

Etude du comportement mécanique multiaxial de matériaux cellulaires

Adrien Donnard

▶ **To cite this version:**

Adrien Donnard. Etude du comportement mécanique multiaxial de matériaux cellulaires. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. École Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2018. Français. ⟨NNT : 2018ENAM0026⟩. ⟨tel-01883415⟩

HAL Id: tel-01883415

https://pastel.hal.science/tel-01883415v1

Submitted on 28 Sep 2018

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

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



HAL Authorization

2018-ENAM-0026



École doctorale n° 432 : Science des Métiers de l'ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Mécanique et Matériaux "

présentée et soutenue publiquement par

Adrien DONNARD

le 18 juin 2018

Etude du comportement mécanique multiaxial de matériaux cellulaires

Directeur de thèse : **Philippe VIOT**
Co-encadrement de la thèse : **Sandra GUERARD et Laurent MAHEO**

Jury

M. Michel CORET, Professeur des universités, GeM, Ecole Centrale de Nantes	Président
M. Raphaël DUPUIS, Maître de conférences HDR, MIPS, Université de Haute Alsace	Rapporteur
M. Franck LAURO, Professeur des universités, LAMIH, Université de Valenciennes	Rapporteur
M. Philippe VIOT, Professeur des universités, I2M, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
Mme Sandra GUERARD, Maître de conférences, I2M, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
M. Laurent MAHEO, Maître de conférences, IRDL, Ecoles de Saint-Cyr Coëtquidan	Examinateur
M. Gérard RIO, Professeur des universités, IRDL, Université de Bretagne Sud	Invité
M. Pascal CARON, Responsable Projet GENOSIA, STELIA AEROSPACE	Invité

T H È S E

Arts et Métiers ParisTech - Campus de Bordeaux
Département Durabilité des Matériaux, des Assemblages, et des Structures
Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux (I2M)

Remerciements

Ces travaux de thèse ont été réalisés au sein de l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux (I2M), sur le site de l'école des Arts et Métiers ParisTech de Talence. A ce titre, je tiens à remercier Monsieur Éric Arquis et Monsieur Jean-Christophe Batsale qui se sont succédés à la Direction de l'I2M, ainsi que Monsieur Thierry Palin-Luc et Monsieur Nicolas Saintier, Responsables du département DUMAS, de m'avoir accueilli dans leurs équipes. J'ai également été accueilli au sein de l'Institut de Recherche Dupuy de Lôme (IRDL) sur le site de Lorient. Je remercie Monsieur Pierre-Yves Manach Directeur de l'institut, et Madame Sandrine Thuillier Responsable de l'équipe "Structure, Fluides, et Interactions".

Cette thèse s'intègre au projet FUI GENOSIA. Je tiens ainsi à remercier les différents partenaires avec qui j'ai pu échanger au cours de ces travaux, et qui m'ont permis de découvrir différentes dimensions d'un projet collaboratif.

Je souhaite adresser mes plus sincères remerciements aux membres du jury qui ont accepté d'évaluer mes travaux. Merci à Monsieur Raphaël Dupuis et Monsieur Franck Lauro de m'avoir fait l'honneur de rapporter cette thèse, ainsi qu'à Monsieur Michel Coret pour avoir présidé le jury.

J'adresse également mes remerciements à mon équipe encadrante qui m'a donné l'opportunité de réaliser ces travaux ensemble. Merci à Monsieur Philippe Viot pour ses conseils et son regard critique dont j'ai pu bénéficier. Merci Madame Sandra Guérard et Monsieur Laurent Maheo pour votre disponibilité sans faille et votre suivie constant tout au long de ces années. Ce fut un vrai plaisir de travailler avec vous.

Je tiens également à remercier Monsieur Gérard Rio qui m'a suivi depuis ma formation d'ingénieur, jusqu'à ce doctorat. Ses idées et conseils transmis au travers d'enrichissantes discussions m'ont aidé à tracer mon parcours et à développer ces travaux de recherche.

J'ai eu le privilège, durant ces années, d'être accueilli au sein de deux Instituts. Je souhaite remercier les différentes personnes qui ont toujours été disponibles pour m'apporter leur soutien technique. Merci à l'équipe de Bordeaux : Jonathan Merzaux pour son aide durant les essais et à la préparation des échantillons, Jean-Luc Barou pour ses connaissances des différents moyens d'essais, et Christophe Lemaire pour son aide sur la conception et l'usinage. Merci à l'équipe de Lorient : Hervé Belleguou et Arnaud Penin pour leur soutien sur les différents moyens expérimentaux, Anthony Jega pour son partage de ses connaissances expérimentales et de sa maîtrise du logiciel ARAMIS, ainsi que Yann Guevel pour son aide informatique.

Merci également à tous les collègues pour leur accueil et les différentes discus-

sions fructueuses. Je remercie Mesdames Madalina Calamaz, Florence Duville, Catherine Froustey, Élodie Kopp, Marinette Roy, Sonia Senut, et Messieurs Charles Brugger, Jean-Luc Charles, Frédéric Dau, Mohamed El May, Jérémie Girardot, Jean-Benoit Kopp, Mathieu Lassère, Étienne Prulière. Au même titre, je remercie l'équipe de Lorient, Madame Laetitia Duigou, et Messieurs Jean-Marc Cadou, Bertrand Galpin, Gregory Girault, Vincent Grolleau, Hervé Laurent, Julien Troufflard.

J'adresse également mes remerciements aux différents doctorants, post-doctorants et stagiaires que j'ai rencontrés au cours de ces années, et qui les ont rendus plus agréables et joviales. Merci à Lucien, Héloïse, kévin, Helmi, Alexander, Mohamed, Simon, Ilan, Alexandre, Luis, Bastien, Lorenzo, Pietro, Khalil, Mohand, Louis, Erwan, Lydie, Émilie, Hugo... Mention spéciale à ceux qui ont partagé mon bureau, et qui ont parfois été créateurs de sculpture en mousse : Pablo, Moubarak, Sondès, Nicolas, Roman, Arthur, Benjamin, Vincent, Nathan, Saber, Adrien, Shiyuan, Hari.

Avant d'arriver à cette thèse, j'ai eu la chance de créer des groupes d'amis à chacune des étapes de mon parcours d'études supérieures. Merci à eux, le groupe du "BTS MAI" et le groupe des "Ingés" de m'avoir soutenu et encouragé durant ce projet. Merci particulièrement à Florian et Gurvan qui me suivent (supportent ?) depuis plusieurs années, et qui sont venus assister à ma soutenance.

Merci à mes proches qui ont fait le déplacement pour être dans l'assemblée lors de la soutenance.

Je remercie également mes parents, mon frère et ma sœur, pour leur soutien des premiers instants et tout au long de ce projet de thèse.

Enfin, merci Hélène, toi qui m'as suivi au quotidien durant cette thèse. Tu as su m'encourager dès le départ, mais aussi me distraire dans les moments difficiles. Je t'en remercie.

Table des matières

Remerciements iii

Table des matières v

Liste des figures vii

Liste des tableaux xv

Introduction générale 1

1 État de l'art sur les matériaux cellulaires 5
1.1 Introduction . . . 6
1.2 Généralités sur les matériaux cellulaires . . . 6
1.2.1 Microstructure . . . 6
1.2.2 Méthodes de fabrication . . . 8
1.2.3 Domaines d'utilisation . . . 9
1.3 Comportement mécanique . . . 10
1.3.1 Contributions élémentaires du comportement . . . 10
1.3.2 Caractérisation uniaxiale . . . 11
1.3.3 Caractérisation multiaxiale . . . 14
1.3.4 Dépendance du comportement mécanique . . . 15
1.3.5 Absorption d'énergie . . . 17
1.4 Conclusion . . . 19

2 Caractérisation d'un coussin d'assise sous sollicitations uniaxiales 21
2.1 Introduction . . . 22
2.2 Présentation de l'étude . . . 22
2.2.1 Propriétés fonctionnelles attendues du siège . . . 22
2.2.2 Description du crash-test qualificatif . . . 23
2.2.3 Matériaux constitutifs du coussin . . . 25
2.3 Caractérisation d'une mousse d'absorption d'énergie . . . 26
2.3.1 Micro-structure . . . 26
2.3.2 Compression uniaxiale quasi-statique . . . 29
2.3.3 Compression uniaxiale dynamique . . . 33
2.3.4 Essai de relaxation . . . 37
2.3.5 Résultats principaux des autres types de mousses . . . 38
2.4 Caractérisation du coussin d'assise . . . 43
2.4.1 Compression quasi-statique . . . 44
2.4.2 Compression dynamique - impact . . . 46
2.4.3 Comparaison aux autres complexes . . . 48
2.5 Conclusion . . . 50

3 Comportement en compression hydrostatique d'un matériau cellulaire **51**
3.1 Introduction . . . 52
3.2 État de l'art sur le comportement en compression hydrostatique des mousses 52
3.3 Développement d'un système expérimental adapté aux mousses souples à cellules ouvertes . . . 57
3.3.1 Problématique liée au gaz présent dans la mousse . . . 57
3.3.2 Problématique liée à la viscosité et au comportement non linéaire de la mousse . . . 59
3.3.3 Présentation du système développé . . . 60
3.4 Résultats . . . 70
3.4.1 Protocole expérimental . . . 70
3.4.2 Remarques sur l'anisotropie du matériau . . . 71
3.4.3 Débit d'aspiration constant . . . 72
3.4.4 Vitesse de déformation constante . . . 74
3.5 Conclusion . . . 78

4 Caractérisation mécanique multiaxiale d'un matériau cellulaire **79**
4.1 Introduction . . . 80
4.2 État de l'art sur le comportement des matériaux cellulaires soumis à différentes sollicitations . . . 81
4.2.1 Comportement mécanique des matériaux cellulaires . . . 81
4.2.2 Modélisation du comportement mécanique des matériaux cellulaires 81
4.2.3 Caractérisation expérimentale . . . 87
4.2.4 Méthode d'analyse des essais multiaxiaux . . . 91
4.3 Protocole d'essais et post-traitement . . . 92
4.3.1 Matériaux . . . 92
4.3.2 Présentation des moyens d'essais . . . 92
4.3.3 Dimensionnement de l'échantillon . . . 94
4.3.4 Post-traitement des données . . . 96
4.3.5 Description des essais réalisés . . . 99
4.4 Comportement d'une mousse isotrope (Polypropylène) . . . 101
4.4.1 Sollicitations classiques . . . 101
4.4.2 Sollicitations radiales . . . 104
4.4.3 Sollicitations avec changement de direction . . . 109
4.4.4 Comparaison entre les essais multiaxiaux . . . 120
4.5 Cas des mousses anisotropes : influence sur le comportement multiaxial (CF-47) . . . 124
4.5.1 Cisaillement simple et compression uniaxiale . . . 124
4.5.2 Chargements radiaux . . . 126
4.6 Proposition d'une modélisation du comportement multiaxial par assemblage d'éléments 1D . . . 129
4.6.1 Implémentation du modèle . . . 129
4.6.2 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux . . . 136
4.7 Conclusion . . . 145

Conclusions et Perspectives **147**

Bibliographie **151**

Liste des figures

1 Évolution du nombre de passagers par kilomètre depuis 1975, et prévisions à 2035 selon AIRBUS [2016]. 1
2 Évolution du nombre d'accidents impliquant un décès (fatal accident), et du nombre d'accidents entraînant des dégâts matériels (hull loss), en millions de vols depuis 1959 AIRBUS [2016]. 2
3 Distribution statistique du nombre d'accidents aéronautiques survenu entre 2007 et 2016 selon la phase de vol [BOEING, 2016]. 2

1.1 Illustration de matériaux cellulaires à microstructure périodique : "nid d'abeilles" d'aluminium et polymérique [AKTAY et collab., 2008] (a), matériau sandwich avec une âme cellulaire de forme "diamant" en acier inoxydable [WADLEY et collab., 2003] (b), treillis en réseau octaédrique en polymère [JACOBSEN et collab., 2007] (c), et différentes microstructures métalliques obtenues par fabrication additive [BONATTI et MOHR, 2017] (d). 7
1.2 Illustration de microstructures stochastiques à cellules ouvertes (ligne du haut) et fermées (ligne du bas) : Mousses de polyuréthane (a) et (d) [GIBSON et ASHBY, 2001], métalliques (b) et (e) [WADLEY, 2002], et céramiques (c) et (f) [STUDART et collab., 2006]. 8
1.3 Description du comportement d'un polymère en une composition additive d'une contribution hyperélastique σ_e, visqueuse σ_v et hystérétique σ_h, par VANDENBROUCKE [2010], où PK1 représente la contrainte de Piola-Kirchhoff. La courbe verte représente un comportement hyperélastique, bleue hyperélastique-hystérétique, et noire hyperélastique-visqueux-hystérétique. 10
1.4 Comportement typique d'un matériau cellulaire en compression uniaxiale monotone. 11
1.5 Comportement en compression décrits par GIBSON et ASHBY [2001]. 12
1.6 Illustration des différentes méthodes d'identification du niveau de déformation à densification ε_d, appliquées aux résultats d'une compression uniaxiale sur une mousse d'aluminium [LI et collab., 2006]. 13
1.7 Comportements en traction décrits par GIBSON et ASHBY [2001]. 14
1.8 États de contraintes étudiés par différents auteurs sur des mousses polymériques [SHAFIQ et collab., 2015]. 15
1.9 Illustration de l'effet de la vitesse sur le comportement d'un matériau cellulaire polymérique (a), et tracé de l'évolution du module d'Young initial E^* (Modulus of elasticity) et de la contrainte plateau σ_{pl} (Collapse stress) en fonction des vitesses de déformation testées (b) [SONG et collab., 2005]. . . . 16
1.10 Influence de la densité sur le comportement mécanique en compression uniaxiale d'une mousse de polypropylène [BOUIX, 2008]. 17

