polymere

La loi SAMP est de type tabulée. Elle utilise les données de comportement issues d'essais de traction, compression et cisaillement et potentiellement l'essai de traction équi-biaxiale. L'évolution du coefficient de Poisson plastique en fonction de la déformation axiale peut également être prise en compte.
Les paramètres élastiques identifiés pour le Nextene, le module d'Young E, le coefficient de Poisson élastique ν_e, le module de cisaillement G et le module de compressibilité K utilisés sont synthétisés dans le tableau suivant :

E [MPa]	Poisson [-]	G [MPa]	K [MPa]
1700	0.33	636	1500

TABLE 3.2 – Caractéristiques mécaniques élastiques du Nextene utilisées dans la loi SAMP

Le critère de plasticité du modèle SAMP est défini par la relation :

$$f = \sigma_{vm}^2 + A_0 + A_1 p + A_2 p^2 \tag{3.8}$$

avec f la surface de charge, σ_{vm} la contrainte au sens de Von-Mises et p la pression hydrostatique.

Où les trois constantes A_i sont définies à partir des limites élastiques en traction, compression et cisaillement (Cf. Dubois et al. [51]) :

$$A_0 = 3\sigma_s^2 \tag{3.9}$$

$$A_1 = 9\sigma_s^2 \left(\frac{\sigma_s - \sigma_t}{\sigma_c \sigma_t} \right) \tag{3.10}$$

$$A_2 = 9 \left(\frac{\sigma_c \sigma_t - 3\sigma_s^2}{\sigma_c \sigma_t} \right) \tag{3.11}$$

L'incrément plastique est défini par la relation :

$$\partial \varepsilon_p = \partial \lambda \frac{dg}{d\sigma} \tag{3.12}$$

avec λ le multiplicateur plastique et g la fonction définie par :

$$g = \sqrt{\sigma_{vm}^2 + \alpha p^2} \tag{3.13}$$

où α est calculé à partir du coefficient de Poisson plastique ν_p.

$$\alpha = \frac{9(1 - 2\nu_p)}{2(1 + \nu_p)} \tag{3.14}$$

Les courbes expérimentales utilisées pour définir les sollicitations sont de la forme contrainte vraie en fonction de la déformation plastique.
Afin de vérifier le fonctionnement de la loi, des simulations numériques ont été effectuées sur un cube élémentaire, sollicité successivement en traction, compression et cisaillement ; dans l'objectif de retrouver numériquement le comportement expérimental relatif à chaque sollicitation appliquée. Les résultats sont présentés sur les figures 3.24a,3.24b,3.24c, qui présentent l'évolution de la contrainte vraie en fonction des déformations plastiques logarithmiques. Les courbes de comportement traction, compression, cisaillement sont superposées aux comportements numériques sauf pour la courbe de cisaillement 3.24c où on constate un écart de 3% en contrainte entre le numérique et l'expérimental.

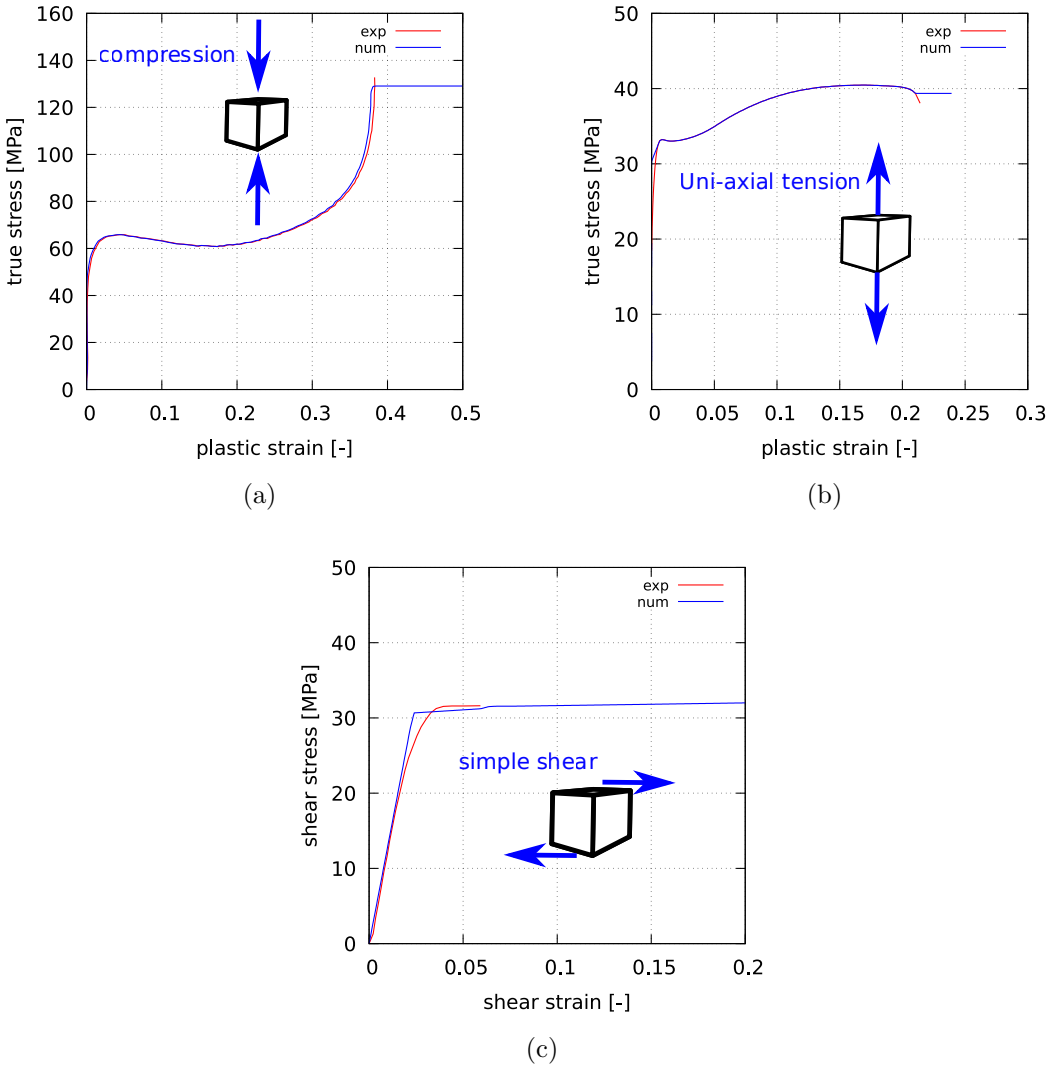
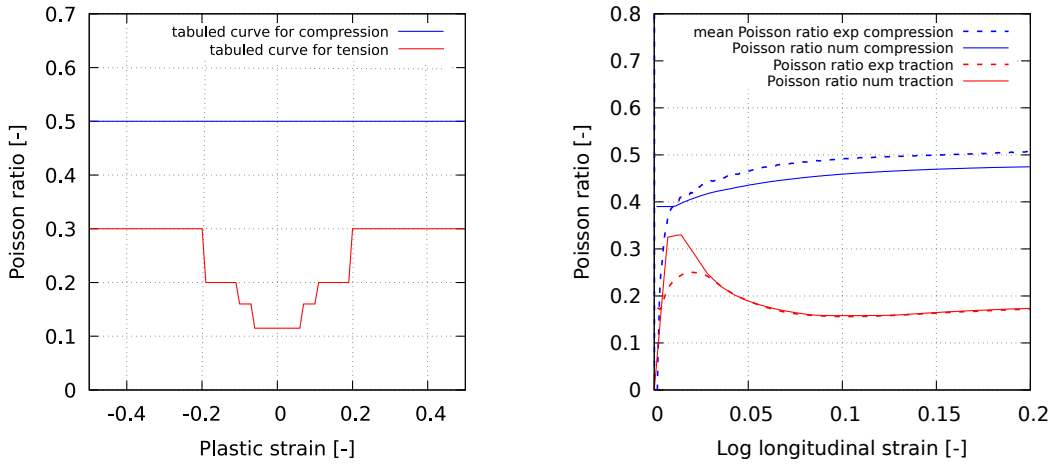


FIGURE 3.24 – Évolution expérimentale et numérique de la contrainte en fonction de la déformation plastique logarithmique obtenues (a) en compression ; (b) en traction ; (c) en cisaillement

Une fonctionnalité intéressante dans la loi SAMP est la possibilité de prendre en compte la façon dont évolue le coefficient de Poisson au cours de l'essai. Cette option est gérée par une courbe tabulée qui correspond à l'évolution du coefficient de Poisson plastique en fonction de la déformation plastique exprimée en valeur négative pour la compression et positives pour la traction.

La figure 3.25a montre deux exemples de courbes tabulées artificiellement symétriques

utilisées pour définir numériquement l'évolution du coefficient de Poisson dans la loi SAMP, pour une simulation de traction (courbe bleue) et de compression (courbe rouge). Ces courbes sont mises en oeuvre dans des simulations élémentaires de traction et de compression respectivement. Le résultat est illustré figure 3.25b avec le tracé du coefficient de Poisson en fonction de la déformation longitudinale (valeur absolue). Dans le cas de la traction, le coefficient de Poisson est quasi-identique entre l'expérience et la simulation. Dans le cas de la compression, on observe un écart de seulement 6% entre le résultat numérique et l'expérience.

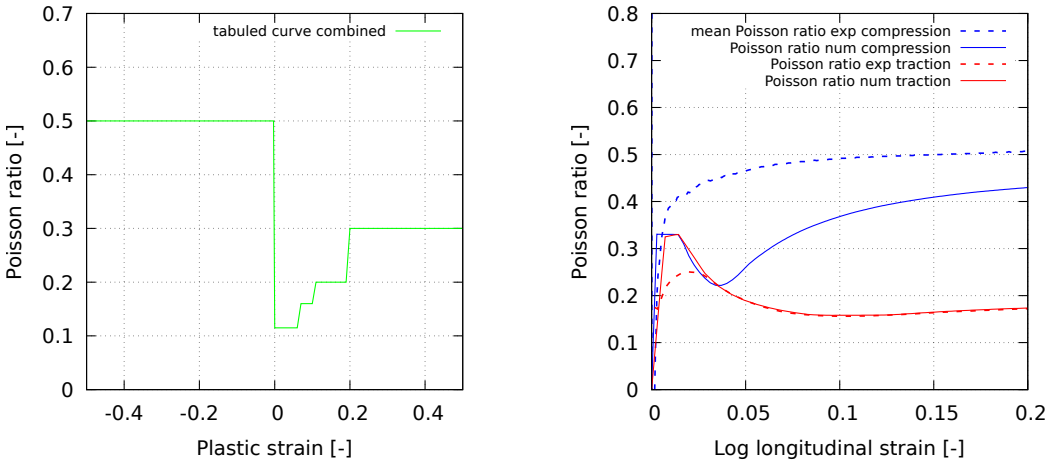


(a) (b)

FIGURE 3.25 – (a) Courbes tabulées symétriques du coefficient de Poisson en fonction des déformations plastiques pour la traction et la compression ; (b) Évolution du coefficient de Poisson en fonction de la déformation longitudinale, valeurs expérimentales en pointillées, valeurs numériques en trait continu

Dans son utilisation courante, la loi SAMP requiert une courbe unique tabulée du coefficient de Poisson plastique, définissant la valeur du coefficient de Poisson plastique en fonction de la déformation plastique exprimée en valeur négative pour la compression et positives pour la traction. La figure 3.26a montre la courbe tabulée qui combine le coefficient de Poisson de la compression et de la traction simultanément. C'est cette courbe qui sera utilisée dans la suite de l'étude, notamment dans les simulations d'impact.
Les simulations précédentes de traction et compression sont reproduites avec cette courbe tabulée du coefficient de Poisson. Le résultat de la comparaison entre expérience et simulation est présenté sur la figure 3.26b. On constate à nouveau un bon accord entre la

simulation et l'expérience en traction (courbes rouge). Cependant, on observe un écart important en petite déformation (< 0.1), entre simulation et expérience en, compression. Au plus grandes déformations de compression (>0.2), le coefficient de Poisson issu des résultats numériques tend vers la valeur expérimentale de 0.5. Cette sensibilité des résultats numériques semble correspondre à un problème de programmation de la loi SAMP. Quoi qu'il en soit, la courbe proposée d'évolution du coefficient de Poisson en fonction de la déformation semble pouvoir permettre une prise en compte raisonnable de la dissymétrie de comportement volumique du Nextene entre la traction et la compression.



(a) (b)

FIGURE 3.26 – (a) Courbe tabulée qui combine l'évolution du coefficient de Poisson pour la traction et la compression ; (b) évolution du coefficient de Poisson en fonction de la déformation longitudinale, valeurs expérimentales en pointillées, valeurs numériques en trait continu

L'influence de la vitesse de déformation est prise en compte dans le modèle SAMP grâce à des tables de valeurs du coefficient multiplicateur de la contrainte en fonction de la vitesse de déformation. Dans notre cas un facteur numérique (x 1.5) est appliqué entre la vitesse de déformation 0.0001/s et 400/s. Ce coefficient s'applique quel que soit le type de sollicitation, avec une échelle logarithmique en vitesse de déformation.

3.3.2 Identification du comportement équi-biaxial

Le modèle SAMP, tel qu'il est codé dans LS-DYNA, a besoin de 3 courbes tabulées de comportement (traction, compression, cisaillement) d'une courbe tabulée du coefficient de Poisson 3.26a et des paramètres élastiques 3.2. Afin de valider la loi, une corrélation entre l'essai expérimental de gonflement hydraulique et une simulation numérique est réalisée.

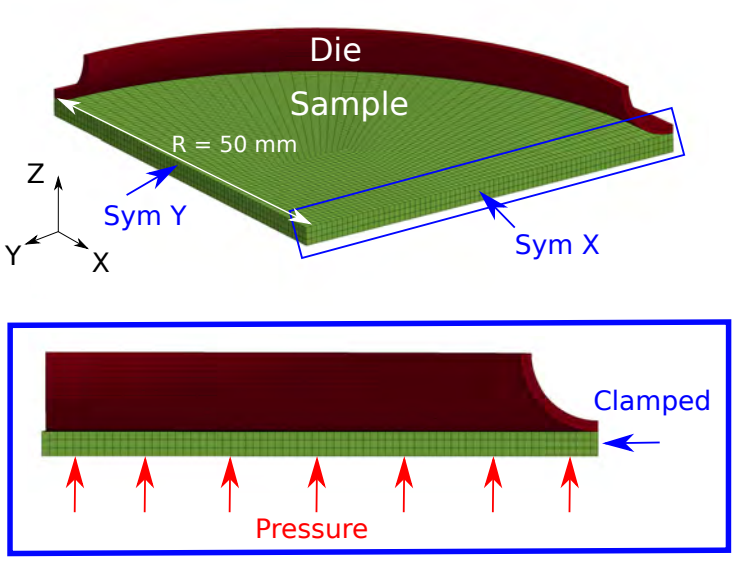


FIGURE 3.27 – Modélisation 3D sur LS-DYNA de l'essai de gonflement hydraulique

La modélisation est présentée sur la figure 3.27. Un quart de l'éprouvette et l'anneau de serrage on été modélisés en 3D avec des éléments cubiques, à interpolation quadratique à 8 nœuds. La taille d'un élément est : 0.7x0.7x0.7 mm^3. L'ensemble des nœuds de l'anneau de serrage et les nœuds du diamètre extérieur de l'éprouvette (D = 100 mm) sont encastrés. Des symétries planes sont appliquées sur les nœuds des faces "Sym X" et "Sym Y" de l'éprouvette (cf flèches bleues figure 3.27). Une pression uniforme, croissante, est appliquée sur la surface inférieure de l'échantillon (cf flèche rouge figure 3.27).

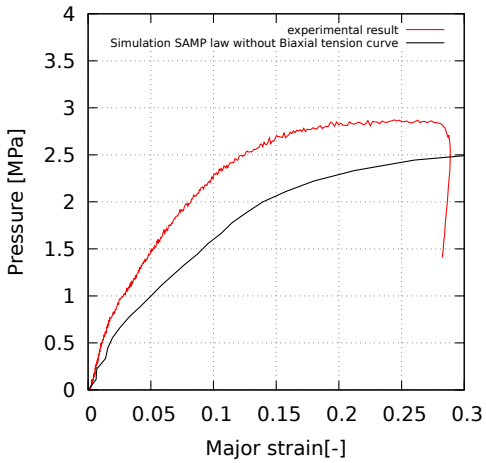


FIGURE 3.28 – Évolution de la pression en fonction de la déformation majeure au sommet de l'échantillon, comparaison expérimentale/simulation avec l'utilisation de la loi SAMP sans l'option équi-biaxiale

Une comparaison est réalisée entre une simulation numérique utilisant la loi SAMP sans courbe de comportement équi-biaxial et le résultat de l'essai de gonflement hydraulique, figure 3.28. L'évolution de la pression est tracée en fonction de la déformation majeure au sommet de l'échantillon. La courbe de la simulation a un écart relatif supérieur à 20% par rapport à la courbe expérimentale dès que la déformation est supérieure à 0.1.

Il semble donc difficile de simuler avec précision l'essai de gonflement hydraulique qui produit une sollicitation équi-biaxiale avec la loi SAMP et des paramètres seulement issus des trois courbes tabulées de comportement de traction, de compression, et de cisaillement. Le modèle SAMP permet d'ajouter une quatrième courbe tabulée, pour modéliser le comportement équi-biaxial. Une courbe est alors identifiée et ajoutée à la définition de la loi SAMP du Nextene. Une nouvelle comparaison entre résultat numérique et expérimental est présentée figure 3.29, où l'accord est maintenant obtenu jusqu'à une valeur de déformation majeure de 0.16, et une erreur maximale de l'ordre de 10% pour une déformation majeure de 0.28. C'est la loi SAMP ainsi définie qui sera utilisée dans la suite de l'étude.

Une mesure d'épaisseur au sommet de l'échantillon, a été effectuée à la fin de l'essai. L'épaisseur mesurée est de 1.68 mm pour une déformation majeure de 0.28. Dans le cas de la simulation avec le modèle SAMP, l'épaisseur finale de l'échantillon est de 1.85 mm

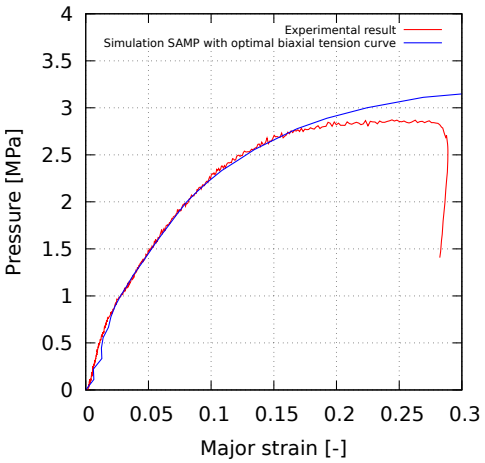


FIGURE 3.29 – Évolution de la pression en fonction de la déformation majeure au sommet de l'échantillon, utilisation de l'option équi-biaxiale avec une courbe de comportement équi-biaxiale optimisée

pour une déformation majeure de 0.28. On constate un écart de 9.7% entre l'épaisseur numérique et expérimentale. L'évolution de l'épaisseur numérique étant fortement liée à l'évolution du coefficient de Poisson dans le modèle SAMP ; une meilleure prise en compte du coefficient de Poisson plastique en compression permettrait sans doute de réduire cet écart.

3.3.3 Validation de la loi SAMP identifiée

Le modèle complet de la loi SAMP a été identifié. Une étude numérique est effectuée afin de valider l'identification du modèle dans le logiciel LS-DYNA. Les essais expérimentaux de traction à déformation plane, poinçonnement hémisphérique en quasi-statique et dynamique vont permettent de valider l'utilisation de la loi de comportement SAMP ainsi que les grandeurs mécaniques fournies.