1.11 Influence de la température observée par BOUIX [2008] sur une mousse de polypropylène (a) et WANG et collab. [2014] sur une mousse d'aluminium (b). 17
1.12 Comparaison de l'énergie absorbée avec un matériau dense, et un matériau cellulaire [GIBSON et ASHBY, 2001]. 18
1.13 Diagramme d'énergie proposé par MAITI et collab. [1984]. 18

2.1 Conditions du crash test downward 14G (a) et profil de chargement définit par la norme [SAE, 2005](b). 24
2.2 Résultat d'un crash test sur chaise rigide sans (a) et avec (b) coussin d'assise. [ADAMS et collab., 2003] 24
2.3 Exemple d'échantillons pour les différentes familles de mousse. 25
2.4 Schéma représentatif du coussin d'assise et de l'emplacement dédié à la fonction absorption d'énergie. 26
2.5 Forme des cellules de la mousse CF-47 sur un échantillon cubique de 70mm de coté 27
2.6 Images prises au Microscope Électronique à Balayage Environnemental de la mousse CF-47 suivant trois axes différents 27
2.7 Analyse de la forme et de l'orientation des cellules sur les 3 faces d'un échantillon. Répartition du rapport d'allongement (a) et de l'angle d'orientation des cellules (b) 28
2.8 Modélisation 3D d'une cellule moyenne de l'échantillon analysé. 28
2.9 Comportement en compression uniaxiale de la mousse CF-47 à une vitesse de sollicitation de $0.01s^{-1}$. 30
2.10 Images de la face avant d'un échantillon de mousse CF47 lors d'un essais de compression, avec une illustration de la déformation transverse par comparaison des contours extérieurs. 31
2.11 (a) Déformation transverse mesurée par corrélation d'image sur un essai de compression uniaxial. (b) Coefficient de Poisson déduit par la mesure de déformation transverse. 31
2.12 Compression uniaxial sur les trois directions d'un échantillon cubique de 70mm. 32
2.13 Description de la catapulte 33
2.14 Exemple de la vitesse de déformation obtenue sur un essai d'impact sur la catapulte. 34
2.15 Compression uniaxiale à différentes vitesse de déformations 35
2.16 Évolution du module d'Young initial (a) et du seuil de contrainte (b) en fonction de la vitesse de déformation. 36
2.17 Évolution de l'énergie élastique à 50% de déformation en fonction de la vitesse de déformation. 37
2.18 Résultats obtenus lors d'essais de relaxation avec 5 paliers de 5 minutes. (a) Contrainte et déformation en fonction du temps. (b) Comparaison de la contrainte relative en fonction du temps de chaque palier. 38
2.19 Comparaison du comportement en contrainte-déformation d'un essai de compression avec paliers de relaxation, et d'un essai de compression monotone. Essais réalisés à une vitesse de déformation de $0.01s^{-1}$. 39
2.20 Résultats des essais à vitesse quasi-statique sur un matériau représentatif pour chaque familles de matériaux 39
2.21 Résultats des essais d'impact sur un matériau représentatif pour chaque familles de matériaux 40

2.22 Évolution d'un échantillon de matériau de micro-sphères au cours d'un essai d'impact. . . . 41
2.23 Énergie dissipée par unité de masse pour chacun des matériaux testés . . . 42
2.24 Énergie dissipée par unité de masse pour chacun des matériaux testés . . . 43
2.25 Schéma représentatif du coussin d'assise et des emplacements des différents matériaux dédiés à l'absorption vibratoire (rose), confort (jaune), absorption d'énergie (vert), et renforts latéraux (bleu). . . . 44
2.26 Présentation des fonctions des différents matériaux présents dans les complexes testés. . . . 44
2.27 Évolution de la contrainte nominale en fonction de déformation nominale sur un échantillon représentatif d'un complexe. $\dot{\epsilon} = 0.01 s^{-1}$. . . . 45
2.28 Déformation des différents matériaux du complexe au cours d'un essai de compression. . . . 46
2.29 Évolution de la contrainte nominale en fonction de la déformation nominale obtenue sur cinq échantillons du complexe V2F. . . . 47
2.30 Déformation des différents matériaux du complexe au cours d'un essai de compression. . . . 47
2.31 Échantillons représentatifs des différentes versions de l'assise. De haut en bas, et de gauche à droite : V1F,V1S, V2F,V2S, V3F,V3S, V4F,V4S. . . . 48
2.32 Résultats en contrainte-déformation pour les huit version de complexe proposés. . . . 48
2.33 Énergie dissipée durant les impacts sur les différents complexes . . . 50

3.1 Cellule de compression hydrostatique développée par TRIANTAFILOU et collab. [1989] . . . 53
3.2 Cellule hydrostatique développée par VIOT [2009]. . . . 53
3.3 (a)Schéma du système développé par OZTURK et ANLAS [2011]. (b)Image de l'échantillon et des systèmes de mesure de la déformation avant un essai [OZTURK et ANLAS, 2011]. . . . 54
3.4 (a)Cellule développée par DESHPANDE et FLECK [2001]. (b)Échantillon en croix de Malte [COMBAZ et collab., 2010]. . . . 54
3.5 Système de compaction développé par CANTO [2007] . . . 55
3.6 Surfaces de charge observées dans l'espace des contraintes axiale et radiale (a), et des contrainte de déviatorique et moyenne (b), obtenues par DESHPANDE et FLECK [2001] . . . 55
3.7 Résultats en compression et traction hydrostatique obtenus par DESHPANDE et FLECK [2001] sur une mousse de PVC. . . . 56
3.8 Influence de la vitesse de déformation sur le comportement en compression hydrostatique d'un mousse de polypropylène [ZHANG et collab., 1997]. . . . 56
3.9 Comportements en compression hydrostatique multiples obtenus par (a)MOREU et MILLS [2004] sur une mousse de polypropylène, et (b)OZTURK et ANLAS [2011] sur une mousse de polystyrène. . . . 57
3.10 Modèle proposé par SKOCHDOPOLE et RUBENS [1965] parralélisant la contribution de la microstructure, et de la pression de l'air dans les cellules. . . . 58
3.11 Effet d'une variation de pression constante au cours d'un essai de compression hydrostatique sur la variation de déformation volumique. . . . 60
3.12 Illustration du film hermétique utilisé pour envelopper les échantillons. . . . 60
3.13 Système d'aspiration développé. . . . 61

3.14 (a) Prototype d'une cellule pour le système de mesure de la variation de volume par niveau d'eau. (b) Emplacement du flotteur et du capteur de mesure. 65
3.15 Schéma du principe de calibration du laser 65
3.16 Illustration des dimensions des épingles utilisées (a), et d'un échantillon avec les différentes cibles positionnées. 66
3.17 Illustration des éléments calculés à partir des deux méthodes (rapport d'élongation et surface) proposées pour le système d'acquisition de la variation de volume #2 (images). 67
3.18 Exemple de surfaces mesurées par les deux méthodes de suivi de points. Surface jaune obtenue par les rapports d'élongation. Surface bleue obtenue par les points du contour externe. 67
3.19 (a) Volume relatif obtenu avec les deux méthodes de mesure du volume par suivi de points, et par logiciel de corrélation d'images. (b) Erreur des méthodes développées par rapport à la corrélation d'images 68
3.20 (a) Variations de volume mesurées avec les deux systèmes développés (niveau d'eau (water level) et suivi de cible (target tracking)) sur des essais de compression hydrostatiques à deux débits d'aspiration différents. Les mesures sont effectuées simultanément au cours d'un même essai. (b) Écart de mesure du volume relatif V entre les deux méthodes développées. 69
3.21 Variation de volume mesuré avec un décalage imposé sur la méthode par niveau d'eau. 69
3.22 Rapport d'élongation obtenue sur un échantillon de la mousse CF-47 lors d'un essai de compression hydrostatique. 71
3.23 Résultats d'une simulation d'un essai hydrostatique avec un comportement anisotrope. (a) Évolution de la forme de l'élément. (b) Évolution des rapports d'élongation au cours du temps. 72
3.24 Comportement en compression hydrostatique de la mousse CF-47 à vitesse d'aspiration constante. 73
3.25 Vitesse de déformation volumique en fonction du volume pour un débit d'aspiration constant durant l'essai. 74
3.26 (a)Profil de débit en fonction du temps imposé lors des essais. (b) Profil de débit en fonction du volume relatif obtenu pour différents échantillons testés. 74
3.27 Vitesses de déformation obtenues sur trois échantillons différents pour des essais avec débit d'aspiration variable (traits pleins) ou fixe (traits interrompus). 75
3.28 Comportement sous une sollicitation en compression hydrostatique pour des essais avec débit d'aspiration variable (traits pleins) ou fixe (traits interrompus) 76
3.29 Comparaison des comportements en pression en fonction du volume obtenus pour une sollicitation de compression hydrostatique et uniaxiale. 76

4.1 Illustration du modèle de 8 chaînes pour un état non déformé, traction uniaxiale, et traction equi-biaxiale [BOYCE et ARRUDA, 2000]. 85
4.2 Système de sollicitation par plateaux inclinés développé par HOU et collab. [2011] (a), et HONG et collab. [2008] (b). 87
4.3 Système Arcan [GDOUTOS et collab., 2002] (a), et Arcan modifié par MOHR et DOYOYO [2003] (b). 88
4.4 Échantillon cylindrique utilisé pour des sollicitations de torsion GDOUTOS et collab. [2002] (a). Système développé par LI et collab. [2000] (b). 89

4.5 Surfaces de charge obtenues par CHRISTENSEN et collab. [2002] (a), et BLAZY et collab. [2004] (b). 89
4.6 Seuils de contrainte observés par BLAZY et collab. [2004] pour une sollicitation de cisaillement (a), et une sollicitation de compression suivie d'une sollicitation de cisaillement (b). 90
4.7 Influence de la proportion de compression/traction et cisaillement (α) sur le comportement observé par DOYOYO et WIERZBICKI [2003] (a). 90
4.8 Évolution du module d'Young initial (a) et de la contrainte plateau moyenne (b) en fonction de l'angle d'inclinaison observé par HOU et collab. [2011]. . 91
4.9 Comportement de la mousse isotrope de polypropylène sous une sollicitation de compression uniaxiale à vitesse quasi-statique BOUIX et collab. [2009]. 92
4.10 (a)Illustration de l'hexapode à l'intérieur de la cage de protection (en jaune). Le massif de réaction est fixé au sol, sous la plateforme mobile. (b) L'échantillon de mousse de polypropylène de couleur noir est positionné sur le massif, et relié à l'hexapode par le capteur d'effort 3 axes. 93
4.11 Exemple d'efforts enregistrés par le capteur 3 axes, pour une sollicitation de compression uniaxiale et de cisaillement appliquées simultanément. 94
4.12 Champ de déformation normalisé ε_{yz} obtenu par logiciel de corrélation d'images. La région d'intérêt est choisie de manière à exclure tout effet de bord. 94
4.13 Cartographies des déformations de cisaillement γ_{yz} obtenues pour des échantillons avec des rapports d'élongation différents. 95
4.14 Exemple de la proportion de la zone homogène de cisaillement obtenue pour deux rapports d'élongation $\frac{L}{H}$ =2,5 (a) et 20(b) 96
4.15 Évolution de la proportion de la zone homogène de cisaillement en fonction des rapports d'élongation étudiés. 96
4.16 Illustration schématique des différentes variables utilisé dans le post-traitement des essais, d'un point de vue des déformations (a) et des contraintes (b). 99
4.17 Comportement de la mousse de polypropylène sous des sollicitations uniaxiales, à une vitesse de déformation $\varepsilon_{zz} = 0.0125\ s^{-1}$. 101
4.18 Phase de relaxation après une sollicitation de compression réalisé à une vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}_{zz} = 0.0125 s^{-1}$ 102
4.19 Contribution en changement de volume (a) et de forme (b) pour des sollicitations classiques. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons.103
4.20 Trajets radiaux obtenus par logiciel de corrélation d'images, dans le plan "intensité de distorsion Q_ε - Volume V" (a), et "intensité de distorsion Q_ε - premier invariant des déformations I_ε" (b). Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons. Les courbes en pointillé définissent les limites de rupture identifiées 104
4.21 Comparaison des contributions obtenues entre les sollicitations radiales. . 105
4.22 Trajets de chargement obtenus grâce au capteur 3 axes pour des sollicitations radiales. 108
4.23 Angle de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus pour des sollicitations radiales. 109
4.24 Trajets cinématiques obtenus pour des sollicitations avec changement de direction, dans le plan "intensité de distorsion Q_ε - Volume V" (a), et "intensité de distorsion Q_ε - premier invariant des déformations I_ε" (b). Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons. 110

4.25 Contributions obtenues sur les essais "comp f/b shear". Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons. 111
4.26 Exemple d'efforts enregistrés par le capteur 3 axes lors d'un essai "comp f/b shear", avec une compression uniaxiale suivant l'axe Z et un cisaillement simple suivant l'axe Y. 112
4.27 Comparaison des contributions obtenues pour des essais "comp f/b shear" avec et sans palier de relaxation entre les deux sollicitations. Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes A et B. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons, les points 1 et 2, le changements de sollicitations.. 112
4.28 Contributions obtenues sur les essais "shear f/b comp f/b shear". Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons. 113
4.29 Comparaison des contributions obtenues pour des essais "shear f/b comp f/b shear" avec et sans palier de relaxation entre chaque sollicitation. Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes A-B et C-D. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons. 114
4.30 Trajets de chargement obtenus sur les essais "comp f/b shear" (a) et "shear f/b comp f/b shear" (b). Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons. 116
4.31 Angles de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus sur les essais "comp f/b shear". Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons. 118
4.32 Angles de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus sur les essais "shear f/b comp f/b shear". Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons. 119
4.33 Comparaison des différents trajets cinématiques obtenus sur les sollicitations radiales, et avec changement de direction de sollicitation. 120
4.34 Comparaison des contributions obtenues pour le chargement combiné #2 et les essais avec changement de direction pour un volume visé V = 0.8. . . . 122
4.35 Comparaison des contributions obtenues pour le chargement combiné #1 et les essais avec changement de direction pour un volume visé V = 0.5. . . . 122
4.36 Comparaison des trajets de chargement obtenus entre les chargements radiaux et avec changement de sollicitation. 123
4.37 Comparaison des angles de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus pour les chargements combinés et avec changement de sollicitation. 124
4.38 Contribution en changement de volume et de forme de la mousse CF-47, pour des sollicitations de compression uniaxiale et cisaillement simple. . . 125
4.39 Trajets cinématiques obtenus pour des chargements radiaux sur la mousse CF-47. 126
4.40 Comparaison des contributions obtenues pour des chargements radiaux sur la mousse CF-47. 127
4.41 Trajets de chargement obtenus pour des chargements radiaux sur la mousse CF-47. 128
4.42 Angles de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus pour des chargements radiaux sur la mousse CF-47. 129
4.43 Illustration des directions de discrétisation d'un élément 2D, utilisées dans cette étude (a). Maillage éléments finis reprenant les directions de discrétisation (b). 130

4.44 Influence des paramètres du modèle hyperélastique d'Orgéas sur la contribution en changement de forme [RIO et collab., 2009]. 132
4.45 Modèle rhéologique de Maxwell 132
4.46 Modèle rhéologique de Maxwell généralisé 133
4.47 Comparaison des réponses en contrainte-déformation pour des essais de traction et compression uniaxiale (a), et par l'évolution de la contrainte relative en fonction du temps lors de paliers de relaxation (b), obtenues expérimentalement et par simulation. 135
4.48 Comparaison de l'évolution du coefficient de Poisson apparent obtenu de manière expérimentale et numérique, pour des sollicitations de compression et traction uniaxiale 136
4.49 Illustration de la cellule en état initial (a), fin de compression (b), et fin de traction (c). Les traits en pointillés représentent la forme de la cellule à l'état initial. 136
4.50 Conditions aux limites appliquées aux modèles 137
4.51 Comparaison des trajets cinématiques obtenus de manière expérimentale et numérique 137
4.52 Contributions en changement de volume (figures de gauche) et de forme (figures de droite) obtenues par simulation (a) et (b), et par expérimentation (c) et (d), pour les différents chargements radiaux. 138
4.53 Réponses en contraintes observées sur les chargements radiaux par simulation (a) et expérimentalement (b). 139
4.54 Évolution des angles de Lode des déformations (figures de gauche) et des contraintes (figures de droite). Les résultats obtenus par simulation sont présentés sur les figures (a) et (b), et les résultats expérimentaux sur les figures (c) et (d). 140
4.55 Évolution de la forme de la cellule au long d'une sollicitation "comp f/b shear" : état initial (a), fin de compression, début de cisaillement (b), fin de cisaillement (c). La cellule bleue représente une sollicitation à V = 0.8, et la cellule verte V = 0.5. Les traits en pointillés noirs représentent la cellule à l'état initial. 141
4.56 Contribution en changement de forme obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélastique-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Comp f/b shear". 141
4.57 Contribution en changement de volume obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélasto-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Comp f/b shear". 142
4.58 Évolution de la réponse en contrainte obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélasto-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Comp f/b shear". 142
4.59 Évolution de la forme de la cellule au long d'une sollicitation "shear f/b comp f/b shear" : état initial (a), fin de cisaillement, début de compression (b), fin de compression, début de cisaillement (c), fin de la deuxième phase de cisaillement (d). La cellule bleue représente une sollicitation à V = 0.8, et la cellule verte V = 0.5. Les traits en pointillés noirs représentent la cellule à l'état initial. 143
4.60 Contribution en changement de forme obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélasto-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Shear f/b Comp f/b shear". 143

4.61 Contribution en changement de volume obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélasto-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Shear f/b Comp f/b shear".144

Liste des tableaux

2.1 Caractéristiques du comportement du matériau pour les différentes vitesses de déformation testées. 35
2.2 Caractéristiques du comportement du matériau représentatif des différentes familles testées, pour des vitesses quasi-statiques. 39
2.3 Caractéristiques du comportement du matériau représentatif des différentes familles testées, dans des conditions d'impact. 40
2.4 Évolution de la contrainte plateau en fonction des vitesses de déformation testées sur les différents matériaux. 42
2.5 Description de la composition des différents complexes étudiées (HR = Haute résilience, Graph = Graphitée, Visq = Visqueuse, Sphères = microsphères). 44

3.1 Modules observés sur les résultats en compression hydrostatique à 3 débits d'aspiration (valeur moyenne +- 2 écart-types). 73

4.1 Listes des fonctions U(J) [DOLL et SCHWEIZERHOF, 2000] 85
4.2 Définition des trajets cinématique des sollicitations radiales 100
4.3 Définition essais avec changement de direction de sollicitation 100
4.4 Fonction de limite de rupture 105
4.5 Définition des paramètres descriptifs des courbes. 106
4.6 Effet de l'angle cinématique sur le comportement en changement de volume. 106
4.7 Effet de l'angle cinématique sur le comportement en changement de forme. 107
4.8 Résumé des états de contraintes lors des différentes phases de sollicitation. Les chiffres en bleu définissant un état de contrainte en charge, et ceux en rouge un état de contrainte en décharge. 117
4.9 Erreurs observées entre les critères de rupture et les ruptures obtenues sur les essais avec changement de direction. 121
4.10 Effet de l'angle cinématique sur le comportement en changement de volume d'une mousse anisotrope. 126
4.11 Effet de l'angle cinématique sur le comportement en changement de forme d'une mousse anisotrope. 127
4.12 Valeurs des paramètres des lois de comportement associées aux éléments 1D 134

Introduction générale

Le trafic aérien est un secteur en croissance et le nombre mondial de passagers annuels ne cesse d'augmenter. Un rapport produit par le constructeur européen Airbus, montre l'évolution du nombre de passagers par kilomètre depuis 1975, présentée sur la figure 1. Il y est observé une augmentation de ce chiffre qui tend à doubler tous les 15 ans depuis 1985 [AIRBUS, 2016]. Afin de répondre à une demande grandissante, les compagnies aériennes ont continuellement augmenté leur capacité de transport, soit en agrandissant leur flotte, soit en augmentant la capacité par avion. Un communiqué de l'IATA (International Air Transport Association) estime que la demande de transport mondial de passager a augmenté de 5.9% sur l'année 2014, par rapport à l'année précédente [IATA, 2015].

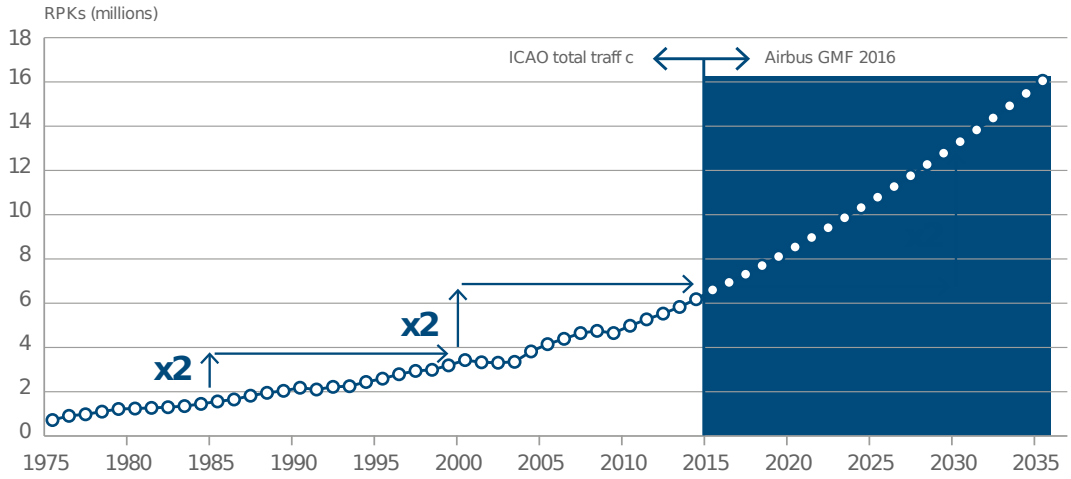


FIGURE 1 – Évolution du nombre de passagers par kilomètre depuis 1975, et prévisions à 2035 selon AIRBUS [2016].

En ce qui concerne les vols internationaux, ce même communiqué indique une augmentation de 6.1% du trafic entre ces mêmes années. Ces types de vols représentent généralement des durées de trajet conséquentes, pouvant aller jusqu'à 12 heures consécutives. Ces derniers sont généralement caractérisés de vol moyen ou long courrier.

Par ailleurs, la sécurité est un enjeu important dans le domaine aéronautique. Les différents constructeurs ont beaucoup travaillé sur ce point ces dernières années, et cela se traduit notamment par une forte réduction du nombre d'accidents, proportionnellement au nombre de vols, comme le montre la figure 2 extraite du rapport d'Airbus cité auparavant [AIRBUS, 2016].

Malgré cette diminution du nombre d'accidents aéronautiques, on en recense encore quelques-uns chaque année. A titre d'exemple, concernant les vols commerciaux entre 2007 et 2016, une étude du constructeur américain Boeing dénombre un total de 388 accidents [BOEING, 2016]. Leur répartition a également été étudiée en fonction de la phase

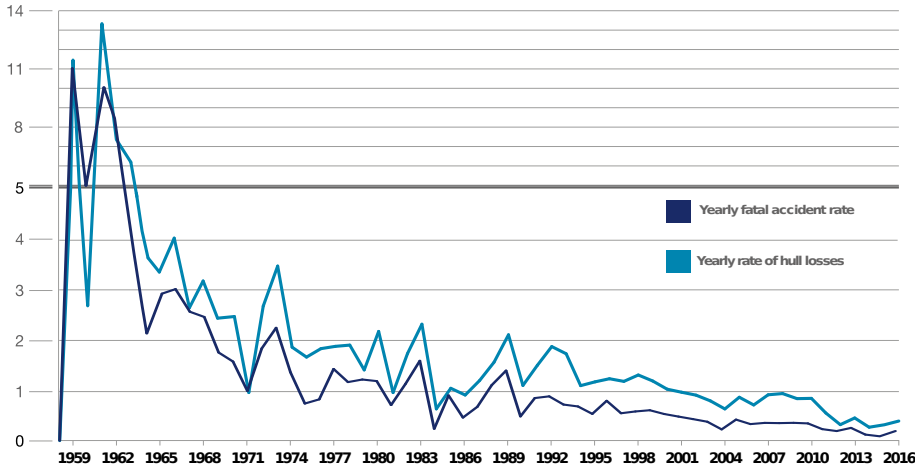


FIGURE 2 – Évolution du nombre d'accidents impliquant un décès (fatal accident), et du nombre d'accidents entraînant des dégâts matériels (hull loss), en millions de vols depuis 1959 AIRBUS [2016].

de vol où ils se sont produits. Ces résultats affichés sur la figure 3, sont en accord avec ceux présentés par AIRBUS [2016], et montrent une phase très accidentogène : la phase d'atterrissage avec près de la moitié des accidents survenus à ce moment. La seconde phase désignée comme à risque, est celle du décollage avec une proportion cependant bien plus faible de 13%.

Dans ces conditions de crash à l'atterrissage, ou au décollage, un facteur qui peut être fatal pour l'intégrité des personnes, est la décélération supportée par les occupants. Certains systèmes présents sur les sièges, comme par exemple les ceintures de sécurité, servent notamment à limiter les mouvements de l'utilisateur pour réduire les décélérations subies.