Un comportement rigide est utilisé pour les projectiles, avec les caractéristiques d'un acier : E = 210000 MPa, $\nu = 0.3$, $\rho = 7800$ kg/m^3 pour la gestion du contact.
Les simulations sont effectuées avec une formulation explicite. Pour les simulations en régime quasi-statique, une amplification des masses volumiques est utilisée (mass scaling), permettant de réaliser la simulation en un peu plus de 300 000 pas de temps, tout en maintenant négligeables les effets d'inertie. L'influence de la vitesse de déformation sur la contrainte est aussi désactivée dans la loi SAMP.

3.3.3.1 Traction à déformation plane

La modélisation est présentée sur la figure 3.30. Un quart de l'éprouvette a été modélisé. Les symétries sont appliquées sur les nœuds des faces sollicitées, cf "Sym X" et "Sym Y" sur la figure 3.30. Les nœuds du rayon extérieur (R = 15 mm) sont encastrés.

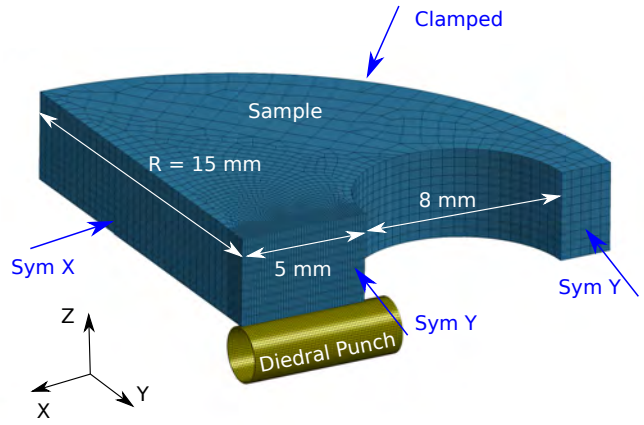


FIGURE 3.30 – Maillage 3D de l'essai de traction à déformation plane

Une étude de convergence sur la taille de maille a conduit à choisir des éléments linéaires de longueur d'arête de 0.1mm dans les zones les plus sollicitées. Des éléments cubiques linéaires sont utilisés sur l'éprouvette mini-Nakazima, avec une taille minimale de 0.1x0.1x0.1 mm^3 sur 5 mm de longueur de ligament.
Le projectile en forme de dièdre est modélisé avec des éléments cubiques à interpolation quadratique, et le rayon d'arête du projectile est de 1 mm.
Une vitesse constante de 2 m/s est appliquée au projectile. Le contact utilisé entre le projectile et l'éprouvette est le contact *CONTACT_SURFACE_TO_SURFACE, avec un coefficient de frottement constant de 0.2.

Deux épaisseurs d'éprouvettes sont étudiées pour les simulations de l'essai de traction à déformation plane :
- En quasi-statique $ep_0 = 2.8$ mm
- En dynamique $ep_0 = 3.4$ mm

Sur la figure 3.31, les résultats des essais expérimentaux sont tracées avec des traits pleins, et les valeurs numériques sont tracées avec des traits en pointillés. Les courbes bleues correspondent aux résultats dynamiques et les courbes rouges aux résultats quasi-statiques.

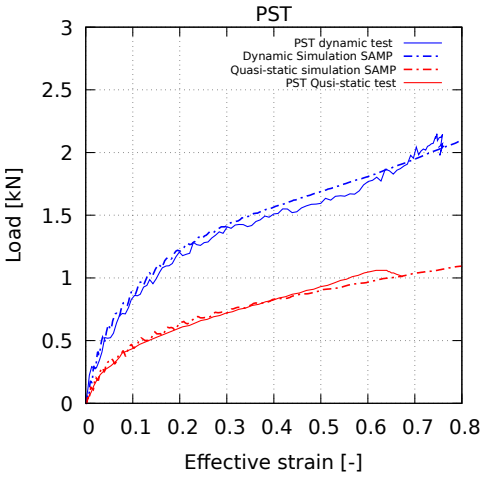


FIGURE 3.31 – Validation de la loi SAMP pour l'essai de traction à déformation plane en quasi-statique et en dynamique

L'évolution de la force (en kN) en fonction de la déformation effective, au sens de von-Mises, est tracée pour l'essai de traction à déformation plane sur la figure 3.31. La force

maximale atteinte en dynamique est de 2.1 kN pour une déformation de 0.75 ; en quasi-statique la force maximale est de 1.1 kN pour une déformation de 0.62. Les courbes issues des simulations ont la même évolution que les courbes expérimentales avec un écart relatif de l'ordre 5% en force. De plus, les vitesses de déformation obtenues numériquement sont du même ordre de grandeur que celles obtenues expérimentalement, de l'ordre de 500/s. On constate que la loi SAMP permet une bonne prise en compte de l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement général du Nextene.

3.3.3.2 Poinçonnement hémisphérique

La modélisation de l'essai de poinçonnement hémisphérique est présentée sur la figure 3.32. Un quart de l'éprouvette est modélisé. L'étude de convergence a conduit à utiliser des éléments de dimensions 0.2x0.2x0.2 mm^3 pour l'échantillon dans la zone impactée. Le projectile hémisphérique, de rayon 6.35 mm, est modélisé avec des éléments coques.
A l'exception de la géométrie, la simulation reprend les mêmes caractéristiques que la simulation de l'essai de traction à déformation plane précédente.
Une vitesse constante de 2 m/s est appliquée au projectile. Pour l'essai de poinçonnement hémisphérique l'épaisseur initiale de l'éprouvette est la même en quasi-statique et dynamique, $ep_0 = 2.8$ mm.

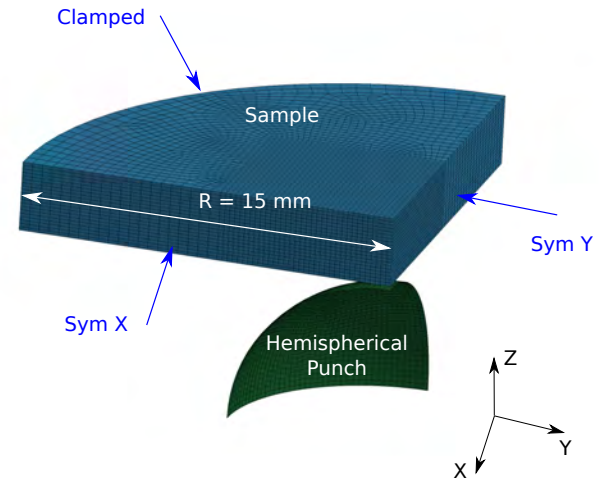


FIGURE 3.32 – Maillage 3D de l'essai de poinçonnement hémisphérique

L'évolution de la force en fonction de la déformation majeure est tracée pour l'essai

de poinçonnement hémisphérique sur la figure 3.33. La force maximale atteinte en dynamique est de $3.3kN$ pour une déformation de 0.52 ; en quasi-statique la force max est de $3.1kN$ pour une déformation de 0.52. En dynamique, l'écart entre la courbe numérique et expérimentale est de moins de 1%. En quasi-statique, l'écart entre la simulation et l'expérience est de 3%. Le même écart est observé entre le cas quasi-statique et dynamique. De plus, les vitesses de déformation obtenues numériquement sont du même ordre de grandeur que celle obtenue expérimentalement, de l'ordre de $90/s$. On constate que la loi SAMP permet une bonne prise en compte de l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement général du Nextene.

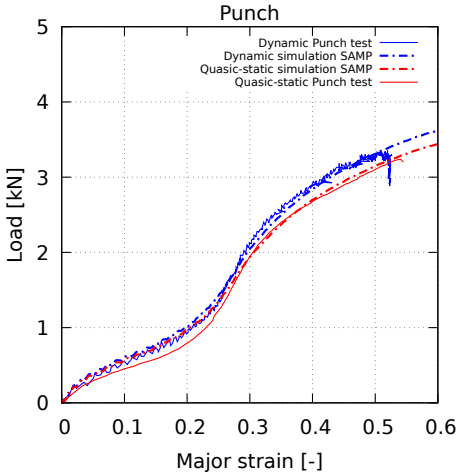


FIGURE 3.33 – Résultat de la comparaison entre simulation et expérience pour l'essai de poinçonnement hémisphérique en quasi-statique et en dynamique

Enfin, une mesure d'épaisseur a été réalisée sur l'éprouvette sollicitée en poinçonnement hémisphérique dynamique, $ep_f^{exp} = 1.62mm$. Numériquement, l'épaisseur finale est de $ep_f^{exp} = 1.85mm$, soit un écart relatif de 12%. Cette différence peut s'expliquer par l'écart dans la prise en compte du coefficient de Poisson en compression qui diverge de l'essai expérimental (cf figure 3.26b), ou bien des phénomènes d'endommagement non pris en compte ici à ces niveaux de déformation.

3.4 Conclusion

L'étude présente une caractérisation complète du matériau Poly-DCPD : le Nextene™. Une première phase expérimentale a été menée avec des essais classiques de traction uniaxiale en quasi-statique, compression quasi-statique et dynamique, et cisaillement. Ces essais ont montré plusieurs phénomènes caractéristiques comme :
- Une dissymétrie de la limite élastique en traction et compression
- Un comportement non-isovolume dans le domaine plastique en traction
- Une sensibilité à la vitesse de déformation

Une deuxième phase numérique a été conduite avec des simulations sur le logiciel LS-DYNA. Le choix du modèle SAMP a été fait pour modéliser les phénomènes observés expérimentalement.
Une prise en compte du comportement équi-biaxial dans la loi a été réalisée afin de compléter le modèle de comportement.
Une validation de la loi a été menée sur des essais expérimentaux de traction à déformation plane et de poinçonnement hémisphérique en dynamique et quasi-statique. Le modèle de comportement SAMP montre une bonne corrélation avec les simulations numériques avec un écart maximal de 5% sur la mesure d'effort. Le modèle SAMP peut être améliorée sur la prise en compte du coefficient de Poisson plastique, en effet on remarque des écarts importants (10 et 12 %) dans la mesure des épaisseurs numériques par rapport aux épaisseurs finales mesurées à la fin des essais de gonflement hydraulique et de poinçonnement hémisphérique dynamique.

Chapitre 4

Impact sur une structure multicouche

Sommaire

4.1 Introduction 123

4.2 Moyens d'essais et de mesures 124

4.2.1 Présentation de la catapulte 124

4.2.1.1 Dispositif expérimental 124

4.2.1.2 Post-traitement des résultats 126

4.2.2 Présentation du canon 130

4.3 Résultats d'essais d'impacts du Nextene sur la catapulte . . 131

4.3.1 Résultats expérimentaux 131

4.3.1.1 Nomenclature des essais d'impacts sur catapulte . . . 131

4.3.1.2 Impacts avec un cap diédrique 132

4.3.1.3 Impacts avec un cap hémisphérique 138

4.3.1.4 Conclusion partielle 142

4.3.2 Simulations numériques 144

4.3.3 Corrélation expérimentale/numérique 146

4.3.3.1 Cas d'impacts avec le cap diédrique 146

4.3.3.2 Cas d'impacts avec le cap hémisphérique 149

4.4 Comparaison des performances avec un Nylon PA66 152

4.4.1 Essais sur la catapulte 152

4.4.1.1 Diamètre encastré de l'éprouvette : 80 mm 152

4.4.1.1.1 Impacts avec un cap diédrique 152

4.4.1.1.2 Impacts avec un cap hémisphérique 155

4.4.1.2 Diamètre encastré de l'éprouvette : 50 mm 157

4.4.2 Essais sur le canon 159

4.5 Conclusion 161

4.1 Introduction

Le but de ce chapitre est de répondre à la problématique de la thèse, qui est l'étude d'une protection pour le matériel embarqué par le fantassin à des projectiles de type fragment. Ici, les projectiles étudiés font quelques kilogrammes et se déplacent à des vitesses de l'ordre de 10 m/s.
L'étude bibliographique présentée dans le premier chapitre, évoque les différentes recherches sur les impacts de projectiles sur des structures. Les modèles de comportement utilisés, dans le cas d'impacts de projectiles sur les plaques métalliques, sont les mêmes que ceux utilisés par Fras et al. (2015,2019) [10][12]. Et ils ont également étudié l'influence de la forme du projectile sur la déchirure de la tôle. On peut également citer, Fallon et al. (2020)[17] qui ont montré à travers leur étude, l'influence de l'ajout d'une couche de polymère sur l'apparition de la déchirure.
L'étude va se concentrer sur une protection multicouche composée d'une couche de Nextene et d'une plaque métallique. L'objectif va être de réaliser des essais expérimentaux à l'aide d'un dispositif de catapulte avec un projectile de 2.5 kg projeté à des vitesses de l'ordre de 10 m/s. Le but est d'étudier l'influence de la couche de Nextene sur la perforation de la structure, en comparaison avec une structure où deux couches métalliques sont superposées. Toutes les couches ont les mêmes masses sauf pour la couche d'acier (plus lourde). Cette comparaison va permettre de déterminer, la configuration de structure qui apporte le meilleur compromis entre absorption d'énergie de l'impact, légèreté de la structure et résistance à la perforation.
Ensuite des simulations numériques, basées sur le résultats obtenus des Chapitre 2 et Chapitre 3, sont réalisées. Les modèles de plasticité utilisés pour les plaques métalliques sont le modèle de Hill non-associé pour l'acier DP450, le modèle Yield2000 pour l'aluminium AA2024. La loi d'écrouissage pour les deux matériaux est la loi mixte Swift-Voce. La déchirure est modélisée avec le critère d'Hosford-Coulomb. Enfin le modèle SAMP est utilisé pour la modélisation du polymère Nextene.
Une dernière partie présente la comparaison du comportement à l'impact basée sur les résultats d'essais expérimentaux, entre le Nextene et le Nylon PA66. Pour cela des essais sur la catapulte (Vmax = 10 m/s, Masse du projectile = 2.5 kg) sont réalisés avec différentes dimensions d'éprouvettes. D'autres essais avec le canon (Vmax = 140 m/s, Masse du projectile = 11 g) sont effectués sur les deux polymères. Les énergies mises en jeu sont du même ordre de grandeur que celles obtenues avec la catapulte (100-150 J).

4.2 Moyens d'essais et de mesures

Les moyens d'essais de cette étude ont été choisis de manière à caractériser la résistance de structures à des impacts d'environ 150 Joules. Pour cela, deux moyens ont été utilisés : - une catapulte permettant d'atteindre des énergies d'impacts de 150 J avec un couple masse-vitesse de 2,5 kg-10 m/s ; - un canon permettant d'atteindre des énergies d'impacts de 110 J avec un couple masse-vitesse de 11 g - 140 m/s.

4.2.1 Présentation de la catapulte

4.2.1.1 Dispositif expérimental

Le dispositif de la catapulte est présenté sur la figure 4.1. Le principe est de projeter le projectile avec le cap sur l'éprouvette, celui-ci est guidé par deux barres de guidage (cf figure 4.1). Le projectile de 2.5 kilogrammes est projeté à l'aide d'un piston et d'une chambre à air comprimée pouvant contenir jusqu'à 3 bars. Deux formes de caps sont étudiées, une forme hémisphérique avec un rayon de 6.35 mm et une forme diédrique (cf figure 4.1) avec une longueur d'arête de 12 mm et un rayon de 1 mm. La structure multicouche circulaire est fixée dans un montage et celui-ci est aligné dans l'axe vertical par rapport à l'impact.
Une caméra rapide Photron est positionnée en face d'un miroir orienté à 45° en dessous de la structure impactée. La fréquence d'acquisition est de 50000 Hz. La caméra va permettre de visualiser l'instant où la structure est perforée.
Les éprouvettes utilisées ont pour diamètre extérieur 120 mm (cf éprouvette figure 4.1) et le diamètre de la zone encastrée est de 80 mm. Les épaisseurs et les masses des éprouvettes, pour chaque matériau, sont :
- épaisseur = 1.2 mm, masse = 36 g pour l'aluminium AA2024
- épaisseur = 0.8 mm, masse = 66 g pour l'acier DP450
- épaisseur = 3.4 mm, masse = 36 g pour la résine Nextene

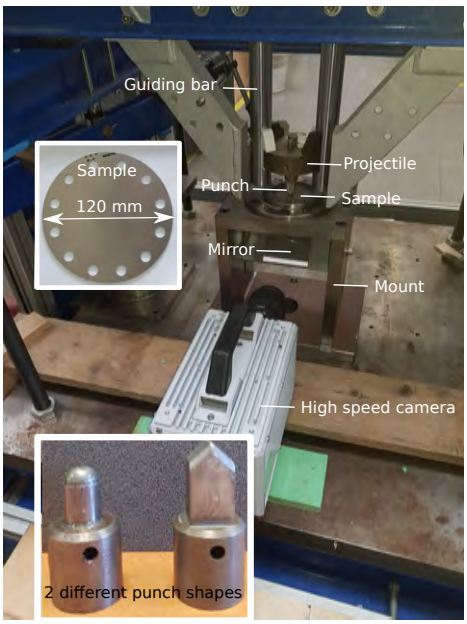


FIGURE 4.1 – Dispositif catapulte du laboratoire IRDL de Lorient

Le lancement se fait après la mise sous pression de la chambre à air (cf figure 4.2), la vitesse du projectile dépend de la pression dans la chambre à air. Par exemple, avec une pression de 1.0 bar, la vitesse du projectile avant l'impact est de l'ordre de 12 m/s.



FIGURE 4.2 – Système d'acquisition des essais d'impacts

Un accéléromètre et des jauges sont placés sur le projectile (cf figure 4.2) pour la

mesure de force et du déplacement du projectile.
Le projectile de 2.5 kg est calibré en quasi-statique sur une machine de traction 500 kN. Une tension de 1V équivaut à une force de 9.54 kN. L'accéléromètre est calibré par le fabriquant, avec une sensibilité de 0.054 $mV/(m/s^2)$. Le déplacement du projectile est obtenu par intégrations numériques, par différences finies.

Deux capteurs inductifs sont positionnés sur la trajectoire du projectile (cf figure 4.2). Le capteur inductif du haut s'active au passage du projectile, cela permet de déclencher l'acquisition de la mesure de force, de l'accéléromètre et l'acquisition des images de la caméra rapide. Les signaux obtenus sont présentés sur la figure 4.4. L'acquisition du signal se fait via une carte d'acquisition à une fréquence de 1MHz, et grâce à un programme développé sur Labview.

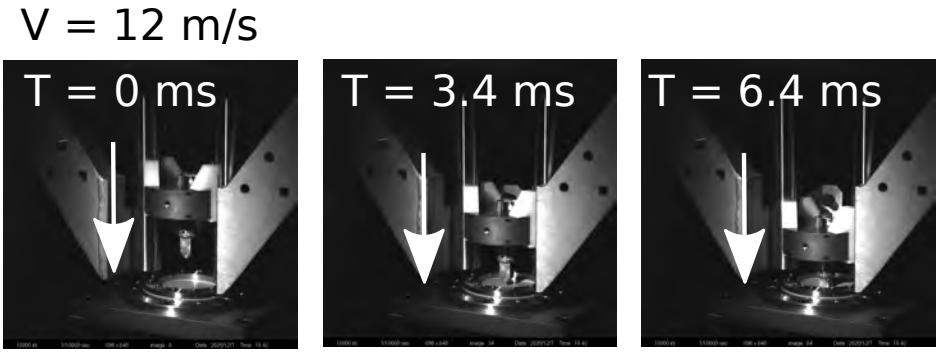


FIGURE 4.3 – Impact du projectile avec le cap diédrique sur la structure

La figure 4.3 montre le déplacement du projectile au cours du temps, à T = 0 ms le projectile passe par le premier capteur inductif à une vitesse de 12 m/s et déclenche l'acquisition de la vidéo, les deux autres images montrent l'essai à T = 3.4 ms et à T = 6.4 ms.

4.2.1.2 Post-traitement des résultats

La figure 4.4 montre l'évolution de la tension (V) en fonction du temps (ms) pour les différents capteurs et jauges placés sur le dispositif.

Le premier signal capté est la courbe noire qui correspond au signal du capteur inductif du haut, alimenté en 5V. Lorsque le projectile passe à proximité du capteur, celui-ci s'active avec une tension de 5V, une option dans le logiciel Labview permet de déclencher

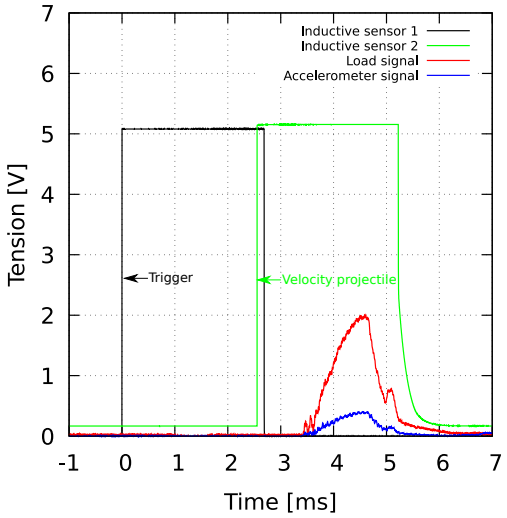
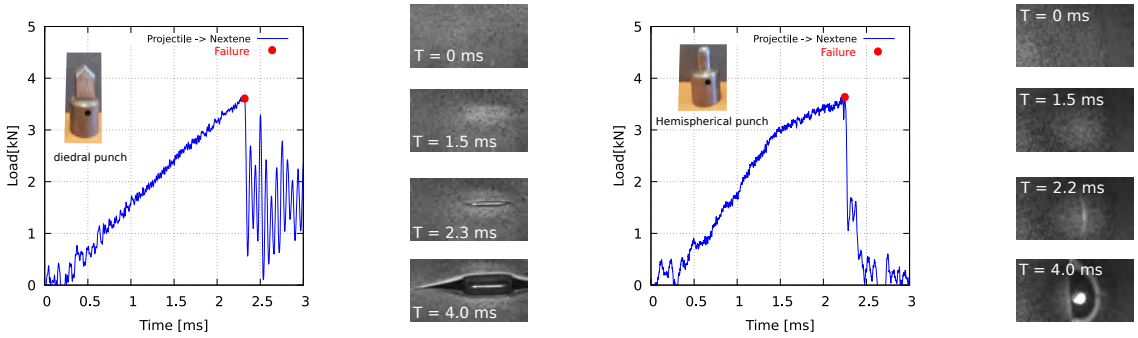


FIGURE 4.4 – Signaux mesurés durant l'essai grâce aux différents capteurs

toute l'acquisition à partir de ce premier signal. Le deuxième signal capté est celui du capteur inductif du bas (courbe verte 4.4). Le capteur inductif du bas est placé à une distance verticale de 29.6 mm par rapport au capteur du haut, le capteur s'active avec une tension de 5V lors du passage du projectile. Il est alors possible de mesurer la vitesse initiale du projectile avant l'impact $V_0 = D/(T_1 - T_2)$. Avec D = 29.6 mm qui correspond à la distance entre les deux capteurs, T_1 est l'instant où le capteur du bas se déclenche et T_2 est l'instant où le capteur inductif du haut se déclenche. Pour l'essai présenté sur la figure 4.4, la vitesse initiale du projectile mesurée est de 11.3 m/s. Cette méthode de mesure de vitesse est validée avec une autre technique ; avec l'utilisation d'une caméra rapide placée en face de l'endroit où le projectile passe devant les capteurs. La calibration de la caméra rapide est faite à l'aide d'un réglet et la fréquence d'acquisition d'image est de 10000 Hz. L'écart relatif de mesure entre les deux techniques est de moins de 1%.
La courbe rouge (figure 4.4) montre l'évolution du signal de force obtenu à l'aide de jauges placées sur le téton du projectile. La courbe bleue (figure 4.4) montre l'évolution du signal mesuré par l'accéléromètre au cours de l'essai.

La mesure de force (kN) en fonction du temps (ms) est tracée sur les figures 4.5a et 4.5c, dans les cas d'impacts de projectile sur une éprouvette de Nextene avec le cap dièdrique (cf figure 4.5a) et avec le cap hémisphérique (cf figure 4.5c). Les caractéristiques (Vitesses du projectile, masse de la structure) de ces deux essais sont présentées dans les

tableaux 4.13 et 4.11. Le point rouge placé sur les deux courbes signifie que la perforation de la structure s'initie. Cette déchirure est déterminée grâce aux images enregistrées par la caméra rapide (cf figure 4.1). Dans le cas de l'impact avec le dièdre sur le Nextene, l'initiation de la déchirure intervient à t = 2.3 ms pour une force = 3.5 kN. Et dans le cas où le Nextene est impacté avec le cap hémisphérique, l'initiation de la déchirure intervient à t = 2.2 ms pour une force = 3.5 kN.



(a) (b) (c) (d)

FIGURE 4.5 – (a)Signal de la force (kN) en fonction du temps (ms) dans le cas d'un impact avec un cap diédrique ; (b) Visualisation de la déchirure avec le cap diédrique pour différents instants ; (c) Signal de la force (kN) en fonction du temps (ms) dans le cas d'un impact avec un cap hémisphérique, (d) Visualisation de la déchirure avec le cap diédrique pour différents instants

La courbe 4.6 montre l'évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile dans le cas d'un impact avec le cap diédrique sur une éprouvette de Nextene. La déchirure est matérialisée sur la figure 4.6 par le point rouge. Il est alors possible de calculer l'énergie absorbée par la structure comme étant l'aire sous la courbe jusqu'à la rupture. Dans notre cas, nous utilisons la méthode d'intégration des trapèzes et obtenons une énergie de rupture de 23 Joules.

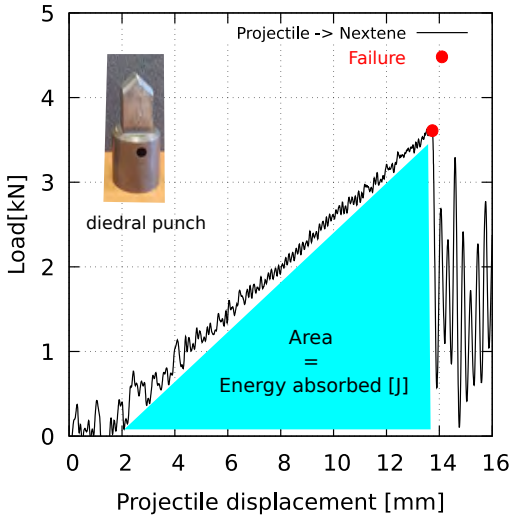


FIGURE 4.6 – Résultat expérimental d'un impact de projectile avec un cap diédrique sur une éprouvette de Nextene d'épaisseur 3.4 mm

4.2.2 Présentation du canon

Comme énoncé en introduction de ce chapitre, l'utilisation du canon permet d'étudier des impacts avec des énergies du même ordre de grandeurs que la catapulte (100-150 J), mais à des vitesses supérieures (140m/s comparé à 10m/s). Pour cela, un canon situé à l'IRDL (site de Brest ENSTA-Bretagne) a été utilisé.
Le dispositif est présenté sur la figure 4.7, le principe est de fixer une éprouvette de dimension 300 mm x 200 mm dans un support. Un sabot avec une bille, de diamètre D = 14 mm et de masse 11.1 g, est placé dans le canon près du réservoir d'air comprimé, qui a une capacité de 20 bars. Deux capteurs inductifs sont placés juste avant la sortie du canon, de tel sorte à déclencher l'acquisition des données et de mesurer la vitesse de sortie du projectile. Pour une pression de 20 bars exercée sur le sabot, la vitesse de sortie du projectile est de l'ordre de 141 m/s, sachant que la masse de la bille est de 11.1 g, l'énergie cinétique d'impact est de l'ordre de 110 J. Une caméra Photron est positionnée de façon latérale par rapport à la direction d'impact du projectile, cela permet d'avoir l'évolution de la trajectoire horizontale du projectile sur l'éprouvette avec une fréquence d'acquisition d'image de 25000 Hz.

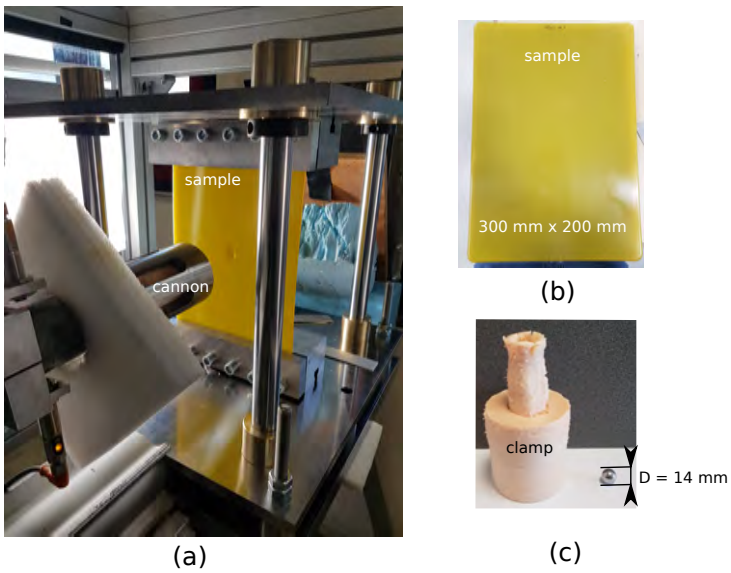


FIGURE 4.7 – (a) Dispositif d'impact : canon de l'ENSTA-Bretagne. (b) Éprouvette de Nextene de 300 mm x 200 mm (c) Projectile : bille de 14mm de diamètre supportée par un sabot de mousse en forme de cylindre qui est arrêté à la sortie du canon, d'où sa forme extrudée.

4.3 Résultats d'essais d'impacts du Nextene sur la catapulte

4.3.1 Résultats expérimentaux

L'objectif de ces essais est de rechercher la meilleure configuration possible en terme de position des couches par rapport aux projectiles de formes diédrique et hémisphérique.

4.3.1.1 Nomenclature des essais d'impacts sur catapulte

Pour permettre une meilleure compréhension des différentes configurations, on propose la nomenclature suivante figure 4.8.

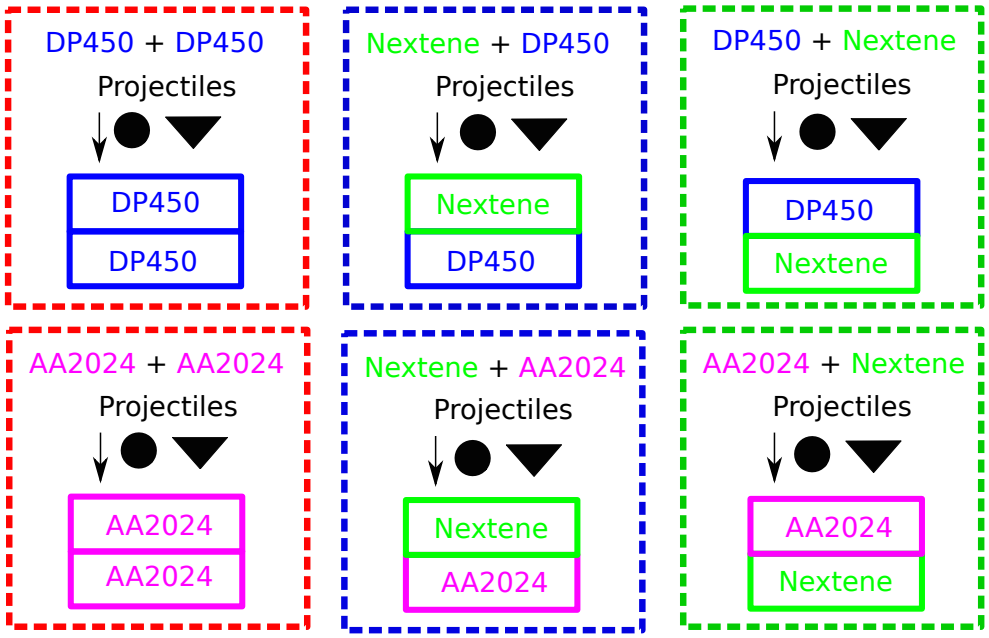


FIGURE 4.8 – Schémas de la nomenclature représentant les différentes configurations étudiées dans cette partie

Lorsque 2 matériaux sont combinés dans une structure multicouche, le premier matériau cité est le matériau qui est côté projectile. Ainsi les dénominations correspondantes sont :

- 1xDP450 ou 1xAA2024 : une tôle métallique, aluminium AA2024 ou acier DP450

- 2xDP450 ou 2xAA2024 : structure multicouche composée de deux tôles métalliques superposées (AA2024 ou DP450)
- Nextene : une éprouvette de Nextene
- Nextene + AA2024 ou Nextene + DP450 : structure multicouche composée d'une éprouvette de Nextene positionnée en couche impactée et d'une éprouvette métallique en couche non-impactée (AA2024 ou DP450).
- AA2024 + Nextene ou DP450 + Nextene : structure multicouche composée d'une éprouvette de Nextene positionnée en couche non-impactée et d'une éprouvette métallique en couche impactée (AA2024 ou DP450).

Pour permettre une comparaison rigoureuse, les résultats seront analysés autant que possible en comparant les configurations ayant une même masse ou un même volume

4.3.1.2 Impacts avec un cap diédrique

La figure 4.9 montre deux courbes obtenues sur des essais catapulte réalisés sur la structure 2xDP450 à l'aide du cap dièdrique (V = 11.1 m/s).
On constate une bonne répétabilité de l'essai, avec un écart relatif en terme de force et de déplacement de l'ordre de 1%

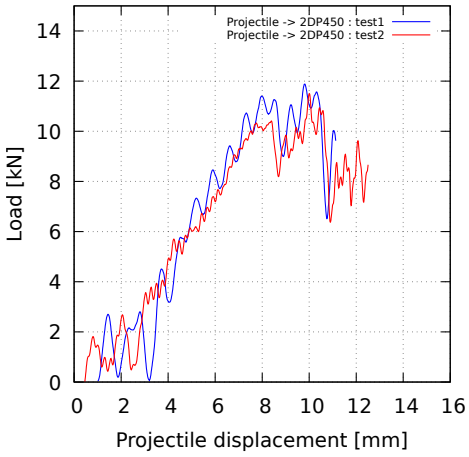


FIGURE 4.9 – Résultats de 2 essais obtenus sur la structure 2xDP450 aux mêmes vitesses (V = 11 m/s) avec le projectile diédrique sur la catapulte

Plusieurs phénomènes ont été observés sur les courbes expérimentales des impacts sur la catapulte. En effet au début des courbes, des oscillations importantes de la force sont

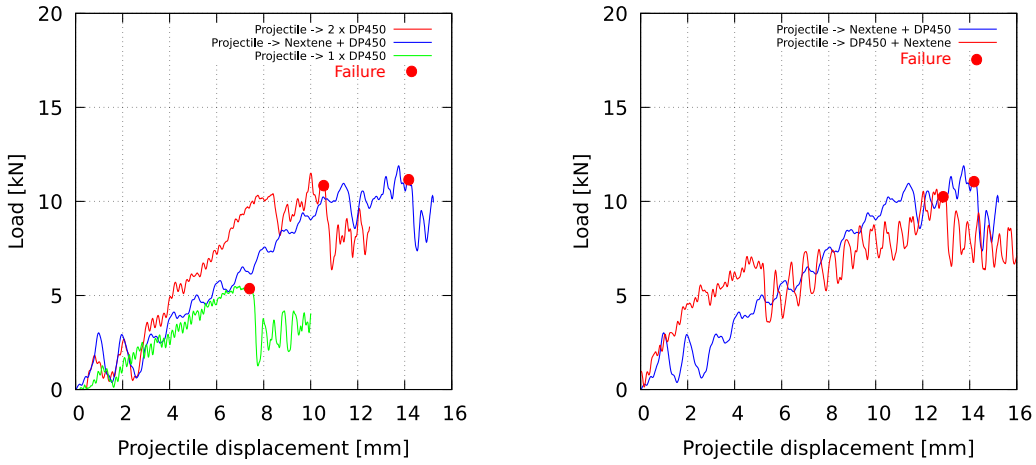
observées jusqu'à des déplacements de l'ordre de 3 mm. On peut expliquer ces oscillations par le fait que lors des premiers instants de l'impact, un léger déplacement du cap par rapport au téton du projectile peut se produire et créer ses oscillations.

Les différentes caractéristiques liées aux impacts (masse de la structure, vitesse du projectile et énergie cinétique du projectile avant l'impact) avec le cap diédrique sont dans le tableau 4.1 pour l'acier DP450.

Structure	Masse (g)	Vitesse projectile (m/s)	Énergie cinétique projectile (J)
1xDP450	66	8.5	90
2xDP450	125	11.1	154
Nextene + DP450	103	11.9	177
DP450 + Nextene	103	11.0	151

TABLE 4.1 – Caractéristiques des impacts du dièdre sur les structures à base d'acier DP450

L'objectif avec l'impact sur la structure multicouche est d'atteindre des énergies cinétiques d'impact comprises entre 100 et 200 J, cela est le cas pour la majorité des tests. Cependant, on remarque que l'énergie cinétique du projectile pour la configuration 1xDP450 est inférieure aux autres configurations. En effet, il n'était pas nécessaire d'atteindre 11 m/s pour obtenir la rupture.



(a) (b)

FIGURE 4.10 – Courbes de force en fonction du déplacement du projectile dans le cas d'un impact avec un cap diédrique (a) Comparaison des résultats expérimentaux obtenus avec une éprouvette d'acier 1xDP450, une structure multicouche 2xDP450 et une structure multicouche Nextene + DP450 ; (b) Comparaison des résultats expérimentaux de deux configurations de structure : Nextene + DP450 et DP450 + Nextene

Les courbes tracées sur les figures 4.10a4.10b montrent l'évolution des résultats d'impact sur une tôle de DP450, une structure multicouche 2xDP450, une structure multicouche Nextene impacté + DP450 et une structure multicouche DP450 impacté + Nextene. Pour l'impact sur la tôle de DP450 seule, la force évolue de façon linéaire en fonction du déplacement avec une force maximale de 5 kN pour un déplacement de 7.5 mm jusqu'à la déchirure. Tout comme le résultat de l'essai sur la structure 2xAA2024, on observe une augmentation de la force sur l'essai 2xDP450 jusqu'à 10 kN et un déplacement de 8.5 mm, puis la force chute à 8 kN pour ensuite augmenter jusqu'à 11 kN avec un déplacement du projectile de 11 mm où la déchirure intervient. On constate également ce phénomène sur les résultats des essais d'impact sur les structures Nextene impacté + DP450 et DP450 + Nextene. Dans le cas de la structure Nextene impacté + DP450, la force augmente jusqu'à 11 kN puis diminue à 9 kN pour ensuite augmenter à 11.1 kN avec un déplacement du projectile de 14 mm au moment de la déchirure de la structure. Dans le cas du résultat de l'essai sur la structure DP450 + Nextene, la force atteint 7.5 kN puis chute à 4 kN pour ensuite augmenter jusqu'à 10 kN avec un déplacement du projectile de 13 mm à l'instant de la déchirure.

Il a été observé, pour les courbes des impacts avec le cap diédrique, sur les structures 2xDP450 et Nextene + DP450, une chute de la force après avoir atteint un maximum, et ensuite la force augmente jusqu'à ce que la rupture apparaisse sur la seconde couche (grâce à la caméra). On peut raisonnablement faire l'hypothèse que la chute de force est due à la déchirure de la première couche qui est impactée dans la structure multicouche, rupture que l'on ne peut pas « voir » avec le dispositif utilisé.
Les énergies absorbées par les structures à base de DP450, dans le cas d'un impact avec le dièdre, sont présentées dans le tableau 4.2 ci-dessous. L'énergie absorbée est normée par rapport à la surface encastrée de la structure ($S = \pi * R^2 = 5026\ mm^2$) et à sa masse (cette surface correspond à la superficie de l'éprouvette sollicitée par l'impact du projectile).