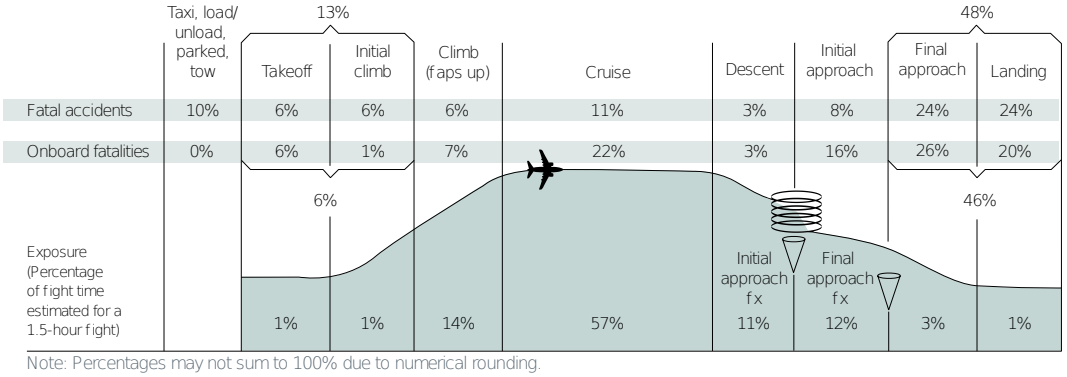


FIGURE 3 – Distribution statistique du nombre d'accidents aéronautiques survenu entre 2007 et 2016 selon la phase de vol [BOEING, 2016].

C'est dans ce contexte que le projet GENOSIA (GÉnération NOuvelle de SIége d'Airliner) a débuté en 2014, avec pour objectif de développer un siège innovant pour pilote d'avion de ligne. Ce projet vise particulièrement les avions destinés aux vols moyen et long courriers (Airliner), dont le trafic, comme souligné précédemment, est en constante progression. Porté par l'équipementier aéronautique STELIA AEROSPACE, spécialiste dans le siège technique, ce projet intègre de fortes ambitions afin de conquérir de nouveaux marchés, dont notamment :

— Proposer une position "repos" au pilote pour améliorer son confort sur des vols longues durées

— Améliorer la sécurité en intégrant un système d'absorption d'énergie dans l'assise du siège

— Réduire la masse et le coût de 20% par rapport au siège existant sur le modèle A350

— Développer des innovations techniques liées aux matériaux de construction, aux actionneurs électroniques, et aux moyens de calculs numériques

Le projet GENOSIA est un projet FUI collaboratif, regroupant 9 partenaires, dont 7 industriels et 2 académiques. Ces derniers sont :

STELIA AEROSPACE : Porteur du projet et équipementier aéronautique, chargé du suivi des différents partenaires et de la gestion du planning.

ARTUS & TFE : Spécialistes de solutions électriques dans le domaine des actionneurs et de la conversion d'énergie, responsables du développement des différents actionneurs du siège.

AXYAL : Expert dans le domaine de la plasturgie, chargé de la conception de l'accoudoir.

CELSO : Transformateur de matériaux cellulaires, responsable du développement des éléments de confort d'accueil du siège (assise, dossier, appui-tête).

I2M : Laboratoire public de recherche, spécialisé dans l'étude de matériaux sous sollicitations sévères, chargé d'intégrer un système de sécurité dans l'assise.

PORTALLIANCE : Expert dans la modélisation et les calculs de structures, responsable du développement de nouveaux processus de modélisation de problème technique.

RESCOLL : Laboratoire privé de recherche, spécialisé dans les matériaux composites, chargé de la conception de la structure du siège, et sa résistance en cas de crash.

Institut Pprime : Laboratoire public de recherche spécialiste des matériaux, son implication dans le projet se fait en collaboration avec RESCOLL.

Les travaux réalisés dans cette thèse s'intègrent donc dans ce projet, par le développement d'un système de protection au sein de l'assise du siège. L'objectif principal de cette solution est d'absorber l'énergie due à la décélération du pilote, en cas de crash lors d'une phase d'atterrissage ou de décollage. Pour cela, les partenaires du consortium ont décidé d'utiliser des matériaux cellulaires spécifiques dans la conception de l'assise, connus

pour leur capacité à absorber de l'énergie tout en limitant les niveaux d'efforts. De ce fait l'étude proposée dans ces travaux de thèse, porte sur le comportement mécanique de matériaux cellulaires.

Par ailleurs, dans des conditions sévères de crash, d'impact, ou de choc, les sollicitations sont rarement maîtrisées. Ces dernières sont généralement multiaxiales, soit par la direction de sollicitation, soit par la forme de l'impacteur qui entraîne des états de sollicitations variés à la structure et au matériau impactés. Les matériaux cellulaires, souvent utilisés pour leur capacité à dissiper l'énergie générée lors d'un choc, sont malgré tout généralement caractérisés sous une sollicitation de compression uniaxiale. Bien qu'importante, cette caractérisation ne permet pas une connaissance précise du comportement de ces matériaux, dans les conditions d'utilisation.

De plus, afin d'atteindre les ambitions de masse et de coût espérés dans le projet GENOSIA, il est nécessaire d'optimiser le dimensionnement du coussin d'assise. Cette optimisation passe principalement par une réduction du volume de matériau utilisé, sans réduire les performances de confort et de protection. A l'échelle de la fonction de protection du coussin d'assise, cela demande une étude approfondie de la réponse mécanique sous sollicitations multiaxiales.

L'objectif de ce travail de thèse est donc d'étudier le comportement mécanique de matériaux cellulaires soumis à des sollicitations multiaxiales. Les travaux réalisés dans le cadre de cette thèse, sont présentés au travers de quatre chapitres.

Le chapitre 1 de ce manuscrit présente les matériaux cellulaires dans leurs généralités. Le point particulier de la caractérisation mécanique est abordé afin de permettre au lecteur de mieux appréhender la suite de ces travaux.

L'étude se concentre ensuite, dans le chapitre 2, sur la caractérisation mécanique uniaxiale d'un matériau cellulaire, destiné à l'absorption d'énergie dans la conception du coussin d'assise. Il est donné dans un premier temps, une description des normes aéronautiques qui permettent de garantir la sécurité d'un siège dans le cadre de son utilisation. La caractérisation d'un des matériaux sélectionné pour la fonctionnalité d'absorption d'énergie est ensuite présentée. Dans un dernier point, une version du coussin développé dans ce projet est également caractérisée.

A la suite de ces premiers travaux, l'étude du comportement mécanique des matériaux cellulaires s'est orientée sur une caractérisation multiaxiale. Tout d'abord, le chapitre 3 aborde cette caractérisation par une sollicitation de compression hydrostatique, afin d'identifier la contribution du comportement liée au changement de volume du matériau. La phase de développement d'un moyen d'essai spécifique, nécessaire pour caractériser les types de matériaux proposés par le projet GENOSIA, est présentée dans une première partie de ce chapitre. Les résultats sont ensuite discutés, et comparés à ceux obtenus dans le chapitre précédent.

Cette caractérisation multiaxiale est ensuite abordée dans le chapitre 4, par des sollicitations mixtes composées de cisaillement simple et de compression uniaxiale, combinées ou séquentielles. Ainsi, le comportement du matériau est analysé selon deux contributions liées au changement de volume et de forme. Ce chapitre présente dans un premier temps les moyens d'essais, la méthode d'analyse et les différents essais réalisés. Les résultats sont présentés dans un second temps, en analysant le comportement des contributions de changement de volume et de forme et leurs dépendances. Un critère de rupture est également proposé. Enfin, ce chapitre propose également un modèle de simulation du comportement multiaxial, qui amène de nombreuses perspectives à ces travaux.

Chapitre 1

État de l'art sur les matériaux cellulaires

Sommaire

1.1 Introduction 6
1.2 Généralités sur les matériaux cellulaires 6
1.2.1 Microstructure 6
1.2.2 Méthodes de fabrication 8
1.2.3 Domaines d'utilisation 9
1.3 Comportement mécanique 10
1.3.1 Contributions élémentaires du comportement 10
1.3.2 Caractérisation uniaxiale 11
1.3.3 Caractérisation multiaxiale 14
1.3.4 Dépendance du comportement mécanique 15
1.3.5 Absorption d'énergie 17
1.4 Conclusion 19

1.1 Introduction

Ce chapitre a pour but de décrire les matériaux cellulaires d'une manière générale en s'appuyant sur les travaux de recherche issus de la littérature. Un état de l'art plus précis et adapté à l'objet de chacune des parties de ce mémoire sera présenté au début de chacune d'elle. Dans un premier temps, il est proposé d'évoquer des généralités permettant de définir les matériaux cellulaires, leurs méthodes de fabrication et leurs utilisations les plus communes. Une description de leur comportement mécanique est ensuite présentée en abordant les différentes contributions du comportement, les méthodes de caractérisation, et les paramètres pouvant avoir une influence sur la réponse du matériau.

1.2 Généralités sur les matériaux cellulaires

L'homme a régulièrement puisé son inspiration dans la nature pour améliorer son développement, et innover [CHAPELLE et DECOUST, 2015]. Dans le recensement effectué par LURIE-LUKE [2014], la recherche dans le domaine des matériaux est l'activité où l'approche biomimétique est la plus utilisée. Les matériaux cellulaires font partie de ces matériaux inspirés de la nature. En effet, il est possible de citer plusieurs exemples de matériaux cellulaires d'origine naturelle comme le bois, les éponges, les os, le corail, ... [GIBSON et collab., 2010]. La première observation au microscope revient à HOOKE [1665] qui a remarqué que la microstructure du bois, ainsi que celle du liège, peut-être décrite comme un assemblage de plusieurs cellules. Depuis, plusieurs méthodes de fabrication industrielle ont été développées pour réaliser des matériaux cellulaires, en utilisant divers matériaux de constitution. Bien que les mousses polymériques soient largement les plus utilisées, il existe également des mousses constituées de métal, de céramique, de verre, de carbone, ...

L'une des propriétés de ces matériaux qui a rapidement intéressé les chercheurs est leur faible densité ρ (relative density en anglais). Cette dernière représente le rapport entre la masse volumique (density en anglais) du matériau cellulaire ρ_f, et la masse volumique du matériau de constitution ρ_s (cf. relation 1.1).

$$\rho = \frac{\rho_f}{\rho_s} \tag{1.1}$$

A titre d'exemple, les densités relatives généralement observées sont comprises entre 0.05 et 0.2 pour des mousses polymériques, 0.02 et 0.5 pour des mousses métalliques, 0.15 et 0.4 pour le bois, ou encore entre 0.05 et 0.3 pour les os. GIBSON et ASHBY [2001] proposent de limiter la définition de matériau cellulaire à un matériau ayant une densité inférieure à 0.3. Au-delà, il est plus approprié de parler de matériaux poreux, qui consistent en un solide contenant des pores isolés.

1.2.1 Microstructure

Les matériaux cellulaires ont une microstructure particulière, composée de plusieurs poutres et/ou parois, formant un ensemble de cellules. Il existe différents types de microstructures, que WADLEY [2002] propose de classer en deux grandes catégories : périodiques, et stochastiques.

Périodique

Les microstructures périodiques ont une forme de cellule régulière qui est reproduite de manière bi ou tri-dimensionnelle. Ces matériaux peuvent être caractérisés à partir des dimensions de la forme d'une cellule. La forme la plus répandue de ce type de structure, est celle en "nid d'abeilles" (cf figure 1.1). Avec l'émergence de nouvelles technologies de fabrication additive, il est possible de réaliser des microstructures régulières de différentes formes [WILLIAMS et collab., 2011]. Cette technologie peut être intéressante dans un but d'optimisation de la forme de la microstructure selon l'application finale [BONATTI et MOHR, 2017].