Structure	Épaisseur (mm)	Masse (g)	Énergie absorbée (J)	Énergie absorbée normée ($\frac{J}{g.mm^{-2}}$)
1xDP450	0.8	66	21	1600
2xDP450	1.6	123	63	2600
Nextene + DP450	4.2	103	90	4400
DP450 + Nextene	4.2	103	84	4120

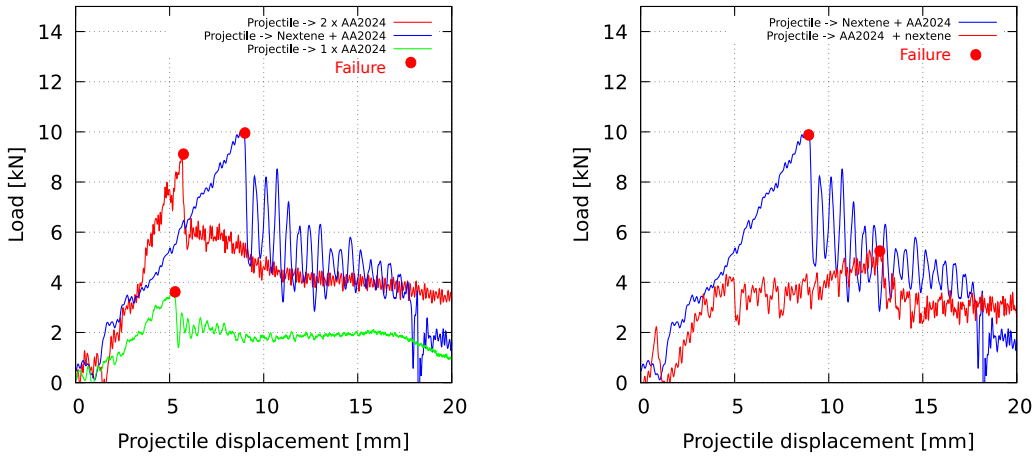
TABLE 4.2 – Énergies absorbées pour des impacts du dièdre sur les structures à base d'acier DP450

On constate dans le cas des impacts avec **le cap diédrique** sur la structure à base de DP450 :
- Un écart positif de 41 % entre la structure Nextene + DP450 et 2xDP450
- Un écart positif de 6 % entre la structure Nextene + DP450 et DP450 + Nextene
On peut en conclure que la structure Nextene + DP450 permet d'absorber plus d'énergie par rapport à une structure 2xDP450 relativement à sa masse. Et la configuration DP450 + Nextene absorbe moins d'énergie que la structure où le Nextene est en couche impactée.

Les différentes caractéristiques liées aux impacts avec le cap diédrique sur la structure à base d'aluminium (masse de la structure, vitesse du projectile et énergie cinétique du projectile avant l'impact) sont dans le tableau 4.3

Structure	Masse (g)	Vitesse projectile (m/s)	Énergie cinétique projectile (J)
1xAA2024	36	6.0	45
2xAA2024	72	8.5	90.3
Nextene + AA2024	72	11.9	177
AA2024 + Nextene	72	10.0	125

TABLE 4.3 – Caractéristiques des impacts du dièdre sur les structures à base d'aluminium AA2024



(a) (b)

FIGURE 4.11 – Courbes de force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) dans le cas d'un impact avec un cap dièdrique (a) Comparaison des résultats expérimentaux obtenus avec une éprouvette d'aluminium 1xAA2024, une structure multicouche 2xAA2024 et une structure multicouche Nextene + AA2024 ; (b) Comparaison des résultats expérimentaux de deux configurations de structure : Nextene + AA2024 et AA2024 + Nextene

La figure 4.11a est le résultat de la comparaison d'une tôle d'aluminium AA2024, d'une structure multicouche avec deux tôles de AA2024 superposées et de la structure Nextene impacté + AA2024. On remarque pour les 3 essais présentés sur la figure que la force évolue de façon quasiment linéaire en fonction du déplacement du projectile. Pour l'impact sur la tôle de AA2024 seule, la force augmente en fonction du déplacement, avec une force maximale de 3.7 kN pour un déplacement de 5.2 mm au moment de sa perforation,

soit une raideur de 0,71 kN/mm. Pour l'essai avec la configuration Nextene + AA2024 la force atteint 10 kN pour un déplacement de 8.5 mm à l'instant de la déchirure, alors que dans le cas de l'impact sur les deux tôles d'aluminium la force mesurée est de 9 kN pour un déplacement de 6 mm, soit une raideur de 1.38 kN/mm. On constate sur les trois courbes une baisse nette de la force à l'instant de la déchirure.
Pour l'essai sur la structure 2xAA2024, on observe une légère baisse de la force à 8 kN pour un déplacement de 5 mm, puis la force augmente jusqu'à 9.5 kN pour un déplacement de 6 mm à l'instant de la déchirure.
La raideur sur la structure 2xAA2024 est deux fois plus élevée que la raideur obtenue sur la structure Nextene + AA2024.
La figure 4.11b montre la comparaison entre la structure Nextene impacté + AA2024 et la structure AA2024 impacté + Nextene. L'effort mesuré sur la structure AA2024 + Nextene augmente de façon linéaire jusqu'à 4 kN pour un déplacement de 4.8 mm, la force chute à 3 kN puis augmente jusqu'à 5 kN pour un déplacement de 13 mm à l'instant de la perforation.

Il a été observé, pour les courbes des impacts du cap diédrique, sur la structure 2xAA2024 une chute de la force après avoir atteint un maximum, et ensuite la force augmente jusqu'à ce que les structures déchirent. On fait l'hypothèse que la chute de force est due à la déchirure de la première couche qui est impactée dans la structure multicouche.
Les énergies absorbées par les structures à base de AA2024, dans le cas d'impacts avec le dièdre, sont présentées dans le tableau 4.4.

Structure	Épaisseur (mm)	Masse (g)	Énergie absorbée (J)	Énergie absorbée normée ($\frac{J}{g.mm^{-2}}$)
1xAA2024	1.2	36	8.5	1200
2xAA2024	2.4	72	21	1450
Nextene + AA2024	4.6	72	45	3154
AA2024 + Nextene	4.6	72	41	2832

TABLE 4.4 – Énergies absorbées pour des impacts du dièdre sur les structures à base d'aluminium AA2024

On constate dans le cas des impacts avec **le cap diédrique** sur les structures à base d'AA2024 :
- Un écart positif de 54 % entre la structure Nextene + AA2024 et 2xAA2024
- Un écart positif de 10 % entre la structure Nextene + AA2024 et AA2024 + Nextene
On peut en conclure que la structure Nextene + AA2024 permet d'absorber plus d'énergie par rapport à une structure 2xAA2024 relativement à sa masse. Et la configuration AA2024 + Nextene absorbe moins d'énergie que la structure où le Nextene est en couche impactée.

4.3.1.3 Impacts avec un cap hémisphérique

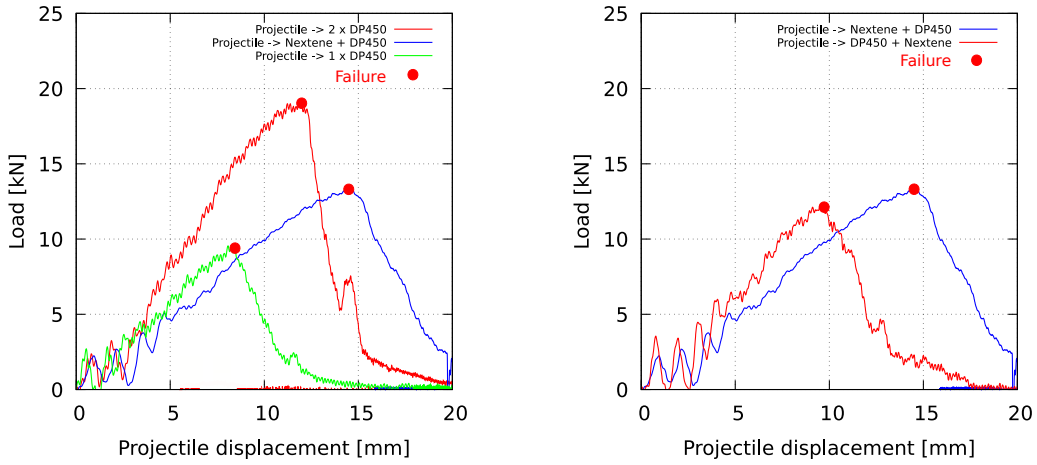
Les différentes caractéristiques liées aux impacts (masse de la structure, vitesse du projectile et énergie cinétique du projectile avant l'impact) avec le cap hémisphérique sont dans le tableau 4.5 pour l'acier DP450.

Structure	Masse (g)	Vitesse projectile (m/s)	Énergie cinétique projectile (J)
1xDP450	66	10.0	125
2xDP450	125	11.6	168
Nextene + DP450	103	12.2	186
DP450 + Nextene	103	11.0	151

TABLE 4.5 – Caractéristiques des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base d'acier DP450

Les résultats des impacts hémisphériques obtenus pour les structures 1xDP450, 2xDP450, Nextene + DP450 et DP450 + Nextene (cf figures 4.12a, 4.12b) ont les mêmes tendances que les résultats observés sur les structures à base d'aluminium AA2024, avec des niveaux de force et de déplacement plus élevés. La force mesurée pour la structure 2xDP450 au moment de la déchirure est de 18.5 kN pour un déplacement de 12 mm. Le niveau de force mesuré pour la structure Nextene + DP450 est de 13.5 kN pour un déplacement de 15 mm. Dans le cas de la structure DP450 impacté + Nextene la force maximale est de 12 kN pour un déplacement de 9 mm.

Les énergies absorbées par les structures à base de DP450, dans le cas d'impacts avec le cap hémisphérique, sont présentées dans le tableau 4.6.



(a) (b)

FIGURE 4.12 – Courbes de force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) dans le cas d'un impact avec un cap hémisphérique ; (a) Comparaison des résultats expérimentaux obtenus avec une éprouvette d'acier 1xDP450, une structure multicouche 2xDP450 et une structure multicouche Nextene + DP450 ; (b) Comparaison des résultats expérimentaux de deux configurations de structure : Nextene + DP450 et DP450 + Nextene

Structure	Épaisseur (mm)	Masse (g)	Énergie absorbée (J)	Énergie absorbée normée ($\frac{J}{g.mm^{-2}}$)
1xDP450	0.8	66	41	3136
2xDP450	1.6	123	124	5080
Nextene + DP450	4.2	103	104	5100
DP450 + Nextene	4.2	103	61	2986

TABLE 4.6 – Résultats des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base d'acier DP450

On constate dans le cas des impacts avec le **cap hémisphérique** sur la structure à base de DP450 :
- Un écart positif de moins de 1 % entre la structure Nextene + DP450 et 2xDP450
- Un écart positif de 41 % entre la structure Nextene + DP450 et DP450 + Nextene
On peut en conclure que la structure Nextene + DP450 absorbe autant d'énergie par rapport à une structure 2xDP450 relativement à sa masse. Et la configuration DP450 + Nextene absorbe moins d'énergie que la structure où le Nextene est en couche impactée.

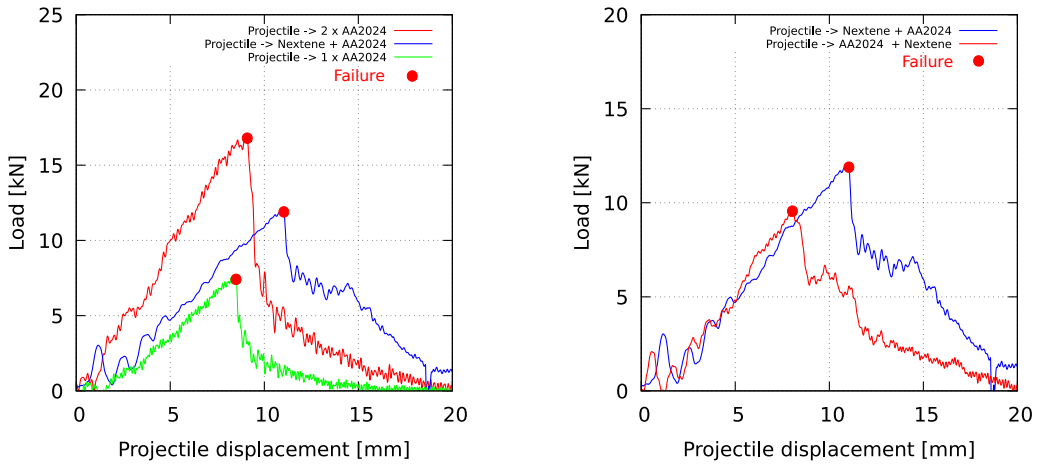
Les différentes caractéristiques liées aux impacts (masse de la structure, vitesse du projectile et énergie cinétique du projectile avant l'impact) avec le cap hémisphérique sont dans le tableau 4.7 pour l'aluminium AA2024 .

Structure	Masse (g)	Vitesse projectile (m/s)	Énergie cinétique projectile (J)
1xAA2024	36	8.2	84
2xAA2024	72	12.6	198
Nextene + AA2024	72	12.3	189
AA2024 + Nextene	72	10.5	137

TABLE 4.7 – Caractéristiques des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base d'aluminium AA2024

Les courbes tracées sur les figures 4.13a 4.13b montrent l'évolution de la force mesurée en fonction du déplacement du projectile dans le cas d'un impact avec le cap hémisphérique, pour la tôle d'aluminium seule 1xAA2024, la structure 2xAA2024, la structure Nextene impacté + AA2024 et la structure AA2024 impacté + Nextene. L'évolution de la force en fonction du déplacement augmente de façon quasiment linéaire pour tous les essais. Pour la tôle d'aluminium seule 1xAA2024, la force maximale de 7.5 kN est atteinte juste avant la déchirure, pour un déplacement de 7.5 mm. Pour la structure avec 2 tôles d'aluminium 2xAA2024, la force maximale est de 16.5 kN pour un déplacement à l'instant de la déchirure de 9 mm. Dans le cas de la structure avec le Nextene impacté + AA2024, le début de la courbe présente d'importante oscillations pour ensuite augmenter de façon stable jusqu'à 12 kN et déchirer pour un déplacement de 11.5 mm. La courbe expérimentale obtenue pour l'essai sur la structure AA2024 impacté + Nextene, présente

la même tendance que la courbe de la configuration où le Nextene est placé en couche impactée. Cependant la force maximale est plus faible, avec une force égale à 10 kN pour un déplacement au moment de la déchirure de 7.5 mm.
Les énergies absorbées par les structures à base de AA2024, dans le cas d'impacts avec le cap hémisphérique, sont présentées dans le tableau 4.8.



(a) (b)

FIGURE 4.13 – Courbes de force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) dans le cas d'un impact avec un cap hémisphérique (a) Comparaison des résultats expérimentaux obtenus avec une éprouvette d'aluminium 1xAA2024, une structure multicouche 2xAA2024 et une structure multicouche Nextene + AA2024 ; (b) Comparaison des résultats expérimentaux de deux configurations de structure : Nextene + AA2024 et AA2024 + Nextene

Structure	Épaisseur (mm)	Masse (g)	Énergie absorbée (J)	Énergie absorbée normée ($\frac{J}{g.mm^{-2}}$)
1xAA2024	1.2	36	26	3626
2xAA2024	2.4	72	78	5434
Nextene + AA2024	4.6	72	64	4470
AA2024 + Nextene	4.6	72	35	2464

TABLE 4.8 – Résultats des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base d'aluminium AA2024

On constate dans le cas des impacts avec le **cap hémisphérique** sur la structure à base de AA2024 :
- Un écart négatif de 17 % entre la structure Nextene + AA2024 et 2xAA2024
- Un écart positif de 44 % entre la structure Nextene + AA2024 et AA2024 + Nextene
On peut en conclure que la structure Nextene + AA2024 absorbe moins d'énergie que la structure 2xAA2024 relativement à sa masse. Et la configuration AA2024 + Nextene absorbe moins d'énergie que la structure où le Nextene est en couche impactée.

4.3.1.4 Conclusion partielle

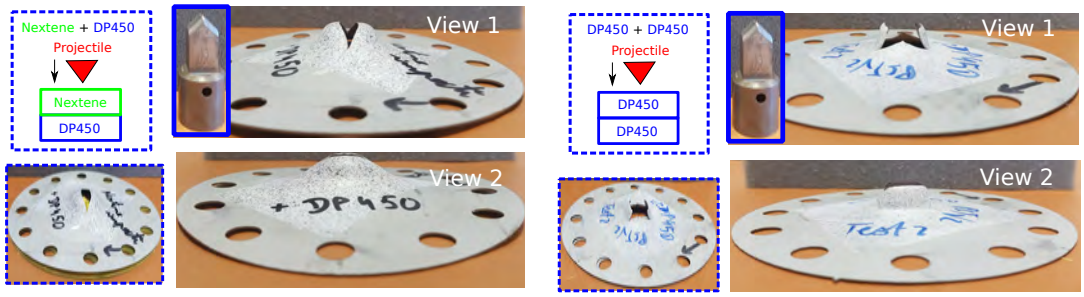
Cette campagne d'essais a permis d'étudier plusieurs points particuliers comme, l'influence du type de projectile, l'influence du matériau métallique dans la configuration et l'influence de l'ordre des composants dans la configuration. On se propose de donner quelques points conclusifs.

- Influence du projectile : Tout d'abord, la rupture est atteinte plus tôt avec le projectile diédrique. Les arêtes qui composent sa géométrie facilitent donc la perforation en localisant la rupture. Cela prouve que l'étude avec un impacteur hémisphérique n'est pas suffisante pour en dégager des conclusions pertinente notamment dans le cas d'un impact de débris quelconque, dont la géométrie n'est pas forcément hémisphérique.

-Influence du matériau métallique : Le matériau métallique quand il est associé à un polymère va donner la majeure partie de la rigidité à la structure. Hormis la différence de rigidité intrinsèque entre le DP450 et l'AA2024, les mêmes conclusions et tendances sur les résultats peuvent être observées pour un impacteur diédrique. En revanche pour l'impacteur hémisphérique, la rupture intervenant plus tard car la structure est chargée en traction équibiaxiale, on constate que deux tôles d'AA2024 dissipent davantage d'énergie que deux tôles de DP450, à masses équivalentes. Cela est dû au fait que l'épaisseur de l'AA2024 est 50% supérieure au DP450 et dans le cas de ce test de « flexion », l'épaisseur de la structure influence directement les résultats.

-Influence de l'ordre des composants de la configuration : Hormis le cas du

cap hémisphérique avec une configuration en AA2024, et pour les raisons évoquées plus haut, l'utilisation d'une configuration Nextene + métal (avec le Nextene en face impactée) montre une efficacité supérieure aux autres configurations. Dans le cas d'un impact diédrique, cette efficacité est d'autant plus vraie que le polymère agit comme un matelas entre le projectile et la tôle. En effet, la tôle en arrière est donc soumise plutôt à un chargement equibiaxial qu'au cisaillement qu'aurait provoqué un impact direct avec le dièdre. Ainsi, si on regarde les figures 4.14, on visualise bien l'empreinte du dièdre dans le DP450 lorsqu'il est impacté directement (figure (b)) alors que l'empreinte laissée dans le DP450 lorsqu'il est en face arrière a plus la forme laissée à la suite d'un impact avec un projectile hémisphérique (figure de gauche).



(a) (b)

FIGURE 4.14 – Structures impactées avec le cap diédrique. (a) Nextene + DP450. (b) DP450 + DP450

En conclusion, le fait de mettre un polymère en face avant, même si c'est contre-intuitif par rapport aux sandwichs classiques, permet d'augmenter ainsi l'énergie à rupture de la protection. Cette conclusion qui est valide pour des vitesses d'impacts de l'ordre de 10 m/s ne peut être étendue à des vitesses supérieures sans prendre quelques précautions. Les phénomènes physiques intervenant à des vitesses de plus de 100 m/s ne sont pas forcément les mêmes, il convient donc d'être prudent quant à l'extrapolation de ces résultats à d'autres vitesses d'impacts.