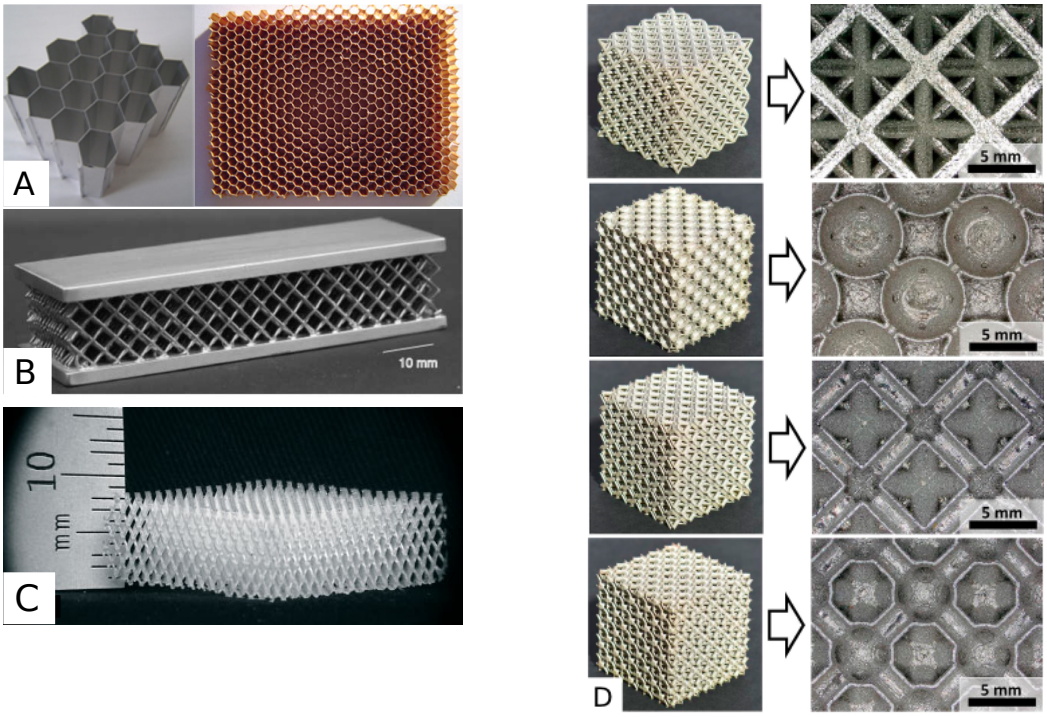
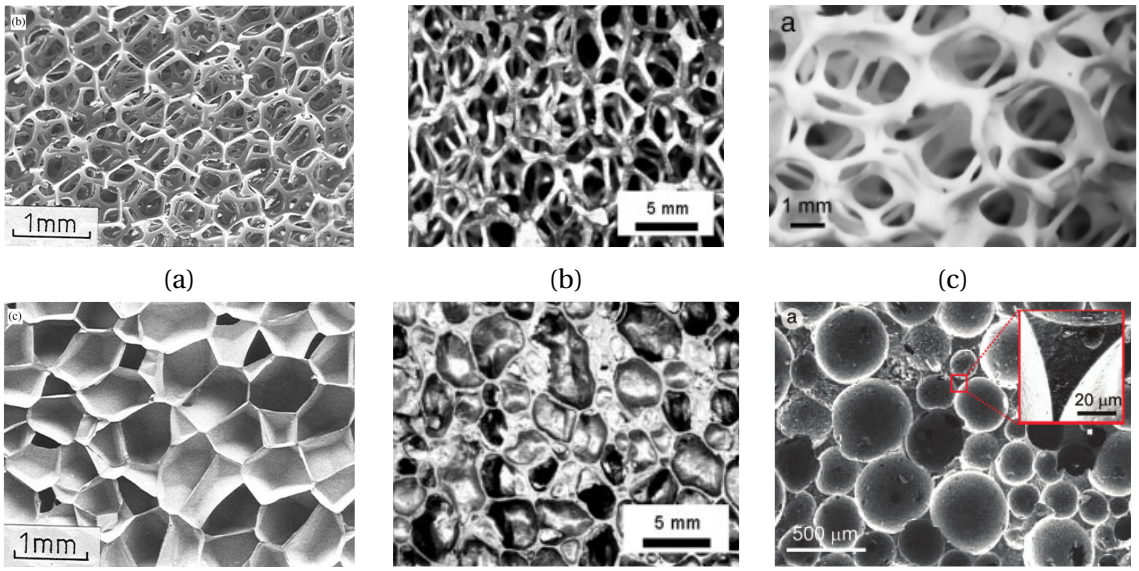


FIGURE 1.1 – Illustration de matériaux cellulaires à microstructure périodique : "nid d'abeilles" d'aluminium et polymérique [AKTAY et collab., 2008] (a), matériau sandwich avec une âme cellulaire de forme "diamant" en acier inoxydable [WADLEY et collab., 2003] (b), treillis en réseau octaédrique en polymère [JACOBSEN et collab., 2007] (c), et différentes microstructures métalliques obtenues par fabrication additive [BONATTI et MOHR, 2017] (d).

Stochastique

Les microstructures stochastiques ont une forme de cellule aléatoire et ne peuvent pas être caractérisées par un motif générique, mais par une moyenne statistique de cette forme. Cette catégorie est souvent désignée par le terme de mousse. BRUN [2009] propose de diviser cette catégorie en deux sous parties, les matériaux à cellules ouvertes, et ceux à cellules fermées. Les matériaux à cellules ouvertes se caractérisent par une microstructure composée de poutres, avec des jonctions ouvertes entre les différentes cellules. A l'inverse, un matériau à cellules fermées est composé d'un assemblage de parois, fermant les jonctions entre les cellules. Néanmoins, il existe également des matériaux mixtes, composés à la fois de cellules ouvertes et fermées. Enfin, les matériaux composés de sphères creuses disposées de manière aléatoire sont également compris dans cette catégorie [CORE, 2016; TAŞDEMIRCI et collab., 2010].



(a) (b) (c)

(d) (e) (f)

FIGURE 1.2 – Illustration de microstructures stochastiques à cellules ouvertes (ligne du haut) et fermées (ligne du bas) : Mousses de polyuréthane (a) et (d) [GIBSON et ASHBY, 2001], métalliques (b) et (e) [WADLEY, 2002], et céramiques (c) et (f) [STUDART et collab., 2006].

1.2.2 Méthodes de fabrication

Plusieurs méthodes existent aujourd'hui pour réaliser des matériaux cellulaires. Le principe le plus couramment utilisé est le mélange de deux matières premières, qui par réaction chimique, provoque une libération de gaz à l'intérieur du mélange. Ce dernier s'expanse ensuite progressivement jusqu'à la solidification du matériau constitutif de la mousse. Les bulles de gaz forment ainsi un réseau de cellules interconnectées appelées porosités, plus ou moins dense selon les matières premières utilisées et les paramètres du procédé de moussage. Les méthodes de production restent ensuite spécifiques au matériau de constitution.

Mousses polymériques

Production en continu de bloc : Une des méthodes les plus communes dans la fabrication de mousse de polyuréthane consiste à effectuer le mélange des matières premières dans une chambre, et de couler l'émulsion qui en résulte sur un tapis roulant. Deux parois verticales sont positionnées de part et d'autre du tapis, permettant l'expansion du mélange uniquement suivant la direction verticale.

Production en plaque : Cette méthode est similaire à la précédente, mais cette fois-ci, une paroi horizontale vient comprimer le mélange avant le durcissement, afin de garantir une hauteur constante et d'obtenir la masse volumique moyenne désirée. Cette méthode est principalement utilisée pour réaliser des plaques de mousse polymérique rigide, avec une hauteur comprise entre 3 et 10 cm.

Production de mousse moulée : Le mélange des matières premières est effectué dans une chambre de mélange, et l'émulsion est ensuite injectée dans un moule. Cela permet d'obtenir des formes complexes composées d'un matériau cellulaire.

Mousses métalliques

Les mousses métalliques sont principalement des mousses d'aluminium. BANHART [2001] propose une revue des différentes méthodes de fabrication de ces matériaux. Il est exposé ici une brève présentation des deux méthodes les plus utilisées.

Production par injection de gaz : Le principe est d'injecter un gaz à l'intérieur d'un métal en fusion, en mélangeant l'ensemble pour assurer que le gaz ne s'échappe pas. Le métal emprisonnant le gaz sous forme de bulle, est ensuite refroidi pour figer une structure cellulaire.

Production par agent moussant : Cette méthode consiste à placer un deuxième constituant (agent moussant) au métal en fusion qui, sous l'effet de la chaleur, va se dissoudre et produire un gaz qui sera emprisonné dans le métal. Par exemple, pour obtenir une mousse d'aluminium, l'agent moussant utilisé est du calcium. Il reste alors à refroidir l'ensemble pour obtenir une matériau cellulaire métallique.

Mousses céramiques

Production par réplication d'une préforme : De la céramique est déposée sur une préforme qui est généralement une mousse polymérique. Un traitement thermique est ensuite appliqué pour éliminer la préforme. Il en résulte un matériau cellulaire composé uniquement de céramique, dont la forme est celle de la mousse polymérique [STUDART et collab., 2006]. Cette technique peut également être utilisée pour réalisation des mousses métalliques.

1.2.3 Domaines d'utilisation

Les matériaux cellulaires sont utilisés dans de nombreuses applications recouvrant des domaines variés. L'application la plus commune réside dans l'amélioration du confort d'accueil grâce à l'utilisation de mousses polymériques souples. Cela est beaucoup utilisé dans la conception d'assise, ou encore de matelas [GRUJICIC et collab., 2009; VERVER et collab., 2005; VINK et LIPS, 2017].

Une application largement répandue de ces matériaux est la protection de bien et de personne [MILLS, 2007]. Une protection efficace doit pouvoir absorber l'énergie d'un impact en transmettant le moins d'effort possible à l'objet ou la personne à protéger. Ces matériaux font de très bons candidats à cette application par leur capacité à subir de grandes déformations, en garantissant un effort maintenu constant et faible sur une large plage de déformation. Ce point sera plus détaillé dans la section 1.3.5.

Ces matériaux sont également beaucoup utilisés dans un but d'allégement structurel. Les matériaux cellulaires naturels sont d'ailleurs souvent utilisés dans ce but. A titre d'exemple, il peut être cité les os qui constituent la structure porteuse des corps, ou encore le bois qui constitue celle des arbres. Dans le domaine industriel, il est commun d'utiliser un matériau cellulaire entre deux tôles fines d'un matériau plus rigide (acier, composite, ...), ou encore à l'intérieur d'une forme tubulaire, afin de former un complexe sandwich. Ce type de complexe montre l'avantage d'avoir une très bonne résistance mécanique en flexion avec une masse volumique très faible, ce qui en fait des très bons candidats pour alléger des éléments structurels. Il est possible de retrouver ce genre d'application dans différents domaines (automobile,aéronautique,spatiale,...) souvent couplée à

une application d'absorption d'énergie [FUGANTI et collab.; MEGSON, 2013].

Les matériaux cellulaires sont également utilisés comme isolants thermiques grâce à leur microstructure contenant une grande quantité d'air ou de gaz [AL-HOMOUD, 2005]. A l'inverse, la surface d'échange entre la microstructure et l'air étant importante, ces matériaux sont également utilisés comme dissipateurs thermiques ou radiateurs, pour des composants électroniques par exemple [MAHJOOB et VAFAI, 2008].

Enfin, les matériaux cellulaires sont également utilisés pour des applications d'absorption vibratoire, et acoustique. En effet, ces derniers absorbent l'énergie de déformation engendrée par les ondes sonores, et la dissipent en chaleur. De plus, les ondes sonores sont également amorties par réflexion d'elle-même au sein des cellules [JAOUEN et collab., 2008; LAMBERT, 1983; LEE et collab., 1991; SUNG et collab., 2007].

1.3 Comportement mécanique

Le comportement mécanique des matériaux cellulaires est au cœur de ces travaux de thèse. Il est proposé dans cette section, un état de l'art sur le comportement mécanique de ces matériaux et leur caractérisation.

1.3.1 Contributions élémentaires du comportement

Le comportement mécanique macroscopique d'un matériau peut parfois être le résultat de plusieurs phénomènes complexes. Dans le cas des matériaux cellulaires, il peut-être observé de grandes transformations, réversibles ou non, ainsi qu'un comportement dépendant au temps, ou à la vitesse de déformation. Afin de simplifier l'analyse d'un comportement complexe, il est possible de le considérer comme une composition de plusieurs contributions. Par exemple, ZRIDA [2009] et VANDENBROUCKE [2010] proposent de décrire le comportement de polymères en trois contributions : hyperélastique σ_e liée aux grandes transformations acceptées par ces matériaux, visqueuse σ_v qui traduit une dépendance au temps de sollicitation, et hystérétique σ_h qui peut être liée à de la plasticité non visqueuse (cf.figure 1.3).

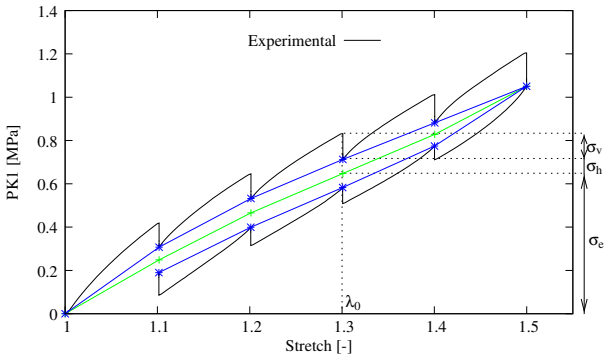


FIGURE 1.3 – Description du comportement d'un polymère en une composition additive d'une contribution hyperélastique σ_e, visqueuse σ_v et hystérétique σ_h, par VANDENBROUCKE [2010], où PK1 représente la contrainte de Piola-Kirchhoff. La courbe verte représente un comportement hyperélastique, bleue hyperélastique-hystérétique, et noire hyperélastique-visqueux-hystérétique.

Dans le cas des matériaux cellulaires, il peut être observé d'une manière systématique, une contribution hyperélastique, due à la forte compressibilité qu'offre leur microstructure [GIBSON et ASHBY, 2001]. D'autre part, une contribution visqueuse est également

observée sur ces matériaux, résultant entre autres de l'action de la circulation de l'air au travers des cellules [GIBSON et ASHBY, 2001; MILLS et LYN, 2002]. Enfin, selon le matériau de constitution de la mousse, d'autres contributions peuvent être observée. Par exemple, une contribution hystérétique peut être considérée pour des matériaux présentant de la plasticité.