4.3.2 Simulations numériques

Les modèles de comportement et de déchirure des plaques métalliques ont été présentés dans le premier chapitre avec l'ensemble des paramètres identifiés ; et le troisième chapitre est consacré à la modélisation du comportement du Nextene. Deux types de simulations ont été réalisées, les simulations avec le cap diédrique et les simulations avec le cap hémisphérique.

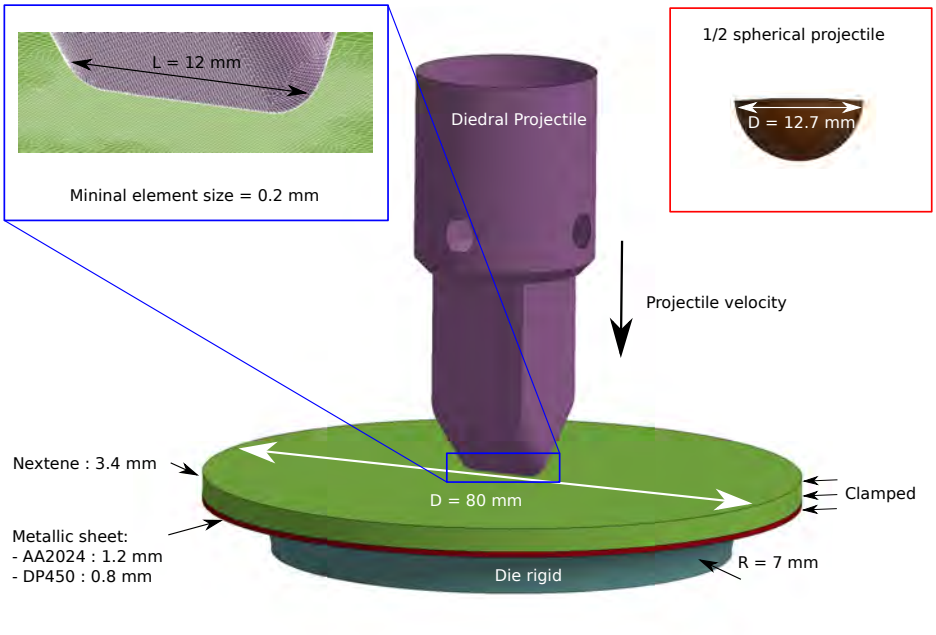


FIGURE 4.15 – Maillage des simulations des essais sur la catapulte

La figure 4.15 montre le modèle 3D dans le cas d'une simulation Nextene + plaque métallique avec le cap diédrique.
Le Nextene d'épaisseur 3.4 mm (en vert sur la figure 4.15) et la plaque métallique (en rouge) d'épaisseur 0.8 pour l'acier ou 1.2 mm pour l'aluminium, ont été modélisés avec des éléments solides quadratiques. Le diamètre de la zone encastrée de la structure est de 80 mm, les nœuds du diamètre extérieur de la zone de l'éprouvette sont encastrés. Les nœuds du bâti sont également encastrés. Le bâti de rayon 7 mm (en bleu) et les projectiles (le dièdre avec un longueur de ligament de 12 mm en violet et la demi-sphère de diamètre

12.7 mm en marron) ont des éléments hexaèdres quadratiques rigides. Les dimensions minimales d'un éléments dans la zone d'impact sont 0.2x0.2x0.2 mm^3.
Une étude de sensibilité de maillage a été réalisée avec des éléments de taille 0.4 mm, 0.3 mm et 0.2 mm (avec des éléments quadratiques). Les résultats (en terme de raideur) convergent pour une taille minimale d'élément de 0.2 mm et avec des éléments des fonctions d'interpolations linéaires.
Une loi de comportement rigide est choisie pour les projectiles et le bâti. Seule la partie impactante du projectile est modélisée, la masse volumique est adaptée de telle sorte à ce que numériquement les caps modélisés fassent 2.5 kg.
Le type de contact utilisé est le contact : *SURFACE_TO_SURFACE. Ce contact utilise une méthode de pénalité basée sur la détection de la surface esclave par la surface maîtresse cf figure 4.16.

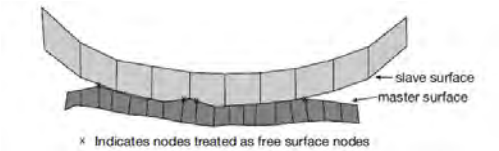


FIGURE 4.16 – Méthode de contact LS-DYNA [98]

Des frottements sont appliqués aux contacts entre chaque entité de la structure. Lorsque deux métaux sont en contact,Wang et al. (2017) [99] ont montré que le coefficient de frottement vaut 0.05.

Des calculs numériques ont permis d'identifier par méthode inverse qu'un coefficient de frottement de 0.2 permettait à la fois de bien décrire la raideur du système tôle + Nextene et le moment de rupture du système.

Les lois de comportement pour les métaux ont été identifiées pour une gamme de vitesses de déformation comprises entre 0.001 et 1000 /s. Pour le Nextene le comportement a été identifié pour des vitesses de déformation comprises entre 10^{-3} et 500/s. Les simulations numériques des impacts montrent que les vitesses de déformation moyenne obtenues sont de l'ordre de 200/s dans le cas de l'impact avec le cap diédrique et de 50/s dans le cas de l'impact avec le cap hémisphérique. Les lois identifiées aux chapitres 1 et 3 conviennent donc pour décrire ces essais d'impact.

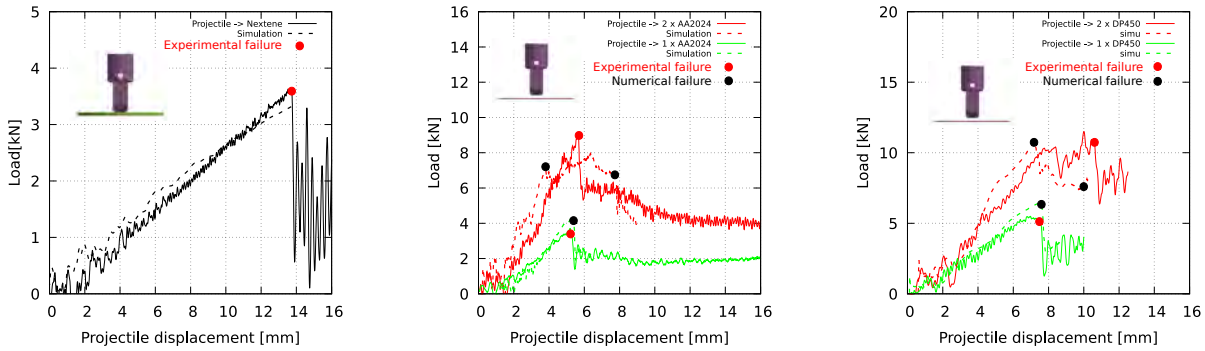
4.3.3 Corrélation expérimentale/numérique

Sur l'ensemble des figures présentées dans cette partie, les courbes tracées en trait plein correspondent aux résultats de la force en fonction du déplacement du projectile obtenus pour les essais expérimentaux. Les courbes tracées en trait avec des pointillés correspondent aux résultats des simulations numériques.
Les points rouges sur les courbes expérimentales signifient que la structure entière est déchirée ; les points noirs correspondent aux déchirures numériques. Le modèle de d'Hosford-Coulomb défini au chapitre 1 est utilisé pour décrire la rupture des tôles métalliques (DP450 et AA2024).
En ce qui concerne la déchirure du Nextene, il est plus délicat de la définir quantitativement pour des raisons principales.
- Tout d'abord, la campagne d'essais réalisée sur le Nextene n'est pas suffisante, pour définir un critère de rupture aussi performant que celui du modèle d'Hosford-Coulomb pour les métaux. Il manque ainsi les essais nécessaires pour déterminer la rupture en traction uniaxiale, en cisaillement et en traction biaxiale. Même si tous ces essais ont été effectués, ils ne permettent pas l'identification de la rupture. Seule la rupture en PST peut être identifiée à une valeur de déformation principale de 0.8. - La seconde raison concerne l'état de contrainte du Nextene qui dans certains cas est pris en sandwich entre la tôle métallique et le projectile. L'effet du confinement n'a pas été étudié sur la rupture.
Compte tenu des difficultés pour établir un critère de rupture pertinent, nous n'avons pas les résultats nécessaires pour mettre en place un critère de rupture pertinent pour le Nextene. Cependant, pour des raisons de convergence numérique, il a été décidé d'utiliser une rupture pour le Nextene fixée arbitrairement à $\varepsilon_f = 1.8$ dans l'unique cas de la structure Nextene + DP450.

4.3.3.1 Cas d'impacts avec le cap diédrique

La figure 4.17a montre les résultats des comparaisons entre les essais expérimentaux avec les simulations des impacts (avec le cap diédrique) sur une couche de Nextene seule, sur une tôle (DP450 et AA2024) et sur les structures 2xDP450 et 2xAA2024.

La simulation avec le Nextene seule a la même tendance que le résultat expérimental, l'écart relatif entre la simulation et l'essai, à l'instant de la déchirure, est de l'ordre de 6% (cf figure 4.17a).
Les simulations d'impacts sur une tôle seule montrent qu'il y a une bonne corrélation avec



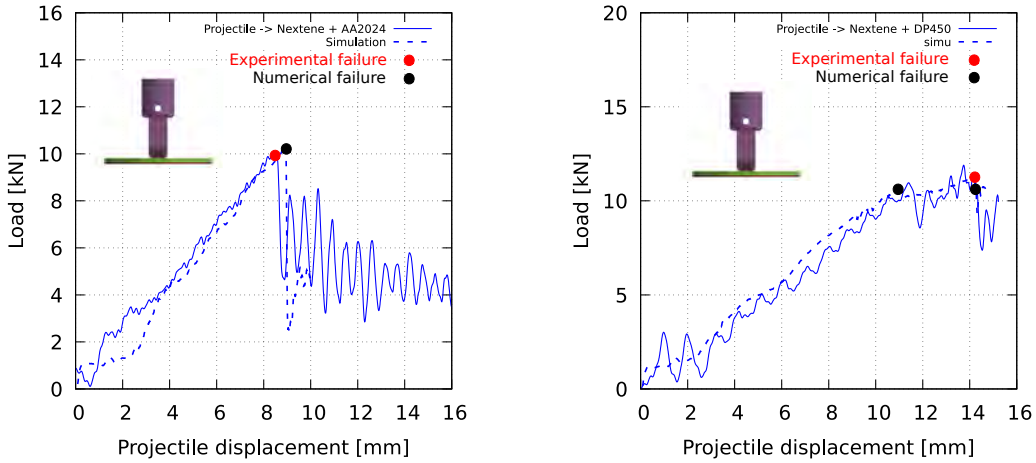
(a) (b) (c)

FIGURE 4.17 – Corrélation entre la simulation et l'essai d'impact avec un cap diédrique sur différentes structures, évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ;(a) Corrélation de l'essai avec le Nextene seul ;(b) Corrélation des essais 1XAA2024 et 2xAA2024 (c) Corrélation des essais 1XDP450 et 2xDP450

les essais ; la déchirure intervient pour les mêmes déplacements du projectile et les écarts relatifs pour la force sont de l'ordre de 7 % pour le dièdre sur l'aluminum (cf courbes vertes figure 4.17b), de 10 % pour le dièdre sur l'acier (cf courbes vertes figure 4.17c).
Les résultats des simulations de l'impact sur des structures avec deux tôles superposées sont montrés sur les courbes rouges avec les figures 4.17b, 4.17c.
Pour les simulations avec le cap dièdrique, la corrélation est plus compliquée pour ces essais. Les courbes des simulations ont les mêmes tendances en terme de raideur jusqu'à des forces de 7.5 kN pour l'aluminium AA2024 (cf premier point noir sur la courbe rouge de la figure 4.17b) et 11 kN pour l'acier DP450 (cf premier point noir sur la courbe rouge de la figure 4.17c). Ensuite après avoir atteint ces forces, la première tôle (impactée) se déchire numériquement et entraine une chute de la force en fonction du déplacement numérique du projectile ; pour la structure d'aluminium la force diminue jusqu'à 6.8 kN pour un déplacement de 8 mm à l'instant de la déchirure de la structure (cf deuxième point noir sur la courbe rouge de la figure 4.17b) ; pour la structure 2xDP450 la force diminue progressivement jusqu'à 7.5 kN pour un déplacement numérique au moment de la déchirure de 10 mm (cf premier point noir sur la courbe rouge de la figure 4.17c). Les écarts observés, en terme de force et de déplacement, sont de l'ordre de 30 %.
Finalement, on constate que la simulation numérique a tendance à surestimer le niveau d'effort à rupture de la première plaque métallique et à sous-estimer l'effort à rupture de la

seconde plaque. Cela est certainement dû au modèle de rupture par érosion des éléments du logiciel.

La figure 4.18 montre les résultats des comparaisons entre les essais expérimentaux avec les simulations des impacts (avec le cap diédrique) sur une structure Nextene + AA2024 et Nextene + DP450.



(a) (b)

FIGURE 4.18 – Corrélation entre la simulation et l'essai d'impact avec un cap diédrique, évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ;(a) Corrélation de l'essai Nextene + AA2024 ;(b) Corrélation de l'essai Nextene + DP450

Les simulations montrent une bonne corrélation par rapport aux résultats expérimentaux ; les courbes de force en fonction du déplacement sont quasiment superposées et les écarts relatifs à l'instant de la déchirure sont de moins de 1% (points noirs et rouges sur les figures). On constate un cas particulier pour la simulation avec l'impact du dièdre sur la structure Nextene + DP450, où il y a deux points noirs (cf figure 4.18b) ; le premier point noir à force = 10 kN et déplacement = 11 mm, correspond à la déchirure de la couche impactée du Nextene ; et le deuxième point noir à force = 11.3 kN et déplacement = 14.2 mm correspond à la déchirure de la structure entière. En effet on observe expérimentalement une déchirure totale de cette structure après l'essai, on fait également l'hypothèse que le Nextene déchire avant la déchirure complète de la structure. De plus sur les autres simulations, la déformations effectives sur le Nextene sont plus petites que 1.5. Donc pour la simulation Nextene + DP450, une suppression des éléments numériques

pour une déformation effective constante de 1.8 a été appliquée sur le Nextene grâce à l'option *MAT_EROSION.
Les résultats de la force et du déplacement à l'instant de la déchirure pour les différentes configurations, dans le cas de l'impact avec le cap diédrique, sont présentés dans le tableau 4.9.

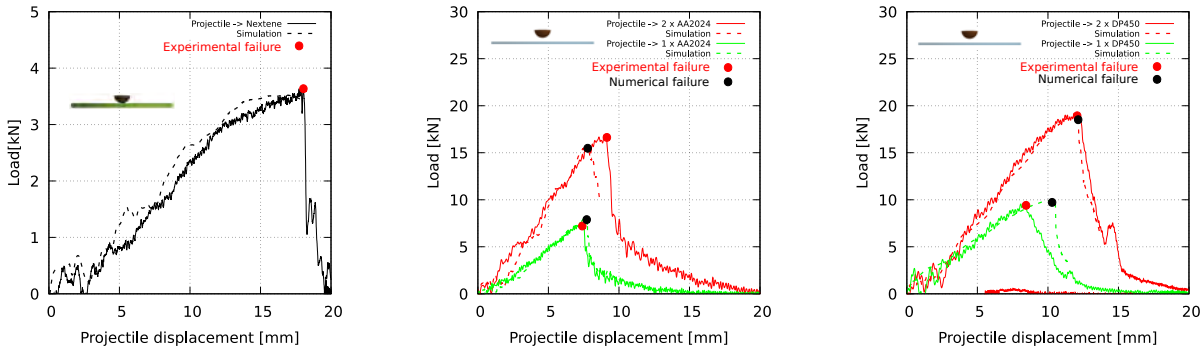
	expérimentale		numérique	
Structure	déplacement (mm)	force (kN)	déplacement (mm)	force (kN)
1xDP450	7.5	5.1	7.5	6.1
2xDP450	10.8	11	10	7.5
Nextene + DP450	14.1	11	14.1	11
1xAA2024	5.2	3.3	5.2	4.1
2xAA2024	5.6	9.0	7.9	7.9
Nextene + AA2024	8.5	9.9	9	10

TABLE 4.9 – Comparaison entre les simulations et les essais expérimentaux des impacts avec le cap diédrique, avec la force et le déplacement à l'instant de la rupture

4.3.3.2 Cas d'impacts avec le cap hémisphérique

La figure 4.19 montre les résultats des comparaisons entre les essais expérimentaux avec les simulations des impacts (avec le cap hémisphérique) sur une couche de Nextene seul, sur une tôle (DP450 et AA2024) et sur une structure 2xDP450 et 2xAA2024.

La simulation avec le Nextene seule corrobore bien le résultat expérimental ; l'écart relatif entre la simulation et l'essai est de l'ordre de 3% (cf figure 4.19a).
Les simulations d'impacts sur une tôle seule montrent qu'il y a une bonne corrélation avec les essais ; on observe un écart relatif de moins de 1% pour l'aluminum (cf courbes vertes 4.19b) et l'acier (cf courbes vertes 4.19c). Cependant on constate un décalage en terme de déplacement pour la simulation sur la tôle de DP450, avec un déplacement au moment de la déchirure expérimentale de 8 mm et un déchirement numérique qui intervient pour un déplacement de 10 mm.
Les résultats des simulations d'impacts sur des structures avec deux tôles superposées sont tracés sur les figures 4.19b et 4.19c avec des courbes rouges. La simulation avec deux tôles d'acier DP450 offre une bonne corrélation avec l'essai (2xDP450 4.19c), le déplacement et la force sont les mêmes au moment de la déchirure avec une force = 18.5 kN et un



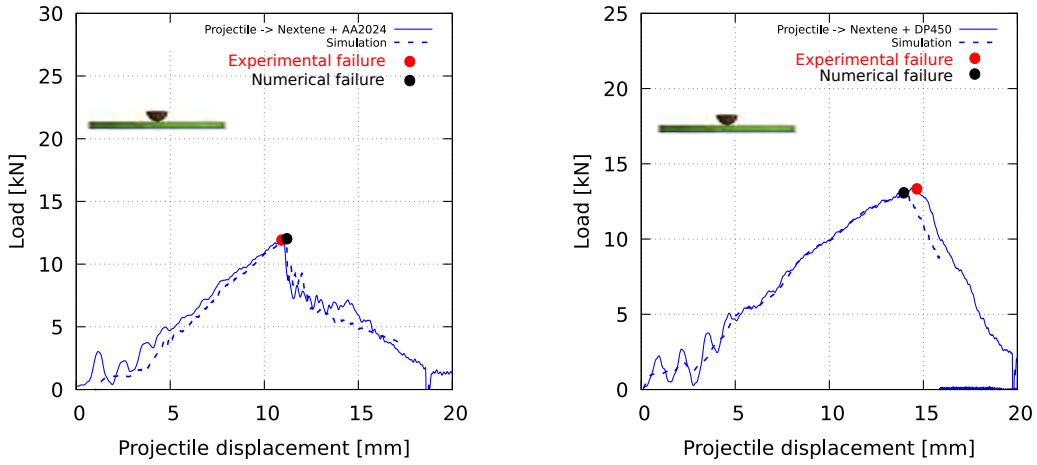
(a) (b) (c)

FIGURE 4.19 – Comparaison entre la simulation et l'essai d'impact avec un cap hémisphérique sur différentes structures, évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ;(a) Corrélation de l'essai avec le Nextene seul ;(b) Corrélation des essais 1XAA2024 et 2xAA2024 (c) Corrélation des essais 1xDP450 et 2xDP450

déplacement = 12.2 mm. Pour l'aluminium 2xAA2024 sur la figure 4.19b, la courbe de la simulation est superposée avec la courbe expérimentale jusqu'à ce qu'il y ait une déchirure numérique pour une force = 15 kN et un déplacement = 7.6 mm ; expérimentalement la structure déchire pour une force = 16.5 kN et un déplacement = 9 mm.