Les travaux de cette thèse se concentrent sur l'étude de la contribution hyperélastique de matériaux cellulaires, d'une manière uniaxiale et multiaxiale. La contribution visqueuse qui est indissociable du comportement total observé lors des essais de caractérisation, sera abordée succinctement. D'autres contributions comme la plasticité ne seront pas abordée.

1.3.2 Caractérisation uniaxiale

Le comportement de ces matériaux est généralement caractérisé à partir d'un essai de compression uniaxiale. Un essai de traction uniaxiale peut également être réalisé en complément. Le comportement sous sollicitation uniaxiale a été étudié par de nombreux auteurs. Une description complète est proposé sur ce sujet, dans le livre écrit par GIBSON et ASHBY [2001].

Compression

Le comportement macroscopique typiquement observé sous cette sollicitation, schématisé sur la figure 1.4, peut être décomposé en trois phases : linéaire, plateau, et densification. Ces dernières sont décrites ci-après. Il est également à noter que ces matériaux ont une capacité à subir de grandes déformations ($\varepsilon_{zz} > 0.7$) sous cette sollicitation. Cela s'explique par leur microstructure composée en majorité de cavités remplies d'air ou de gaz, dont la taille peut être grandement réduite si elles sont compressées.

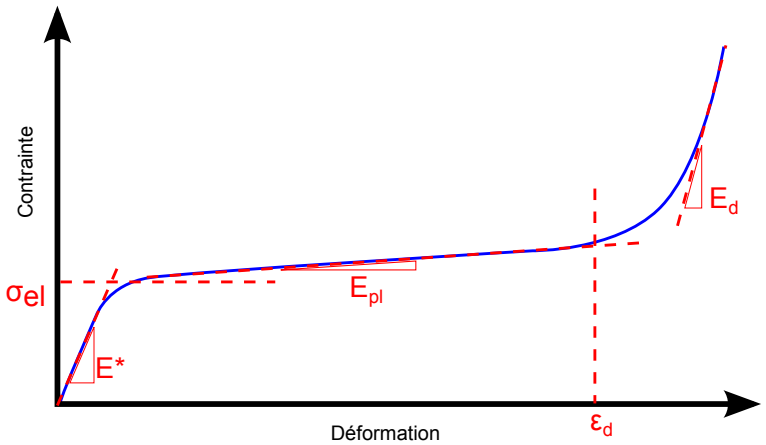


FIGURE 1.4 – Comportement typique d'un matériau cellulaire en compression uniaxiale monotone.

Phase linéaire :

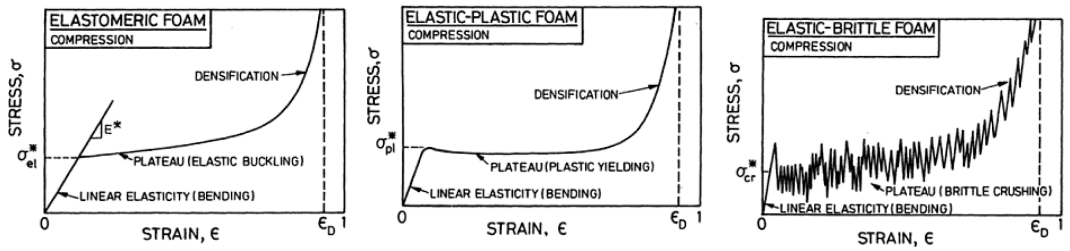
Cette première partie du comportement est observée à de faibles niveaux de déformations ($\varepsilon_{zz} < 0.05$), et se caractérise par une augmentation linéaire de la contrainte. La réponse est contrôlée par la flexion des poutres dans le cas de cellules ouvertes, ou par la flexion et l'étirement des parois dans le cas de cellules fermées. Cette phase est généralement caractérisée par sa pente, qui peut être nommée comme le module d'Young initial E^*.

Il faut cependant nuancer cette dénomination de module d'Young et ne pas le confondre avec le module d'élasticité. En effet, les mousses élastomériques peuvent présenter une élasticité non linéaire dite hyperélastique pour laquelle ce module d'Young initial ne peut caractériser complètement la partie réversible de son comportement.

Phase plateau :

La deuxième phase observe un niveau de contrainte quasi-constant, généré par un effondrement progressif des cellules. Cette phase s'effectue sur une plage de déformation importante, qui fait qu'elle représente la plus grande partie du comportement mécanique de ces matériaux. Selon le matériau de constitution utilisé, le comportement de la microstructure sur cette phase diffère, ce qui se répercute sur le comportement macroscopique. GIBSON et ASHBY [2001] proposent de classer ces comportement en trois catégories :

- Mousse élastomérique : les cellules s'effondrent par flambement élastique des poutres/parois. Le comportement est alors totalement réversible. (cf. figure 1.5a)
- Mousse elasto-plastique : les cellules s'effondrent ici par flambement plastique, ce qui induit un comportement irréversible à ce stade de déformation. (cf. figure 1.5b)
- Mousse fragile : les poutres/parois des cellules se fissurent et rompent une à une, provoquant des oscillations du niveau de contrainte à chaque rupture d'une cellule. (cf. figure 1.5c)



(a) (b) (c)

FIGURE 1.5 – Comportement en compression décrits par GIBSON et ASHBY [2001].

Deux paramètres sont généralement utilisés pour caractériser cette phase, le niveau de contrainte seuil σ_{el} à laquelle débute cette dernière, ainsi que le module E_{pl} suivant laquelle la contrainte évolue (cf. figure 1.4).

Phase de densification :

Cette partie du comportement montre une forte augmentation du niveau de contrainte. A ce stade de déformation, les poutres/parois des cellules entrent en contact les unes aux autres, donnant un niveau de densité relatif proche de 1. Le comportement devient alors proche de celui du matériaux constitutif. Cette phase est caractérisée par deux paramètres, la déformation à densification ε_d et le module d'Young à densification E_d (cf. figure 1.4).

La mesure du niveau de déformation à densification ε_d n'est pas intuitive. Plusieurs méthodes sont proposées dans la littérature pour le déterminer. BEALS et THOMPSON [1997] et PAUL et RAMAMURTY [2000] utilise une méthode qui consiste à approcher le comportement en zone plateau, et celui en zone de densification, par deux droites. Le niveau de déformations à densification ε_d est estimé au intersection entre ces deux droites. Une

seconde méthode utilisée par ANDREWS et collab. [1999] et KRISHNA et collab. [2007], définit ce paramètre comme la déformation au moment où la contrainte atteint 1.5 fois le niveau de contrainte seuil σ_{el}. GIBSON et ASHBY [2001] se basent sur un paramètre matériau, la densité, pour définir la déformation à densification par $\varepsilon_d = \alpha - \beta\left(\frac{\rho^*}{\rho_s}\right)$, avec α et β des coefficients à identifier selon le matériau utilisé. DAIRON [2008] propose de tracer une droite passant par l'origine, et qui tangente un point de la courbe, de manière à former un angle le plus petit possible par rapport à l'axe des déformations. Le niveau de déformation à densification ε_d est représenté par le croisement de la droite avec la courbe de comportement. Enfin, une autre méthode utilisée par LI et collab. [2006], FLOREK et collab. [2010], et JING et collab. [2014] consiste à définir le niveau de déformation à densification ε_d comme la déformation où l'efficacité d'absorption d'énergie atteint son maximum. Ce point particulier traduit un niveau après lequel, une augmentation de l'énergie absorbée engendre une augmentation de contrainte importante. L'évolution de l'efficacité d'absorption d'énergie se calcule par la relation 1.2. La figure 1.6 illustre les différentes méthodes présentées.

$$\eta(\varepsilon) = \frac{W(\varepsilon_{zz})}{\sigma_{zz}(\varepsilon_{zz})} = \frac{1}{\sigma_{zz}(\varepsilon_{zz})} \int_0^{\varepsilon_{zz}} \sigma_{zz}(\varepsilon_{zz})\, \delta\varepsilon_{zz} \tag{1.2}$$

avec

W	Quantité d'énergie absorbée
σ_{zz}	Contrainte de compression
ε_{zz}	Déformation de compression

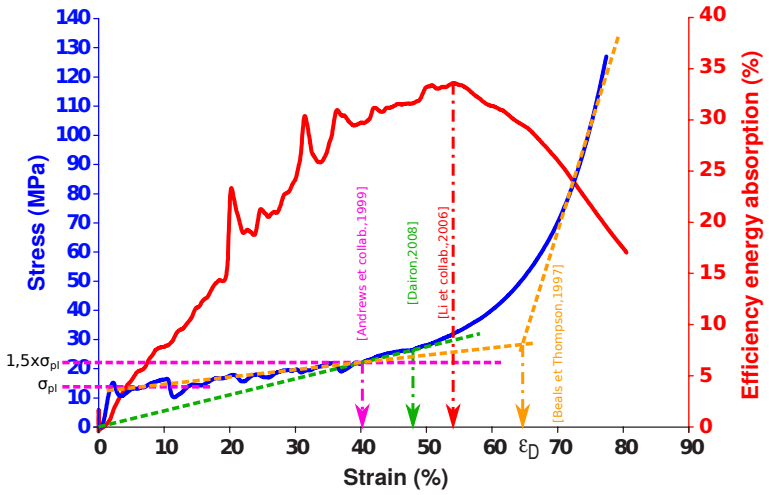


FIGURE 1.6 – Illustration des différentes méthodes d'identification du niveau de déformation à densification ε_d, appliquées aux résultats d'une compression uniaxiale sur une mousse d'aluminium [LI et collab., 2006].

La méthode par maximum de l'efficacité d'absorption d'énergie sera privilégiée dans les travaux présentés dans ce manuscrit, de part sa signification comportementale de la déformation à densification ε_d.

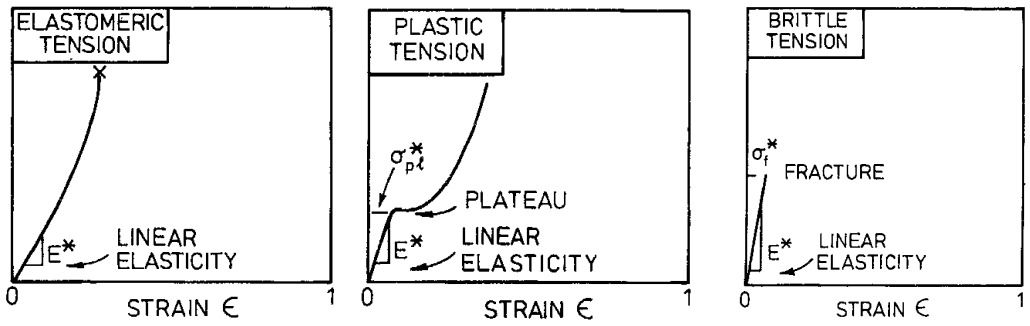
Traction

Plusieurs comportements peuvent être observés sous une sollicitation de traction. GIBSON et ASHBY [2001] classent les différents comportements suivant les trois mêmes

catégories que pour une compression :

- Mousse élastomérique : Le comportement observé est linéaire. Les poutres/parois des cellules fléchissent, et tournent jusqu'à être toutes alignées dans la direction de traction. (cf. figure 1.7a)
- Mousse elasto-plastique : Une première phase élastique est observée, jusqu'à un niveau de contrainte seuil. La raideur devient alors plus faible, mais tend à augmenter rapidement. Ce seuil marque le flambement plastique des cellules.(cf. figure 1.7b)
- Mousse fragile : Le comportement est linéaire avec une rupture des poutres/parois qui arrive à de faibles déformation (cf. figure 1.7c).

Il est à noter que certaines mousses élasto-plastiques en compression, peuvent devenir fragiles en traction [CHRISTENSEN et collab., 2002; DESHPANDE et FLECK, 2001]. Cela est dû à un effet de concentration de contraintes à l'amorce d'une fissure, qui cause un endommagement des cellules et une fissuration rapide au travers du matériau [GIBSON et ASHBY, 2001].



(a) (b) (c)

FIGURE 1.7 – Comportements en traction décrits par GIBSON et ASHBY [2001].

1.3.3 Caractérisation multiaxiale

La caractérisation de ces matériaux par des essais uniaxiaux permet d'obtenir des données importantes sur leur comportement mécanique. Néanmoins, il reste difficile d'extrapoler ces informations à des conditions de sollicitation multiaxiales, qui peuvent notamment apparaître dans des conditions de choc ou d'impact. Il devient alors important dans une phase de conception de produits pouvant être soumis à ce type de sollicitation, de chercher une manière de caractériser ces matériaux. Cette section propose une présentation succincte de la caractérisation multiaxiale des matériaux cellulaires. Ce sujet sera développé en détails dans les chapitres 3 et 4.