La figure 4.20 montre les résultats des comparaisons entre les essais expérimentaux et les simulations numériques des impacts (avec le cap hémisphérique) sur les structures Nextene + AA2024 et Nextene + DP450.

Les simulations montrent une bonne corrélation par rapport aux résultats expérimentaux ; les courbes de force en fonction du déplacement sont quasiment superposées et les écarts relatifs à l'instant de la déchirure sont de moins de 1% (points noirs et rouges sur les figures).
Les résultats de la force et du déplacement à l'instant de la déchirure pour les différentes configurations, dans le cas de l'impact avec le cap hémisphérique, sont présentés dans le tableau 4.10.



(a) (b)

FIGURE 4.20 – Comparaison entre la simulation et l'essai d'impact avec un cap hémisphérique sur différentes structures, évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ;(a) Corrélation de l'essai Nextene + AA2024 ;(b) Corrélation de l'essai Nextene + DP450

	expérimentale		numérique	
Structure	déplacement (mm)	force (kN)	déplacement (mm)	force (kN)
1xDP450	8.5	9.5	11	9.8
2xDP450	12	18.5	12	18.5
Nextene + DP450	15	13.5	14	13
1xAA2024	7.5	7.5	7.5	8
2xAA2024	9	16.5	7.5	15.5
Nextene + AA2024	11.5	12	11.5	12

TABLE 4.10 – Comparaison entre les simulations et les essais expérimentaux des impacts avec le cap hémisphérique, avec la force et le déplacement à l'instant de la rupture

4.4 Comparaison des performances avec un Nylon PA66

Dans cette partie on souhaite comparer le NexTene qui est une résine thermodurcissable avec le Nylon qui est un thermoplastique connu pour sa résistance à l'impact [44]. La particularité du NexTene (p-DCPD) est sa ductilité comparé à d'autres résines thermodurcissables comme l'époxy par exemple.

4.4.1 Essais sur la catapulte

4.4.1.1 Diamètre encastré de l'éprouvette : 80 mm

Des essais d'impacts, avec les mêmes éprouvettes que la partie précédente (cf figure 4.1) avec un diamètre encastré de 80 mm, sont réalisés sur du Nylon PA66 d'épaisseur 3 mm et du Nextene d'épaisseur 3.4 mm ; les deux matériaux testés ont la même masse : 36 g.

4.4.1.1.1 Impacts avec un cap diédrique

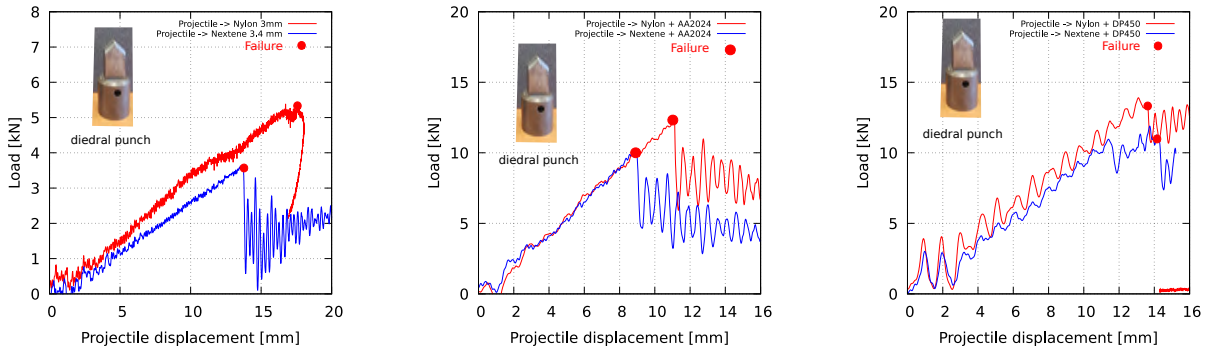
Les caractéristiques de l'ensemble des essais réalisés avec le cap diédrique sur les différentes structures sont présentées dans le tableau 4.11.

Structure	Masse (g)	Vitesse projectile (m/s)	Énergie cinétique projectile (J)
1xNextene	36	6.5	53
1xNylon	36	6.5	53
Nextene + AA2024	72	11.9	177
Nylon + AA2024	72	12.1	183
Nextene + DP450	103	11.9	177
Nylon + DP450	103	12	180

TABLE 4.11 – Caractéristiques des impacts du cap diédrique sur les structures à base de Nylon et de Nextene

Les vitesses d'impact sont de l'ordre de 6.5 m/s pour les impacts sur les couches de polymères seules. Dans le cas d'impact sur la structure multicouche les vitesses d'impacts sont de l'ordre 12 m/s ; cela permet d'atteindre des énergies de l'ordre de 180 J.

Le résultat de la comparaison entre le Nextene et Nylon est montré sur la figure 4.21 pour l'impact avec le cap diédrique. Le Nylon absorbe 43 J de l'énergie d'impact alors que le Nextene absorbe 23.6 J, soit un écart de 53 % entre les deux essais. La force mesurée à l'instant où le Nylon déchire est supérieure à la force mesurée pour le Nextene.
Les résultats de la comparaison sur les structures multicouches composées de Nylon en couche impactée ou à base de Nextene, sont présentés sur les figure 4.21b et4.21c. Les impacts sont réalisés avec les mêmes vitesses et énergies (cf tableau 4.11).
Les résultats sont présentés avec les courbes de force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm), sur les figures suivantes 4.21.



(a) (b) (c)

FIGURE 4.21 – Évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm), essais d'impact avec le cap diédrique ;(a) comparaison entre le Nylon et le Nextene ;(b) Comparaison entre les structures Nylon + AA2024 et sur le Nextene + AA2024, (c) Comparaison entre les structures Nylon + DP450 et sur le Nextene + DP450

On remarque que la configuration Nylon impacté + AA2024 absorbe plus d'énergie d'impact que la configuration Nextene + AA2024 ; pour l'essai avec le cap dièdrique, la structure Nylon + AA2024 absorbe 53 % d'énergie en plus que la structure Nextene + AA2024 (figure 4.21b)), les deux courbes possèdent les mêmes raideurs toutefois la structure Nylon + AA2024 déchire avec une force de 13 kN pour un déplacement de 11.5 mm.
Pour la configuration Nylon + DP450 permet d'absorber 7 % d'énergie en plus que la structure Nextene + DP450 (figure 4.21c) ; les deux courbes ont sensiblement les mêmes raideurs jusqu'à une force de 10 kN où on suppose que le Nextene déchire (courbe bleue), cela provoque une chute de la force. La force à l'instant de la déchirure pour la structure

Nylon + DP450 est de 13.2 kN alors que la structure Nextene + DP450 a une force à l'instant de la déchirure de 11 kN.
Les énergies absorbées par les structures soumises à l'impact du projectile diédrique sont présentées dans le tableau 4.12.

Structure	Épaisseur (mm)	Masse (g)	Énergie absorbée (J)	Énergie absorbée normée ($\frac{J}{g.mm^{-2}}$)
1xNextene	3.4	36	23	3211
1xNylon	3.0	36	43	6000
Nextene + AA2024	4.6	72	45	3154
Nylon + AA2024	4.2	72	60	4300
Nextene + DP450	4.2	103	90	4400
Nylon + DP450	3.8	103	99	4830

TABLE 4.12 – Résultats des impacts du cap diédrique sur les structures à base de Nylon et de Nextene

On constate sur les énergies absorbées, dans le cas des impacts avec le dièdre sur les structures à base de Nylon :
- Un écart de 46 % entre le Nylon et le Nextene
- Un écart de 37 % entre la structure Nylon + AA2024 et Nextene + AA2024
- Un écart de 9 % entre la structure Nylon + DP450 Nextene + DP450 et

On peut en conclure que sur les impacts avec le dièdre sur les structures à base de Nylon, la couche de Nylon absorbe jusqu'à 46 % d'énergie en plus que le Nextene pour des impacts avec une énergie de l'ordre de 53 J. Lorsque le Nylon est utilisé dans une structure multicouche, la structure absorbe jusqu'à 37 % d'énergie en plus que la structure multicouche à base de Nextene.

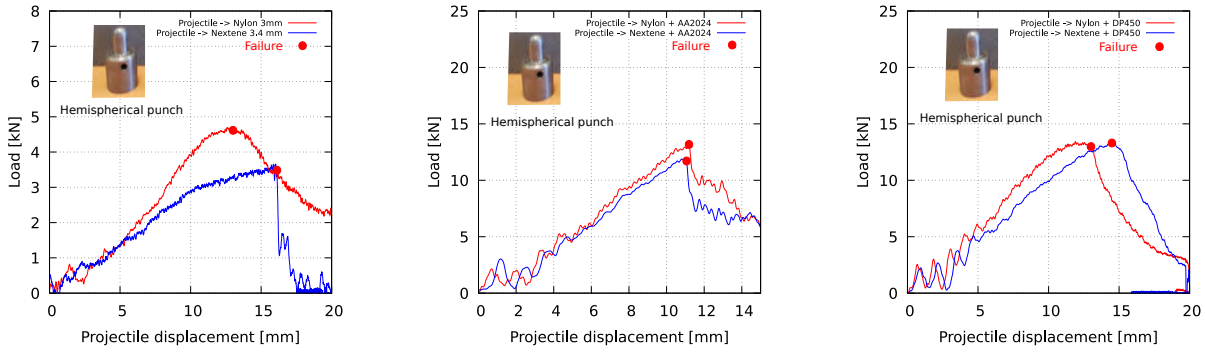
4.4.1.1.2 Impacts avec un cap hémisphérique

Les caractéristiques de l'ensemble des essais réalisés avec le cap hémisphérique sur les différentes structures sont présentées dans le tableau 4.13.

Structure	Masse (g)	Vitesse projectile (m/s)	Énergie cinétique projectile (J)
1xNextene	36	8.5	90
1xNylon	36	8.7	94
Nextene + AA2024	72	12.3	189
Nylon + AA2024	72	12.1	183
Nextene + DP450	103	12.2	186
Nylon + DP450	103	12.0	180

TABLE 4.13 – Caractéristiques des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base de Nylon et de Nextene

Les vitesses d'impacts du projectile sont de l'ordre de 8.5 m/s pour les impacts sur les couches de polymères seules. Dans le cas d'impacts sur la structure multicouche, les vitesses d'impacts du projectile sont de l'ordre 12 m/s ; cela permet d'atteindre des énergies de l'ordre de 180 J.



(a) (b) (c)

FIGURE 4.22 – Évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm), essais d'impacts avec le cap hémisphérique ;(a) comparaison entre le Nylon et le Nextene ;(b) Comparaison entre les structures Nylon + AA2024 et sur le Nextene + AA2024, (c) Comparaison entre les structures Nylon + DP450 et sur le Nextene + DP450

Le résultat de la comparaison entre le Nextene et Nylon est montré sur la figure 4.22a

pour l'impact avec le cap diédrique. Le Nylon absorbe autant d'énergie que le Nextene. Le Nylon est plus raide que le Nextene et se déchire pour une force de 4.5 kN et un déplacement de 12.5 mm. Le Nextene déchire pour une force plus faible : 3.2 kN. Le déplacement à l'instant de la déchire pour le Nextene est de 16 mm, soit 20 % de déplacement en plus que le Nylon. Ce résultat est en opposition avec l'impact du dièdre pour lequel le Nylon déchirait pour un déplacement de 30% supérieur à celui du Nextene.
Le résultat de la comparaison sur les structures multicouches composées de Nylon en couche impactée ou à base de Nextene, sont présentés sur les figure 4.22b et4.22c. Les impacts sont réalisés avec les mêmes vitesses et énergies (cf tableau 4.11).
Les résultats sont présentés avec les courbes de force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm), sur les figures 4.22.

Le gain est de 11 % d'énergie absorbée en plus pour la structure Nylon + AA2024 par rapport à la structure Nextene + AA2024 (figure 4.22b), la courbe de la structure à base de Nylon a une raideur sensiblement plus grande et déchire avec une force supérieure à la courbe bleue (structure Nextene + AA2024).
Enfin la structure Nylon + DP450 absorbe autant d'énergie que la structure Nextene + DP450 (figure 4.22c) ; la courbe rouge (structure Nylon + DP450) a une raideur légèrement supérieure à la courbe bleue (structure Nextene + DP450) et déchire pour un déplacement plus petit.
Les énergies absorbées par les structures soumises à l'impact du projectile hémisphérique sont présentées dans le tableau 4.14.

Structure	Épaisseur (mm)	Masse (g)	Énergie absorbée (J)	Énergie absorbée normée ($\frac{J}{g.mm^{-2}}$)
1xNextene	3.4	36	35	4886
1xNylon	3.0	36	36	5026
Nextene + AA2024	4.6	72	64	4467
Nylon + AA2024	4.2	72	72	5026
Nextene + DP450	4.2	103	104	5100
Nylon + DP450	3.8	103	97	4737

TABLE 4.14 – Résultats des impacts du cap hémisphérique sur les structures à base de Nylon et de Nextene

On constate sur les énergies absorbées, dans le cas des impacts avec le cap hémisphérique sur les structures à base de Nylon :
- Un écart positif de 2 % entre le Nylon et le Nextene
- Un écart positif de 11 % entre la structure Nylon + AA2024 et Nextene + AA2024
- Un écart négatif de 7 % entre la structure Nylon + DP450 et Nextene + DP450
Lors de l'impact avec le cap hémisphérique le Nylon absorbe une énergie de 36 J soit 3.8 % de plus que le Nextene. Le Nextene absorbe alors autant d'énergie que le Nylon, et a l'avantage de diminuer l'effet arrière en limitant la force de réaction et en augmentant le déplacement du projectile à l'instant de la déchirure.
Dans le cas de la structure à base d'aluminium, le Nylon en couche impactée est plus avantageux que le Nextene, en terme d'absorption d'énergie.
Dans le cas de la structure à base d'acier, l'écart entre le Nylon et le Nextene en couche impactée n'est pas significatif, le Nextene absorbe un peu plus d'énergie.

4.4.1.2 Diamètre encastré de l'éprouvette : 50 mm

Une étude est menée sur l'influence de la taille de la zone encastrée sur la résistance à l'impact des éprouvettes de Nylon (épaisseur = 3 mm) par rapport aux éprouvettes de Nextene (épaisseur = 3.4 mm). Le dispositif de la catapulte (figure 4.1) est adapté afin d'impacter des éprouvettes avec un diamètre dans la zone encastrée = 50 mm au lieu de 80 mm. Les vitesses de projectiles sont de l'ordre de 9 m/s pour les mêmes énergies cinétiques d'impact cf tableau 4.15. Tous les essais sont effectués avec le cap hémisphérique.

Structure	Masse (g)	Vitesse projectile (m/s)	Énergie cinétique projectile (J)
Nextene, 80mm	36	8.5	90
Nylon, 80mm	36	8.7	94
Nextene, 50mm	36	8.9	99
Nylon, 50mm	36	8.8	96

TABLE 4.15 – Caractéristiques des impacts du cap hémisphérique sur les éprouvettes avec un diamètre 50 mm encastré

Le résultat est présenté sur la figure 4.23 où l'évolution de la force en fonction du déplacement du projectile est tracée pour les différentes éprouvettes testées (D = 50 mm et D = 80 mm). On constate que le Nylon est dans tous les cas plus résistant que le

Nextene. Pour une zone encastrée D = 50 mm le Nylon absorbe 25 % d'énergie en plus que la même éprouvette en Nextene. Les 4 courbes ont sensiblement les mêmes raideurs jusqu'à une force de 2.0 kN, puis elles divergent. Les courbes des éprouvettes avec un plus petit diamètre de zone encastrée sont au dessus des courbes obtenues sur des éprouvettes avec un diamètre D = 80 mm, les forces mesurées sont supérieures de 25 %.

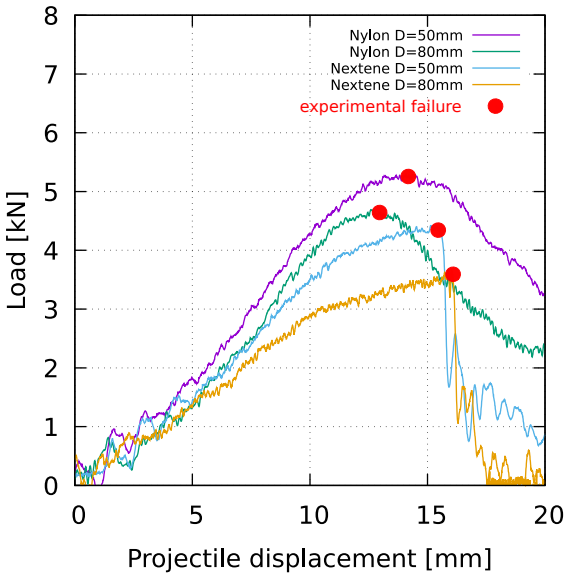


FIGURE 4.23 – Évolution de la force (kN) en fonction du déplacement du projectile (mm) ; influence de la zone encastrée pour les éprouvettes de Nylon PA66 et Nextene dans le cas d'un impact avec un cap hémisphérique

En faisant l'hypothèse que les déchirures interviennent aux forces maximales, les énergies absorbées sont calculées et présentées dans le tableau 4.16. Dans le cas où le diamètre encastré de l'éprouvette est 80 mm, le Nextene absorbe autant d'énergie que le Nylon. Lorsque le diamètre encastré est D = 50 mm, le Nylon absorbe 25 % d'énergie en plus que le Nextene.

Cet écart peut s'expliquer par le fait que les vitesses de déformation augmentent quand le diamètre encastré diminue et que le Nylon semble plus sensible à la vitesse de déformation que le Nextene.

Structure	Épaisseur (mm)	Masse (g)	Énergie absorbée (J)
Nextene, 80mm	3.4	36	35
Nylon, 80mm	3.0	36	36
Nextene, 50mm	3.4	36	39
Nylon, 50mm	3.0	36	53

TABLE 4.16 – Résultats des impacts du cap hémisphérique sur les éprouvettes avec un diamètre 50 mm encastré

4.4.2 Essais sur le canon

Une dernière étude est menée sur la comparaison entre le Nylon PA66 et le Nextene, où l'objectif est d'étudier l'influence de la vitesse du projectile sur la résistance à l'impact des deux matériaux. Deux types éprouvettes sont testées, des éprouvettes de Nextene d'épaisseur 4.4 mm et de Nylon d'épaisseur 3 mm. Ces éprouvettes n'ont pas les mêmes épaisseurs ni les mêmes masses car il est difficile d'obtenir une épaisseur de Nextene de 3 mm pour une éprouvette qui a une surface de 300 x 200 mm. Les caractéristiques des impacts sur les éprouvettes sont présentées dans le tableau 4.17.