Selon le comportement du matériau, la limite entre un état de contrainte élastique et plastique, ou un état de contrainte de rupture, est défini par une surface de charge. Cette surface peut être observée dans différents espaces. Un premier qui peut être utilisé est celui des contraintes principales [GDOUTOS et collab., 2002; TRIANTAFILOU et collab., 1989]. L'espace pression p - contrainte de Von Mises σ_{VM} est également souvent retrouvé dans pour la description de la surface de charge [COMBAZ et collab., 2010; KRAIEM, 2016; VIOT, 2009].

La définition d'une surface de charge demande la réalisation de plusieurs essais, permettant d'obtenir des états de contraintes variés. En effet, les essais de caractérisation de compression et traction uniaxiale, ne permettent d'obtenir que deux points de la surface.

Plusieurs auteurs ont conçu des moyens d'essais spécifiques dans le but de couvrir généralement une partie cette surface. Les sollicitations développées dépendent des études, mais il est possible de les classer en deux catégories : les sollicitations à cinématique irrotationelle suivant les trois directions du repère matériel (compression/traction biaxial, triaxial axisymétrique, et hydrostatique), et les essais combinant différentes sollicitations élémentaires dits à cinématique rotationelle (compression/traction avec du cisaillement ou torsion). SHAFIQ et collab. [2015] illustrent les zones de la surface de charge étudiées par différents auteurs sur des mousses polymériques, au travers de la figure 1.8.

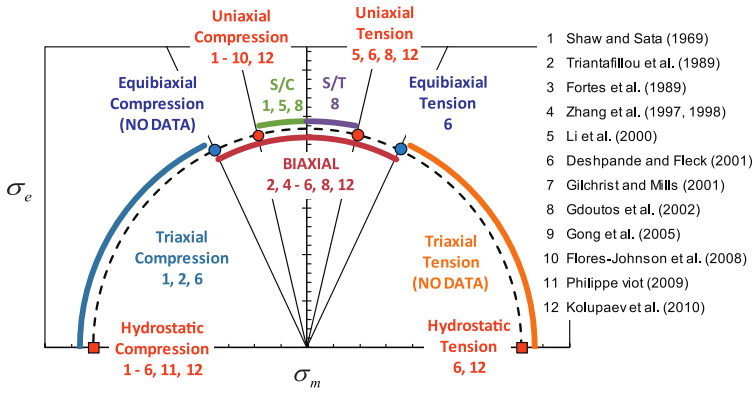


FIGURE 1.8 – États de contraintes étudiés par différents auteurs sur des mousses polymériques [SHAFIQ et collab., 2015].

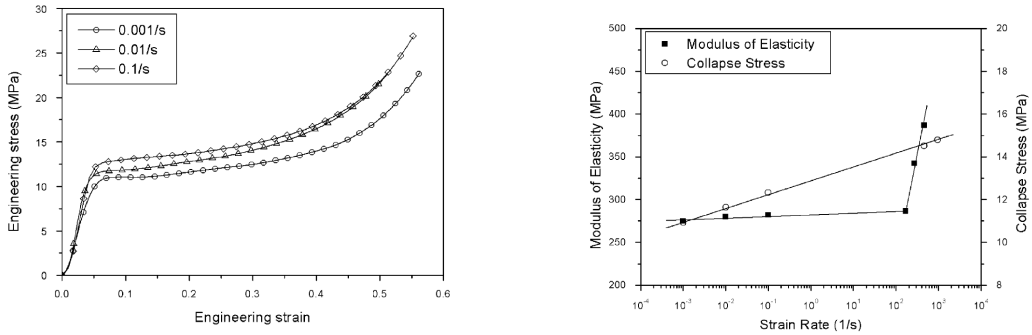
1.3.4 Dépendance du comportement mécanique

Vitesse de déformation

La dépendance du comportement mécanique à la vitesse de déformation a été étudiée sous des sollicitations uniaxiales, par plusieurs auteurs, sur différents types de matériaux cellulaires : polymériques [BOUIX et collab., 2009; CHEN et collab., 2002; OUELLET et collab., 2006; RINDE et HOGE, 1971; SONG et collab., 2005; TRAEGER, 1967], métallique [DANNEMANN et LANKFORD, 2000; PAUL et RAMAMURTY, 2000], bois[CAETANO et collab., 2018; TAGARIELLI et collab., 2008],... . Cette dépendance se traduit d'une manière générale par une augmentation du niveau de contrainte plateau σ_{pl}. TRAEGER [1967] et SONG et collab. [2005] observent également une augmentation du module d'Young initial E^* sur des mousses polymériques à partir d'une vitesse seuil. Sur la mousse de polypropylène étudiée par BOUIX et collab. [2009], il est observé une augmentation du module plateau E_{pl}.

Peu d'études se sont intéressées à cette dépendance sous des sollicitations multiaxiales. Il peut être cité les travaux de ZHANG et collab. [1997] et VIOT [2009] sous une sollicitation de compression hydrostatique, et ceux de HONG et collab. [2008] et HOU et collab. [2011] sous des sollicitations combinées de compression et cisaillement. Ces quatre études montrent chacune une augmentation générale du niveau de contrainte avec l'augmentation de la vitesse de déformation.

Cette sensibilité à la vitesse de déformation, est principalement due à la circulation de l'air au travers de la microstructure. Pour des matériaux à cellules ouvertes, lorsque le volume de l'échantillon sera diminué par la compression, il est naturel que l'air compris dans la microstructure circule au travers des cellules pour s'échapper. L'air ayant une certaine viscosité, sa difficulté à s'évacuer de la microstructure va augmenter avec la vitesse de déformation. Il en résulte alors une augmentation de la pression de l'air qui se



(a) (b)

FIGURE 1.9 – Illustration de l'effet de la vitesse sur le comportement d'un matériau cellulaire polymérique (a), et tracé de l'évolution du module d'Young initial E* (Modulus of elasticity) et de la contrainte plateau σ_{pl} (Collapse stress) en fonction des vitesses de déformation testées (b) [SONG et collab., 2005].

répercute sur la réponse du matériau [HILYARD et COLLIER, 1987]. Pour des matériaux à cellules fermées, ce phénomène peut également avoir lieu si les parois ne sont pas entièrement étanchent, où lorsqu'elles sont suffisamment endommagées pour laisser circuler l'air [DANNEMANN et LANKFORD, 2000]. BOUIX et collab. [2009] supposent également que cette dépendance à la vitesse peut être liée au matériau de constitution (polypropylène) qui est lui même dépendant de la vitesse de déformation.

Densité

La densité des matériaux cellulaires est un paramètre qui peut-être contrôlé au moment de sa fabrication. Ainsi, il est possible d'obtenir une mousse d'un même matériau de constitution, mais avec une densité différente. Ce paramètre a une influence importante sur la réponse macroscopique du matériau. En effet, si la densité augmente, cela signifie que la quantité de matière de constitution augmente également, aux dépens du volume d'air dans les cellules. Le comportement mécanique se rapproche alors de celui du matériau de constitution, ce qui a tendance à augmenter le module d'Young initial E^*, le niveau de contrainte plateau σ_{pl}, et le module plateau E_{pl} [ALDOSHAN et KHANNA, 2017; BOUIX, 2008]. A l'inverse, du fait que le volume des cellules est réduit, le niveau déformation à densification a tendance à diminuer lorsque la densité augmente [ALDOSHAN et KHANNA, 2017; BIRLA et collab., 2017].

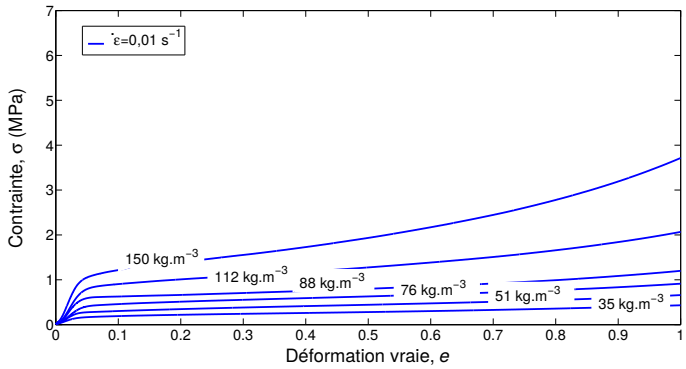
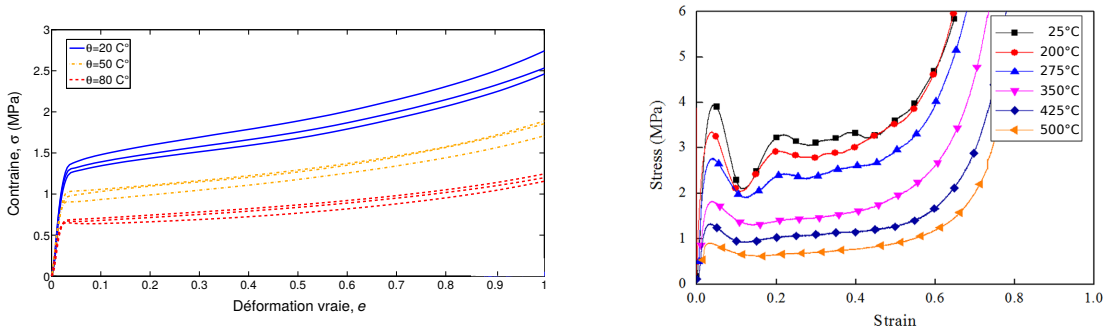


FIGURE 1.10 – Influence de la densité sur le comportement mécanique en compression uniaxiale d'une mousse de polypropylène [BOUIX, 2008].

Température

La température est un autre paramètre qui peut avoir une influence sur le comportement macroscopique des matériaux cellulaires. Plus précisément, ce paramètre a un effet sur le matériau de constitution qui, s'il est lui-même thermo-dépendant, a un impact sur la réponse macroscopique de la mousse. Dans les travaux de BOUIX [2008] sur une mousse polypropylène, il est observé une diminution des niveaux de contraintes lorsque la température augmente. Sur des plages de températures différentes, WANG et collab. [2014] remarquent une influence similaire sur une mousse d'aluminium, ainsi que CAETANO et collab. [2018] sur du bois.



(a) (b)

FIGURE 1.11 – Influence de la température observée par BOUIX [2008] sur une mousse de polypropylène (a) et WANG et collab. [2014] sur une mousse d'aluminium (b).

1.3.5 Absorption d'énergie

La quantité d'énergie absorbée lors d'une sollicitation uniaxiale est représentée par l'aire sous la courbe de comportement, et peut être calculée par la relation :

$$W(\varepsilon_{zz}) = \int_0^{\varepsilon_{zz}} \sigma_{zz}(\varepsilon_{zz})\,\delta\varepsilon_{zz} \tag{1.3}$$

Dans une application de protection de choc ou d'impact, le but principal du système à développer est d'absorber l'énergie cinétique reçue de l'impacteur, tout en limitant l'effort transmis à l'objet ou à la personne à protéger. La phase plateau du comportement en

compression des matériaux cellulaires, permet d'absorber une grande quantité d'énergie à un niveau de contrainte quasi-constant. La figure 1.12 montre clairement la différence d'énergie absorbée pour un même niveau d'effort induit, entre un matériau cellulaire et un matériau dense.

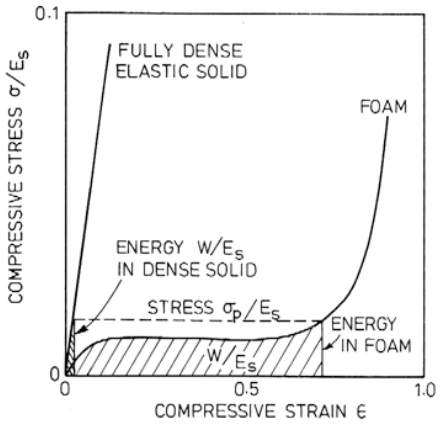


FIGURE 1.12 – Comparaison de l'énergie absorbée avec un matériau dense, et un matériau cellulaire [GIBSON et ASHBY, 2001].

Dans une situation de sélection de matériau pour une application de protection, MAITI et collab. [1984] ainsi que AVALLE et collab. [2001] proposent d'utiliser le diagramme d'énergie, présenté sur la figure 1.13. Ce dernier observe l'évolution de l'énergie absorbée en fonction de la contrainte engendrée. Ainsi, pour une contrainte maximale préalablement définie, il est possible de selectionner le matériau qui absorbera le plus d'énergie, et vice-versa. Dans le graphique présenté, MAITI et collab. [1984] comparent un même matériau de différentes densités relatives. Il y est observable que le graphique est divisé en deux parties par une ligne pointillée. Cette ligne définie une limite atteignable par ce matériau testé. Pour dépasser cette limite, il est nécessaire d'utiliser un autre matériau cellulaire.

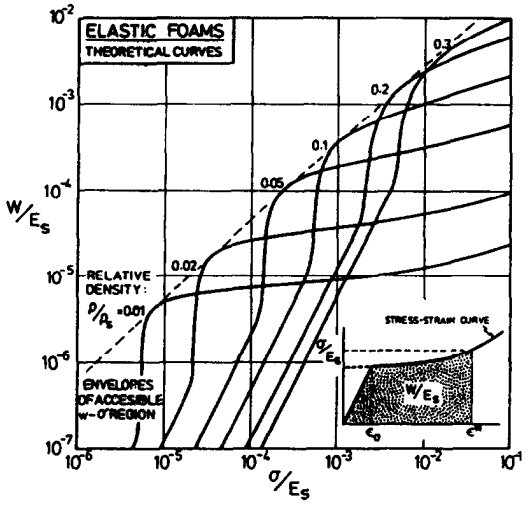


FIGURE 1.13 – Diagramme d'énergie proposé par MAITI et collab. [1984].