Structure	Épaisseur (mm)	Vitesse projectile (m/s)	Énergie cinétique projectile (J)
Nextene	4.4	141	110
Nylon	3.0	141	110

TABLE 4.17 – Caractéristiques des impacts sur le canon

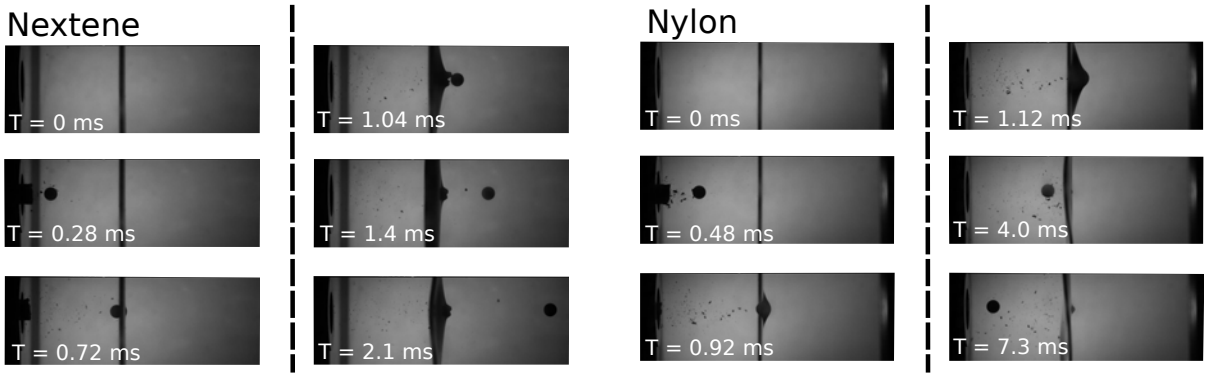
La figure 4.24 montre l'acquisition d'images de la caméra rapide au cours des essais d'impacts sur le Nextene (figure à gauche 4.24) et le Nylon (figure à droite 4.24). On remarque que pour l'impact sur le Nextene, la bille rentre en contact à partir de T = 0.72 ms et transperce l'éprouvette à T = 1.04 ms. La vitesse de sortie de la bille est mesurée à 88 m/s (cf tableau 4.18). L'énergie cinétique à la sortie de l'éprouvette de Nextene est de 43 J, donc 67 % de l'énergie d'impact a été absorbée.
Dans le cas de l'impact sur l'éprouvette de Nylon, la bille est en contact avec le Nylon avant T = 0.92 ms et reste en contact à T = 1.12 ms puis elle change de direction pour revenir vers le canon, la bille ne transperce pas l'éprouvette. La vitesse de rebond,

de la bille, juste après l'impact est mesurée à 14 m/s. On peut en conclure que malgré une épaisseur plus faible de Nylon, celle-ci n'est pas transpercée. D'autres essais ont été effectués avec une bille de diamètre 10 mm et de masse 4.1 g, les résultats ont montrés que les deux matériaux arrêtent la bille.

Structure	Vitesse de rebond du projectile (m/s)	Vitesse de perforation du projectile (m/s)	Énergie cinétique absorbée (J)
Nextene	-	88	43
Nylon	15	-	110

TABLE 4.18 – Résultats des impacts sur le canon

Les résultats sont résumés dans le tableau 4.18.



(a) (b)

FIGURE 4.24 – Essais d'impacts de la bille (m = 11.1 g, D = 14 mm) projetée à 141 m/s : (a) éprouvette de Nextene ep = 4.4 mm, (b) éprouvette de Nylon ep = 3.0 mm

4.5 Conclusion

Ce chapitre concerne la partie applicative de l'étude. Après avoir étudié le comportement mécanique de tôles métalliques (chapitre 2) et d'un polymère (chapitre 3), il s'agissait de déterminer les caractéristiques à l'impact de protections composées d'un multicouche et de ces matériaux. Pour cela, des essais d'impacts avec des projectiles de 2,5 kg lancés à une vitesse de l'ordre 10 m/s ont été réalisés. Ces impacts ont pour objectif de simuler l'impact d'un débris en terme d'énergie, à savoir une centaine de Joules.
Plusieurs configurations de structures ont été étudiées, avec comme structure de référence l'empilement de deux tôles métalliques. Les matériaux testés sont l'aluminium AA2024, l'acier DP450 et la résine développée par la société DEMETA, le Nextene. Les essais expérimentaux ont montré que la configuration où le Nextene est placé en couche impactée avec une couche métallique en couche support, permet d'absorber jusqu'à 54 % d'énergie en plus par rapport à une configuration de structure composée de deux tôles superposées (dans le cas de l'aluminium par exemple). Lorsque la structure est en configuration tôle métallique impactée + Nextene, la structure absorbe jusqu'à 10 % d'énergie en moins qu'une structure Nextene impacté + tôle métallique. Il a ainsi été montré que le polymère (ici le Nextene) agissait comme un matelas pour épouser la forme anguleuse du dièdre et transmettre un chargement de type bulge à la tôle en arrière du polymère. Cela permet d'éviter une rupture prématurée de la tôle.
Des simulations numériques ont été effectuées sur le logiciel LS-DYNA, afin de corréler les résultats expérimentaux des impacts sur la catapulte. Un exécutable VMAT compilé sur le logiciel, et prenant en compte les modèles des plaques métalliques (présentés dans le premier chapitre), a été utilisé pour les simulations. Les résultats montrent une bonne corrélation pour la majorité des simulations avec des écarts de moins de 10 %. Dans le cas où l'on impacte numériquement deux tôles métalliques superposées avec un cap diédrique, il est compliqué de corréler la simulation avec l'essai expérimental, on observe des écarts de l'ordre de 30 % en terme de force et de déplacement du projectile.

Pour terminer une étude comparative est faite entre le Nextene et le Nylon PA66 soumis à différents types d'impact de projectile. Dans un premier temps, des impacts sur la catapulte sont réalisés avec des éprouvettes de diamètre 80 mm dans la zone utile et avec les mêmes conditions limites que les essais précédents. Les résultats ont montré que le Nylon absorbe jusqu'à 53 % d'énergie en plus que le Nextene dans le cas d'un impact avec le

cap diédrique.
Dans un deuxième temps des impacts sont réalisés sur la catapulte avec des éprouvettes de diamètre D = 50 mm dans la zone utile et avec un cap hémisphérique. Les essais ont montré que le Nylon absorbe 25 % d'énergie en plus que l'éprouvette de Nextene.
Et dans un dernier temps, des essais sur un dispositif de canon sont effectués, avec l'impact d'une bille de diamètre 14 mm d'une masse de 11.1 g projetée à 141 m/s. Les éprouvettes testées ont pour dimensions 300 mm x 200 mm, le Nylon a pour épaisseur 3 mm et le Nextene 4.4 mm. Dans ce cas d'étude le Nylon résiste à l'impact de la bille alors que sur le Nextene la bille perfore l'éprouvette.

Conclusion générale

Les travaux de cette thèse présentent l'étude d'une structure multicouche soumise à l'impact de projectiles de type fragments. Par rapport à une simple enveloppe métallique, notre objectif est de retarder la déchirure, tout en allégeant la structure. Nous comparons ainsi des sandwichs métal-métal et polymère-métal, depuis la caractérisation mécanique de chaque matériau, jusqu'à la simulation et l'expérimentation des impacts.

Une première partie est consacrée à l'étude du comportement des métaux employés avec des apports sur le comportement en cisaillement des plaques minces métalliques et la déchirure en traction à déformation plane en dynamique.
Un essai de cisaillement séquentiel est proposé. Le principe de cet essai est de cisailler une éprouvette rectangulaire avec des entailles circulaires, et d'usiner les bords libres à la fin de chaque étape de cisaillement avant le commencement de la suivante. Une étude numérique permet de valider la forme de l'éprouvette avec entailles circulaires, et de définir les limites de validité permettant d'assurer que le calcul de la contrainte et de la déformation sont indépendants des dimensions utilisées. La validation expérimentale de l'essai de cisaillement séquencé est conduite sur trois matériaux, deux aciers (DP450, DC01) et un aluminium (AA2024). Les résultats montrent qu'il est possible d'obtenir le comportement en cisaillement en doublant la déformation maximale par rapport à un essai classique de cisaillement simple. L'essai de cisaillement séquencé permet de retrouver les résultats d'un essai de torsion plane jusqu'à des déformations de l'ordre 1.0 dans le cas d'un acier DC01.
L'essai de traction à déformation plane mini-Nakazima a été adapté en dynamique pour atteindre des vitesses de déformation de l'ordre de 200/s et ainsi connaître l'influence de la vitesse de déformation sur la déformation à déchirure. Pour cela, deux caméras rapides ont été positionnées de telle sorte à calculer le champ de déformation par stéréo corrélation d'images 3D. Une comparaison des valeurs de déformation effective à déchirure est effectuée sur 3 métaux différents, un acier DP450, un acier DP600 et un aluminium AA2024. Les résultats montrent que les valeurs de déformation à déchirure en quasi-statique et en dynamique sont les mêmes pour l'acier DP450 et l'acier DP600. Dans le cas de l'aluminium AA2024, un écart relatif de 6.6% est observé entre la valeur obtenue en quasi-statique et

celle obtenue en dynamique.

La deuxième partie des travaux est consacrée à la caractérisation de la résine Nextene ™. Cette résine est développée par la société Rennaise Demeta.

La caractérisation mécanique est menée à l'aide d'essais classiques de traction uni-axiale, compression quasi-statique et dynamique et cisaillement. Plusieurs particularités du comportement ont pu être mises en évidence :
- Une dissymétrie de la limite élastique en traction et compression
- Un comportement non-isovolume dans le domaine plastique en traction
- Une sensibilité à la vitesse de déformation

Afin de décrire numériquement l'ensemble de ces phénomènes expérimentaux, le choix du modèle SAMP (Semi Analytical Model for Polymere) a été fait. Une prise en compte du comportement équi-biaxial dans la loi a été réalisée pour compléter le modèle.
Une comparaison entre les simulations et les essais expérimentaux a été effectuée sur les essais de traction à déformation plane et en poinçonnement hémisphérique en quasi-statique et en dynamique. Le modèle de comportement SAMP montre une bonne corrélation des résultats numériques et expérimentaux avec un écart maximal de 5% sur la mesure d'effort. Enfin des écarts importants, entre les mesures expérimentales des épaisseurs au sommet des bulges ou des éprouvettes poinçonnées et les épaisseurs calculées, ont été constatés par rapport à celles obtenues numériquement (écart de l'ordre de 10%). Les paramètres du modèle SAMP ont pu être améliorés afin de mieux décrire l'évolution volumique de la matière avec une meilleure prise en compte du Poisson plastique.

Une troisième partie présente les travaux réalisés sur la structure multicouche soumise à l'impact de projectile de type fragment.
Des essais ont été effectués à l'aide d'une catapulte, projetant un projectile de 2.5 kg à des vitesses de l'ordre de 10 m/s. Deux formes de projectiles ont été utilisées, hémisphérique et diédrique, afin de représenter plusieurs types de sollicitations.
Différentes configurations de structure ont été étudiées avec comme structure de référence l'empilement de deux tôles. Les matériaux testés sont l'aluminium AA2024, l'acier DP450 et la résine développée par la société DEMETA, le Nextene. Les résultats ont montré que le Nextene, placé en couche impactée dans une structure multicouche, permet d'absorber

jusqu'à 54 % d'énergie en plus dans le cas d'un impact avec un cap diédrique par rapport à la structure où deux tôles de DP450 sont superposées. Dans le cas de l'impact avec le cap hémisphérique, il n'y a pas de gain lorsque que le Nextene est positionné en couche impactée. Il est montré que le polymère agit comme un matelas pour atténuer la forme anguleuse du dièdre afin que celui-ci vienne « bulger » la tôle et imposer une sollicitation de type équibiaxiale.
Une comparaison entre les simulations et les essais expérimentaux a été menée, avec les modèles de comportement anisotropes de Hill-NAFR (pour l'acier DP450), Yield2000 (pour l'aluminium AA2024), une loi d'écrouissage mixte Swift-Voce et un modèle de rupture d'Hosford-Coulomb identifiés pour chaque matériau métallique. Le modèle SAMP a été utilisé pour le Nextene. Les résultats montrent une bon accord avec un écart relatif de l'ordre de 10 % pour la majorité des simulations.
Une comparaison des performances entre le Nylon PA66 et le Nextene est présentée. Les mêmes essais d'impact sur la catapulte sont réalisés en remplaçant la couche de Nextene par une couche de Nylon de même masse surfacique. Les résultats montrent que le Nylon absorbe jusqu'à 53 % d'énergie en plus que le Nextene.

Suite à cette étude d'impact, des pistes d'améliorations peuvent être envisagées.
Comportement et rupture du polymère - Il serait intéressant d'étudier le comportement et la rupture du Nextene de manière plus approfondie. Cela permettrait de fournir à la simulation des propriétés matériau permettant d'améliorer la qualité des résultats de la simulation numérique. Pour cela, des essais jusqu'à rupture pour différentes valeurs de triaxialité devront être réalisés.

Comportement à haute vitesse des structures - La réalisation d'essais à des vitesses plus importantes (100-200 m/s) et mobilisant des projectiles de types FSP (Fragment Simulating Projectile) de quelques grammes permettront de vérifier si l'efficacité des structures multicouche de Nextene et de Nylon persiste pour ce type d'impact.

Amélioration du Nextene - Ensuite, la société Demeta qui produit et commercialise le Nextene nous a fourni un grade de Nextene. Il est possible d'améliorer la famille des matériau Nextene en modifiant sa composition. Il pourrait être envisagé d'ajouter des charges au polymère comme de l'alumine pour le rendre plus rigide ou des élastomères pour le rendre plus souples et ainsi agir sur la rigidité et/ou la ductilité du polymère.

Utilisation de composites dans les structures - Enfin, on a pu voir que le Nextene, résine thermodurcissable, a des propriétés à l'impact, certes plus faibles que le Nylon, mais très intéressantes comparées aux résines époxy. L'utilisation d'un composite utilisant le Nextene comme résine auquel on lui adjoindrait des fibres de renfort comme de l'aramide par exemple, permettrait d'en faire un matériau prometteur en terme de protection notamment pour des projectiles plus véloces.

ANNEXES

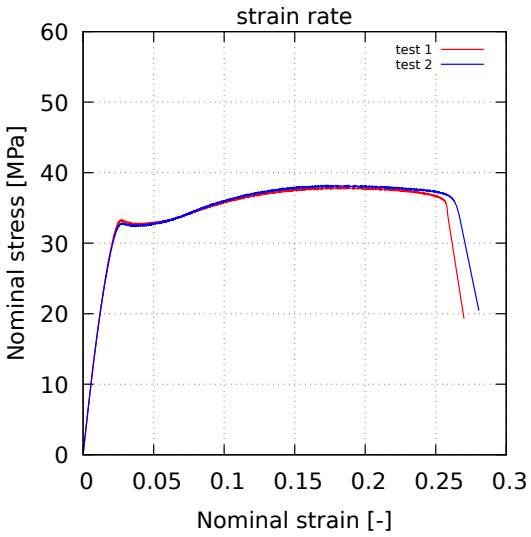


FIGURE 4.25 – Répétabilité d'un essai de traction en quasi-statique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 10^{-4}/s$)

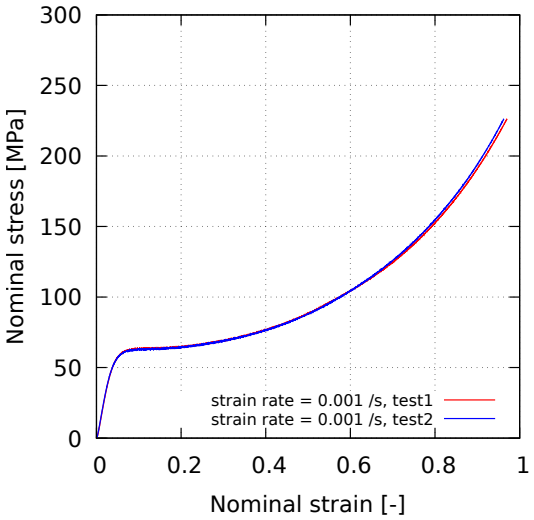


FIGURE 4.26 – Répétabilité d'un essai de compression en quasi-statique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 10^{-4}/s$)

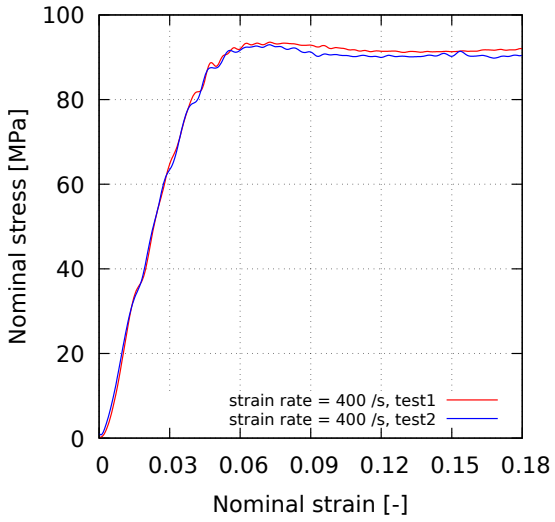


FIGURE 4.27 – Répétabilité d'un essai de compression en dynamique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 400/s$)

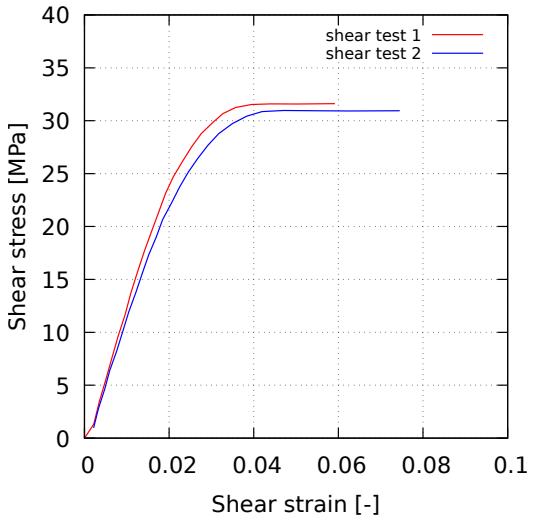


FIGURE 4.28 – Répétabilité d'un essai de cisaillement en quasi-statique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 10^{-3}/s$)

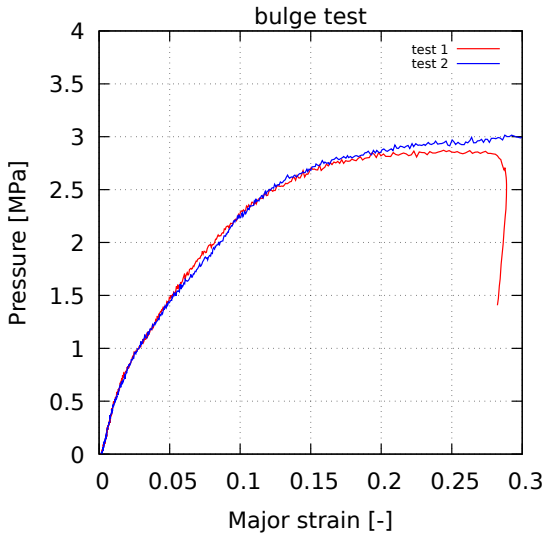


FIGURE 4.29 – Répétabilité d'un essai de bulge test sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 10^{-3}/s$)

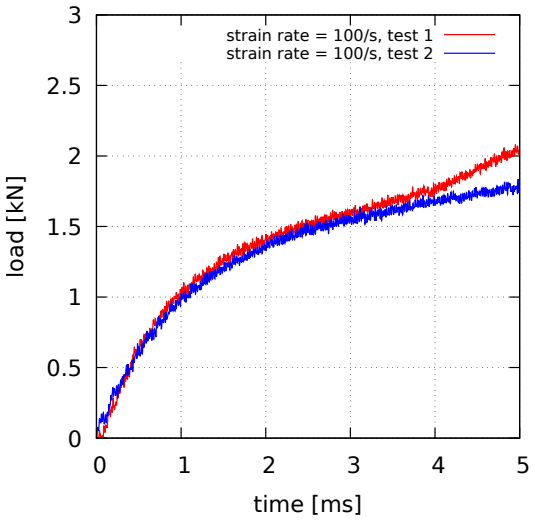


FIGURE 4.30 – Répétabilité d'un essai de tour de chute avec le cap diédrique sur le Nextene ($\dot{\varepsilon} = 100/s$)

BIBLIOGRAPHIE

1. MOHR, D. & MARCADET, S. J., Micromechanically-motivated phenomenological Hosford–Coulomb model for predicting ductile fracture initiation at low stress triaxialities, en, *International Journal of Solids and Structures* **67-68,** 40-55, ISSN : 00207683, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020768315000700 (2019) (août 2015).
2. LAFILÉ, V., *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, 2018).
3. KNORR JR, D. B. *et al.,* Overcoming the structural versus energy dissipation tradeoff in highly crosslinked polymer networks : Ultrahigh strain rate response in polydicyclopentadiene, *Composites Science and Technology* **114,** 17-25 (2015).
4. BACKMAN, M. E. & GOLDSMITH, W., The mechanics of penetration of projectiles into targets, en, *International Journal of Engineering Science* **16,** 1-99, ISSN : 00207225, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0020722578900022 (2020) (jan. 1978).
5. CORBETT, G., REID, S. & JOHNSON, W., Impact loading of plates and shells by free-flying projectiles : A review, en, *International Journal of Impact Engineering* **18,** 141-230, ISSN : 0734743X, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0734743X95000234 (2020) (mars 1996).
6. BØRVIK, T., LANGSETH, M., HOPPERSTAD, O. & MALO, K., Ballistic penetration of steel plates, en, *International Journal of Impact Engineering* **22,** 855-886, ISSN : 0734743X, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X99000111 (2020) (oct. 1999).
7. BØRVIK, T., CLAUSEN, A. H., HOPPERSTAD, O. S. & LANGSETH, M., Perforation of AA5083-H116 aluminium plates with conical-nose steel projectiles—experimental study, en, *International Journal of Impact Engineering* **30,** 367-384, ISSN : 0734743X, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X03000721 (2020) (avr. 2004).

8. Børvik, T., Olovsson, L., Dey, S. & Langseth, M., Normal and oblique impact of small arms bullets on AA6082-T4 aluminium protective plates, en, *International Journal of Impact Engineering* **38,** 577-589, issn : 0734743X, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X11000169 (2020) (juill. 2011).

9. Naik, N. & Shrirao, P., Composite structures under ballistic impact, *Composite Structures* **66,** Twelfth International Conference on Composite Structures, 579-590, issn : 0263-8223, https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822304001825 (2004).

10. Fras, T., Colard, L., Lach, E., Rusinek, A. & Reck, B., Thick AA7020-T651 plates under ballistic impact of fragment-simulating projectiles, en, *International Journal of Impact Engineering* **86,** 336-353, issn : 0734743X, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X1500175X (2020) (déc. 2015).

11. Breeze, J., Helliker, M. & Carr, D. J., An integrated approach towards future ballistic neck protection materials selection, en, *Proc Inst Mech Eng H* **227,** 581-587, issn : 0954-4119, 2041-3033, http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/0954411913478714 (2020) (mai 2013).

12. Fras, T., Roth, C. C. & Mohr, D., Dynamic perforation of ultra-hard high-strength armor steel : Impact experiments and modeling, en, *International Journal of Impact Engineering* **131,** 256-271, issn : 0734743X, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X18311898 (2020) (sept. 2019).

13. Tham, C., Tan, V. & Lee, H.-P., Ballistic impact of a KEVLAR® helmet : Experiment and simulations, *International Journal of Impact Engineering* **35,** 304-318 (2008).

14. Ignatova, A., Kudryavtsev, O. & Zhikharev, M., Influence of surface polymer coating on ballistic impact response of multi-layered fabric composites : Experimental and numerical study, en, *International Journal of Impact Engineering* **144,** 103654, issn : 0734743X, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X2030155X (2020) (oct. 2020).

15. Ren, P. *et al.,* High-velocity impact response of metallic sandwich structures with PVC foam core, en, *International Journal of Impact Engineering* **144,** 103657, issn : 0734743X, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X20307284 (2020) (oct. 2020).

16. Goncalves, D., De Melo, F., Klein, A. N. & Al-Qureshi, H. A., Analysis and investigation of ballistic impact on ceramic/metal composite armour, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **44,** 307-316 (2004).

17. Fallon, C. & McShane, G., Design of elastomer coatings for concrete impact damage mitigation, en, *International Journal of Impact Engineering* **146,** 103700, issn : 0734743X, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X20307703 (2020) (déc. 2020).

18. Wagoner, R. H., Advanced High Strength Steel Workshop, Department of Material Materials Science and Engineering, The Ohio State University, United States, *Report* (2006).

19. Hosford, W., A generalized isotropic yield criterion (1972).

20. Hill, R., A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences* **193,** 281-297 (1948).

21. Barlat, F. *et al.,* Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1 : theory, *International Journal of Plasticity* **19,** 1297-1319 (2003).

22. Johnson, G. R., A constitutive model and data for materials subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures, *Proc. 7th Inf. Sympo. Ballistics,* 541-547 (1983).

23. Stoughton, T. B., A non-associated flow rule for sheet metal forming, en, *International Journal of Plasticity* **18,** 687-714, issn : 07496419, http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0749641901000535 (2019) (oct. 2002).

24. Mohr, D., Dunand, M. & Kim, K.-H., Evaluation of associated and non-associated quadratic plasticity models for advanced high strength steel sheets under multi-axial loading, en, *International Journal of Plasticity* **26,** 939-956, issn : 07496419, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0749641909001600 (2019) (juill. 2010).

25. Dunand, M., Maertens, A. P., Luo, M. & Mohr, D., Experiments and modeling of anisotropic aluminum extrusions under multi-axial loading–Part I : Plasticity, *International Journal of Plasticity* **36,** 34-49 (2012).

26. Swift, H., Plastic instability under plane stress, en, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **1,** 1-18, issn : 00225096, http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0022509652900021 (2019) (oct. 1952).

27. Voce, E., The relationship between stress and strain for homogeneous deformation, *Journal of the Institute of Metals* **74,** 537-562 (1948).

28. Roth, C. C. & Mohr, D., Effect of strain rate on ductile fracture initiation in advanced high strength steel sheets : Experiments and modeling, *International Journal of Plasticity* **56,** 19-44 (2014).

29. Roth, C. C. & Mohr, D., Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories, en, *International Journal of Plasticity* **79,** 328-354, issn : 07496419, https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0749641915001412 (2019) (avr. 2016).

30. Luo, M., Dunand, M. & Mohr, D., Experiments and modeling of anisotropic aluminum extrusions under multi-axial loading–Part II : Ductile fracture, *International Journal of Plasticity* **32,** 36-58 (2012).

31. Gorji, M. B. & Mohr, D., Predicting shear fracture of aluminum 6016-T4 during deep drawing : Combining Yld-2000 plasticity with Hosford–Coulomb fracture model, *International Journal of Mechanical Sciences* **137,** 105-120 (2018).

32. Rice, J. R. & Tracey, D. M., On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **17,** 201-217 (1969).

33. Gurson, A. L., Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : Part I—Yield criteria and flow rules for porous ductile media (1977).

34. Rousselier, G., Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture, *Nuclear engineering and design* **105,** 97-111 (1987).

35. Wierzbicki, T., Bao, Y., Lee, Y.-W. & Bai, Y., Calibration and evaluation of seven fracture models, *International Journal of Mechanical Sciences* **47,** 719-743 (2005).

36. Johnson, G. R. & Cook, W. H., Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, *Engineering fracture mechanics* **21,** 31-48 (1985).

37. Cockcroft, M., Ductility and workability of metals, *J. of Metals.* **96,** 2444 (1968).

38. Wierzbicki, T. & Xue, L., On the effect of the third invariant of the stress deviator on ductile fracture, *Impact and Crashworthiness Laboratory, Technical Report* **136** (2005).

39. Bai, Y. & Wierzbicki, T., A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence, *International journal of plasticity* **24,** 1071-1096 (2008).

40. Bai, Y. & Wierzbicki, T., Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture, en, *International Journal of Fracture* **161,** 1-20, issn : 0376-9429, 1573-2673, http://link.springer.com/10.1007/s10704-009-9422-8 (2019) (jan. 2010).

41. Grolleau, V., Roth, C. C., Lafilé, V., Galpin, B. & Mohr, D., Loading of mini-Nakazima specimens with a dihedral punch : Determining the strain to fracture for plane strain tension through stretch-bending, *International Journal of Mechanical Sciences* **152,** 329-345 (2019).

42. Du Bois, P., Kolling, S., Koesters, M. & Frank, T., Material behaviour of polymers under impact loading, *International Journal of Impact Engineering* **32,** 725-740 (2006).

43. Arriaga, A., Pagaldai, R., Zaldua, A. M., Chrysostomou, A. & O'Brien, M., Impact testing and simulation of a polypropylene component. Correlation with strain rate sensitive constitutive models in ANSYS and LS-DYNA. *Polymer Testing* **29,** 170-180 (2010).

44. Xu, L. *et al.,* A viscoelastoplastic constitutive model of semi-crystalline polymers under dynamic compressive loading : Application to PE and PA66, *Mechanics of Advanced Materials and Structures* **27,** 1331-1341 (2020).

45. Raghava, R., Caddell, R. M. & Yeh, G. S., The macroscopic yield behaviour of polymers, *Journal of Materials Science* **8,** 225-232 (1973).

46. Drucker, D. C. & Prager, W., Soil mechanics and plastic analysis or limit design, *Quarterly of applied mathematics* **10,** 157-165 (1952).

47. Deshpande, V. S. & Fleck, N. A., Isotropic constitutive models for metallic foams, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **48,** 1253-1283 (2000).

48. Balieu, R. *et al.,* A fully coupled elastoviscoplastic damage model at finite strains for mineral filled semi-crystalline polymer, *International Journal of plasticity* **51,** 241-270 (2013).

49. Balieu, R., Lauro, F., Bennani, B., Matsumoto, T. & Mottola, E., Non-associated viscoplasticity coupled with an integral-type nonlocal damage model for mineral filled semi-crystalline polymers, *Computers & Structures* **134,** 18-31 (2014).

50. Balieu, R. *et al.,* Damage at high strain rates in semi-crystalline polymers, *International Journal of Impact Engineering* **76,** 1-8 (2015).

51. Kolling, S., Haufe, A., Feucht, M. & Du Bois, P., SAMP-1 : a semi-analytical model for the simulation of polymers, *LS-DYNA Anwenderforum* (2005).

52. Yin, Q. *et al.,* An experimental and numerical investigation of different shear test configurations for sheet metal characterization, *International Journal of Solids and Structures* **51,** 1066-1074 (2014).

53. Reyne, B., Hérault, D., Thuillier, S. & Manach, P.-Y., Quality of the strain state in simple shear testing using field measurement techniques, *International Journal of Mechanical Sciences* **208,** 106660 (2021).

54. Bouvier, S., Haddadi, H., Levée, P. & Teodosiu, C., Simple shear tests : Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains, *Journal of Materials Processing Technology* **172,** 96-103 (2006).

55. Haddadi, H., Bouvier, S., Banu, M., Maier, C. & Teodosiu, C., Towards an accurate description of the anisotropic behaviour of sheet metals under large plastic deformations : modelling, numerical analysis and identification, *International Journal of Plasticity* **22,** 2226-2271 (2006).

56. Bouvier, S., Gardey, B., Haddadi, H. & Teodosiu, C., Characterization of the strain-induced plastic anisotropy of rolled sheets by using sequences of simple shear and uniaxial tensile tests, *Journal of Materials Processing Technology* **174,** 115-126 (2006).

57. An, Y., Vegter, H. & Heijne, J., Development of simple shear test for the measurement of work hardening, *Journal of Materials Processing Technology* **209,** 4248-4254 (2009).

58. Wierzbicki, T., Bao, Y. & Bai, Y., *A new experimental technique for constructing a fracture envelope of metals under multi-axial loading* in *Proceedings of the 2005 SEM annual conference and exposition on experimental and applied mechanics* **1** (2005), 1295-1303.

59. Roth, C. C. & Mohr, D., Determining the strain to fracture for simple shear for a wide range of sheet metals, *International Journal of Mechanical Sciences* **149,** 224-240 (2018).

60. Zhang, P. *et al.,* Improving the shear test to determine shear fracture limits for thin stainless steel sheet by shape optimisation, *International Journal of Mechanical Sciences* **164,** 105116 (2019).

61. Noder, J. & Butcher, C., A comparative investigation into the influence of the constitutive model on the prediction of in-plane formability for Nakazima and Marciniak tests, *International Journal of Mechanical Sciences* **163,** 105138 (2019).

62. Kim, Y. *et al.,* Robust characterization of anisotropic shear fracture strains with constant triaxiality using shape optimization of torsional twin bridge specimen, *CIRP Annals* (2021).

63. Yin, Q., Soyarslan, C., Güner, A., Brosius, A. & Tekkaya, A., A cyclic twin bridge shear test for the identification of kinematic hardening parameters, *International Journal of Mechanical Sciences* **59,** 31-43 (2012).

64. Tekkaya, A., Pöhlandt, K. & Lange, K., Determining stress-strain curves of sheet metal in the plane torsion test, *CIRP Annals* **31,** 171-174 (1982).

65. Yin, Q., Soyarslan, C., Isik, K. & Tekkaya, A. E., A grooved in-plane torsion test for the investigation of shear fracture in sheet materials, *International Journal of Solids and Structures* **66,** 121-132 (2015).

66. Traphöner, H., Clausmeyer, T. & Tekkaya, A. E., Material characterization for plane and curved sheets using the in-plane torsion test–an overview, *Procedia Engineering* **207,** 1934-1939 (2017).

67. Traphöner, H., Clausmeyer, T. & Tekkaya, A. E., Material characterization for plane and curved sheets using the in-plane torsion test–An overview, *Journal of Materials Processing Technology* **257,** 278-287 (2018).

68. Grolleau, V., Roth, C. C. & Mohr, D., *Characterizing plasticity and fracture of sheet metal through a novel in-plane torsion experiment* in *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering* **651** (2019), 012101.

69. Wagoner, R. H. & Wang, N.-M., An experimental and analytical investigation of in-plane deformation of 2036-T4 aluminum sheet, *International Journal of Mechanical Sciences* **21,** 255-264 (1979).

70. Gruben, G., Morin, D., Langseth, M. & Hopperstad, O. S., Strain localization and ductile fracture in advanced high-strength steel sheets, *European Journal of Mechanics-A/Solids* **61,** 315-329 (2017).

71. Gruben, G., Hopperstad, O. & Børvik, T., Evaluation of uncoupled ductile fracture criteria for the dual-phase steel Docol 600DL, *International Journal of Mechanical Sciences* **62,** 133-146 (2012).

72. Roth, C. C. & Mohr, D., Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories, *International Journal of Plasticity* **79,** 328-354 (2016).

73. Marciniak, Z. & Kuczyński, K., Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal, *International journal of mechanical sciences* **9,** 609-620 (1967).

74. Banabic, D., *Sheet metal forming processes : constitutive modelling and numerical simulation* (Springer Science & Business Media, 2010).

75. *VDA 238-10, Test specification : Plate bending test for metallic materials* rapp. tech. (Verband Der Automobilindustrie, 2017).

76. Gorji, M., Berisha, B., Hora, P. & Barlat, F., Modeling of localization and fracture phenomena in strain and stress space for sheet metal forming, *International Journal of Material Forming* **9,** 573-584 (2016).

77. Abedini, A., Butcher, C. & Worswick, M. J., Experimental fracture characterisation of an anisotropic magnesium alloy sheet in proportional and non-proportional loading conditions, *International Journal of Solids and Structures* **144,** 1-19 (2018).

78. Noder, J., Abedini, A. & Butcher, C., Evaluation of the VDA 238–100 Tight Radius Bend Test for Plane Strain Fracture Characterization of Automotive Sheet Metals. *Experimental Mechanics* **60** (2020).

79. Galpin, B., Grolleau, V., Umiastowski, S., Rio, G. & Mahéo, L., Design and application of an instrumented projectile for load measurements during impact, *International Journal of Crashworthiness* **13,** 139-148, http://www.informaworld.com/10.1080/13588260701740634 (2008).

80. Dournaux, J., Bouvier, S., Aouafi, A. & Vacher, P., Full-field measurement technique and its application to the analysis of materials behaviour under plane strain mode, *Materials Science and Engineering : A* **500,** 47-62, issn : 0921-5093, https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509308010964 (2009).

81. Rahmaan, T., Bardelcik, A., Imbert, J., Butcher, C. & Worswick, M., Effect of strain rate on flow stress and anisotropy of DP600, TRIP780, and AA5182-O sheet metal alloys, *International Journal of Impact Engineering* **88,** 72-90, issn : 0734-743X, https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X15001967 (2016).

82. Kovačič, S. & Slugovc, C., Ring-opening Metathesis Polymerisation derived poly (dicyclopentadiene) based materials, *Materials Chemistry Frontiers* **4,** 2235-2255 (2020).

83. Naik, N. *et al.,* High strain rate mechanical behavior of epoxy under compressive loading : experimental and modeling studies, *Materials Science and Engineering : A* **528,** 846-854 (2011).

84. Hopkinson, J., *Original papers by the late John Hopkinson* (at the University Press, 1901).

85. Valença, S. L., Griza, S., de Oliveira, V. G., Sussuchi, E. M. & de Cunha, F. G. C., Evaluation of the mechanical behavior of epoxy composite reinforced with Kevlar plain fabric and glass/Kevlar hybrid fabric, *Composites Part B : Engineering* **70,** 1-8, issn : 1359-8368, https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359836814004430 (2015).

86. Margem, F. M., Monteiro, S. N., Bravo Neto, J., Rodriguez, R. J. S. & Soares, B. G., The dynamic-mechanical behavior of epoxy matrix composites reinforced with ramie fibers, *Matéria (Rio de Janeiro)* **15,** 164-171 (2010).

87. Jin, T. *et al.,* Experimental investigation on the yield loci of PA66, *Polymer Testing* **51,** 148-150 (2016).

88. Jin, T. *et al.,* Investigation on the yield behaviour and macroscopic phenomenological constitutive law of PA66, *Polymer Testing* **69,** 563-582 (2018).

89. Deshpande, V. & Fleck, N., Multi-axial yield behaviour of polymer foams, *Acta materialia* **49,** 1859-1866 (2001).

90. Vogler, M., Rolfes, R. & Camanho, P., Modeling the inelastic deformation and fracture of polymer composites–Part I : plasticity model, *Mechanics of Materials* **59,** 50-64 (2013).

91. Iosipescu, N., New accurate procedure for single shear testing of metals, *J Mater* **2,** 537-566 (1967).

92. Stojcevski, F., Hilditch, T. & Henderson, L. C., A modern account of Iosipescu testing, *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing* **107,** 545-554 (2018).

93. Grolleau, V., Gary, G. & Mohr, D., Biaxial testing of sheet materials at high strain rates using viscoelastic bars, *Experimental Mechanics* **48,** 293 (2008).

94. Lafilé, V., Galpin, B., Mahéo, L., Roth, C. C. & Grolleau, V., Toward the use of small size bulge tests : Numerical and experimental study at small bulge diameter to sheet thickness ratios, *Journal of Materials Processing Technology* **291,** 117019 (2021).

95. Huang, C., Lou, W., Tsai, C., Wu, T.-C. & Lin, H.-Y., Mechanical properties of polymer thin film measured by the bulge test, *Thin Solid Films* **515,** 7222-7226 (2007).

96. Small, M. K., Vlassak, J. J., Powell, S. F., Daniels, B. J. & Nix, W. D., Accuracy and reliability of bulge test experiments, *MRS Online Proceedings Library* **308,** 159-164 (1993).

97. Grolleau, V., Galpin, B., Penin, A. & Rio, G., Modelling the effect of forming history in impact simulations : evaluation of the effect of thickness change and strain hardening based on experiments, *International journal of crashworthiness* **13,** 363-373 (2008).

98. LSYNA, LSDYNA Theory manual 2019, *Manual* **11,** 886 (2019).

99. Wang, C., Ma, R., Zhao, J. & Zhao, J., Calculation method and experimental study of coulomb friction coefficient in sheet metal forming, *Journal of manufacturing processes* **27,** 126-137 (2017).