1.4 Conclusion

Les matériaux cellulaires sont aujourd'hui largement utilisés dans de nombreuses applications industrielles par la faible densité provenant de leurs microstructures particulières. D'autre part, les différentes méthodes de fabrication offrent la possibilité d'utiliser des matériaux de constitution variés, ce qui permet d'avoir des résistances mécaniques différentes d'un matériau à l'autre. De ce fait, ces matériaux se retrouvent aussi bien dans des applications allant du confort d'une assise, à l'allégement d'un élément structurel.

Le comportement mécanique macroscopique des matériaux cellulaires est composé de trois phases distinctes en compression uniaxiale, qui sont régies par la microstructure (élasticité des parois, flexion / flambement et densification). Ce comportement est caractérisé par de grandes transformations, ainsi qu'un niveau de contrainte quasi-constant et relativement faible comparé au matériau de constitution. Cette particularité leur permet d'absorber de l'énergie pour de faibles efforts induits, ce qui rend ces matériaux intéressant dans des applications de protection. Plusieurs paramètres peuvent avoir une influence sur le comportement mécanique, dont la vitesse de déformation, la densité et la température.

Les différents aspects de la caractérisation du comportement mécanique abordées dans ce chapitre, sont appliqués dans le chapitre suivant sur les matériaux utilisés dans le cadre du projet GENOSIA

Chapitre 2

Caractérisation d'un coussin d'assise sous sollicitations uniaxiales

Sommaire

2.1 Introduction 22
2.2 Présentation de l'étude 22
2.2.1 Propriétés fonctionnelles attendues du siège 22
2.2.2 Description du crash-test qualificatif 23
2.2.3 Matériaux constitutifs du coussin 25
2.3 Caractérisation d'une mousse d'absorption d'énergie 26
2.3.1 Micro-structure 26
2.3.2 Compression uniaxiale quasi-statique 29
2.3.3 Compression uniaxiale dynamique 33
2.3.4 Essai de relaxation 37
2.3.5 Résultats principaux des autres types de mousses 38
2.4 Caractérisation du coussin d'assise 43
2.4.1 Compression quasi-statique 44
2.4.2 Compression dynamique - impact 46
2.4.3 Comparaison aux autres complexes 48
2.5 Conclusion 50

2.1 Introduction

La caractérisation du comportement mécanique du coussin d'assise développé dans le cadre du projet GENOSIA est présentée au travers de ce chapitre. La conception innovante de ce produit répond à une problématique de protection de l'utilisateur, encadrée par des normes aéronautiques. Une première partie de ce chapitre concerne la présentation des fonctions attendues par le siège dans le cadre de ce développement, ainsi que les normes qualificatives appliquées. Les différents types de matériaux proposés dans ce projet et leur principal intérêt dans la conception de l'assise, sont ensuite exposés.

Dans un second temps, l'étude se concentre sur la caractérisation uniaxiale des matériaux proposés dans la conception du coussin d'assise. Dans le cadre du projet GENOSIA, un panel de 14 matériaux a été sélectionné par les partenaires du consortium. Ces matériaux ont été étudiés dans le but de déterminer leur capacité à absorber de l'énergie mécanique. Dans ce chapitre, les résultats associés à la caractérisation d'une des mousses issue du panel sont présentés, la mousse visco-élastique "CF-47", qui correspond à la mousse finalement sélectionnée pour réaliser la fonction d'absorption d'énergie du coussin. Cette caractérisation aborde la microstructure, le comportement uniaxial quasi-statique et dynamique, ainsi que la contribution visqueuse du comportement de ce matériau. Enfin, une comparaison des principaux résultats des 14 matériaux candidats est présenté afin de justifier la sélection de la mousse CF-47.

A partir de la caractérisation des matériaux, les partenaires du consortium ont développé 8 assises différentes composées d'un empilement de mousses. La dernière partie de ce chapitre s'intéresse à la caractérisation uniaxiale d'une assise : le comportement à vitesse quasi-statique et dynamique est analysé afin de comprendre les différentes phases observées. Enfin, les différentes assises sont comparées entre elles d'un point de vue de l'énergie dissipée, et de l'effort maximal transmis.

2.2 Présentation de l'étude

2.2.1 Propriétés fonctionnelles attendues du siège

L'objectif du projet GENOSIA est de développer une nouvelle génération de siège destinés aux pilotes d'airliner, proposant des innovations techniques (actionneurs, position de repos,...) et scientifiques (matériaux de conception). Les modèles d'avions potentiellement visés par ce produit, sont destinés à réaliser des durées des vols dit moyen et/ou long-courrier, pouvant aller jusqu'à une dizaine d'heures. Le confort de l'utilisateur est donc naturellement une première fonction que doit assurer le siège. Cet aspect étant très subjectif, plusieurs critères factuels régis par des normes peuvent néanmoins être pris en compte :

— les dimensions (hauteur d'assise, largeur de coussin,...)

— l'angle entre le dossier et l'assise

— la répartition du poids de l'utilisateur

— la régulation de la température (transpiration)

— la raideur de l'assise et du dossier, ...

En plus de cet aspect de confort, la conception du siège doit également respecter certaines règles liées à la sécurité de pilotage, et de l'utilisateur, notamment définies par la norme AS8049 [SAE, 2005] :

— accès aux commandes

— absorption des vibrations de la structure

— limitation d'effort en cas de crash, ...

Afin de respecter toutes ces réglementations, la conception du coussin d'assise devient un point à part entière du projet. En effet, assurant un lien direct entre l'utilisateur et le siège, il est aussi bien un élément déterminant dans l'aspect de confort (répartition du poids, température, dureté) que dans l'aspect sécurité (absorption vibratoire et limite d'effort).

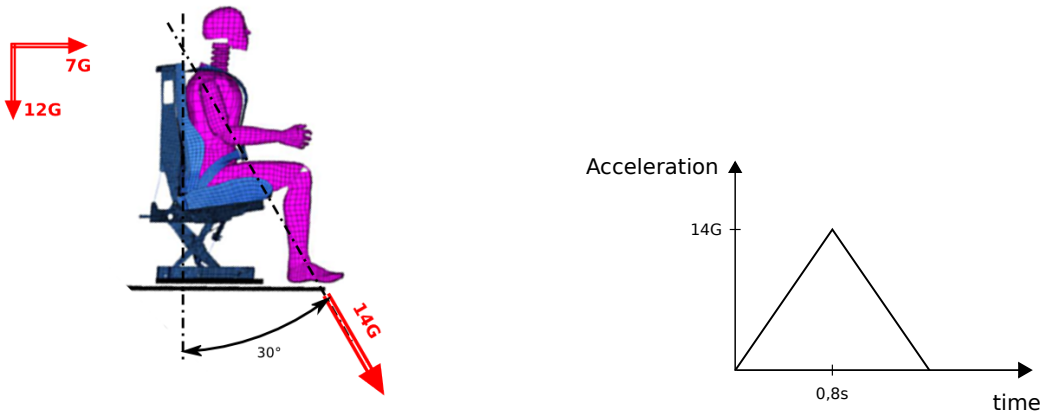
Durant le projet GENOSIA, la prise en compte de l'aspect confort dans la conception de l'assise a été confiée au partenaire du consortium CELSO, transformateur de mousse, dont les compétences dans ce domaine sont largement reconnues. L'étude décrite dans ce manuscrit se concentre sur la fonction de sécurité du coussin d'assise. La partie suivante présente les essais qualificatifs requis par les normes aéronautiques, qui ont conduit la conception du coussin.

2.2.2 Description du crash-test qualificatif

Afin de garantir un niveau élevé de sécurité dans le domaine aéronautique, aussi bien pour les utilisateurs que pour l'appareil, les autorités de certification imposent le passage de différents tests qualificatifs. Ces derniers doivent être effectués en phase finale de développement, car ils intègrent l'intégralité des composants du système testé. De plus, si une modification majeure est apportée à l'un de ces composants, la certification obtenue n'est alors plus valable.

Dans le cas d'un siège pilote, plusieurs tests sont nécessaires à la certification, dont une partie sert à vérifier la sécurité de l'utilisateur dans des conditions de crash à l'atterrissage ou au décollage. Typiquement dans ces cas de figure, l'appareil s'écrase au sol avec une vitesse horizontale non nulle, et le pilote subit donc une accélération principalement verticale, mais aussi horizontale. Deux critères peuvent lui être fatal : l'accélération au niveau du cerveau, et l'effort de compression subi dans la colonne vertébrale. Dans le cas de ce deuxième critère, le coussin d'assise se situe sur le trajet de chargement principal entre l'utilisateur et le siège. Ce dernier a donc une influence sur le comportement général du siège durant ces crash tests, et donc sur la sécurité de l'occupant.

Deux crash tests sont requis par la norme AS8049 [SAE, 2005] pour certifier un siège. Le premier, désigné dans ce manuscrit par "forward 16 g", consiste à appliquer une accélération dont la composante est majoritairement sur l'axe longitudinal de l'avion. Ce dernier sert à certifier le maintient de l'utilisateur grâce aux ceintures de sécurité, ainsi qu'à vérifier les déformations de la structure siège. L'influence du coussin d'assise dans les résultats y est limité. Cependant, dans le cas du second crash test, le "downward 14 g", la norme impose d'appliquer une accélération de 14 g avec un angle de 30° par rapport à l'axe vertical du siège, comme illustré sur la figure 2.1a. Le profil de chargement est défini sur la figure sur la figure 2.1b. Pour une vitesse initiale nulle, ces conditions imposent d'atteindre une vitesse minimale de 10.6 m/s en 0.8 seconde. Un mannequin représentatif du 50e percentile est positionné dans le siège, maintenu par les ceintures de sécurité, et équipé d'un capteur de force entre la dernière vertèbre lombaire et le pelvis. L'effort

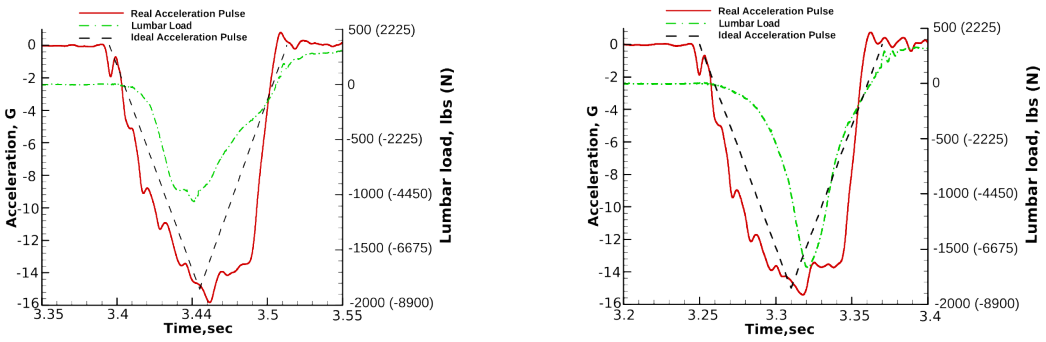


(a) (b)

FIGURE 2.1 – Conditions du crash test downward 14G (a) et profil de chargement définit par la norme [SAE, 2005](b).

mesuré au cours de l'essai ne doit pas dépasser la valeur maximale de 6,67 kN (1500 lbs) pour être conforme à la norme. Il est alors évident que le coussin d'assise risque d'avoir une influence non négligeable dans les résultats.

ADAMS et collab. [2003] ont étudié l'effet du coussin sur les résultats de cet essai, en prenant l'hypothèse que la structure du siège peut être considérée comme rigide. Ils montrent alors que si ce test est réalisé sur un siège dépourvu de coussin d'assise, la force de compression colonne obtenue est d'environ 4,9 kN (figure 2.2a). Lorsqu'un coussin est ajouté entre le mannequin et le siège, cette dernière atteint la valeur de 7,4 kN (figure 2.2b), supérieure à la limite de 6,6 kN imposée. Les auteurs mettent en évidence un déphasage entre le déplacement du mannequin et du siège, dû à la compression du coussin durant l'essai, qui est à l'origine de cette augmentation de l'effort.



(a) (b)

FIGURE 2.2 – Résultat d'un crash test sur chaise rigide sans (a) et avec (b) coussin d'assise. [ADAMS et collab., 2003]

Le coussin d'assise, principalement destiné au confort de l'utilisateur, est généralement constitué de matériaux souples avec une faible capacité à absorber l'énergie d'un choc. Dans les conditions de ce test, cet élément devient un élément détériorant la sécurité de l'utilisateur. Il a donc été décidé dans le projet GENSOSIA de concevoir un coussin d'assise avec pour objectif de lui attribuer une fonction d'absorption d'énergie.

2.2.3 Matériaux constitutifs du coussin

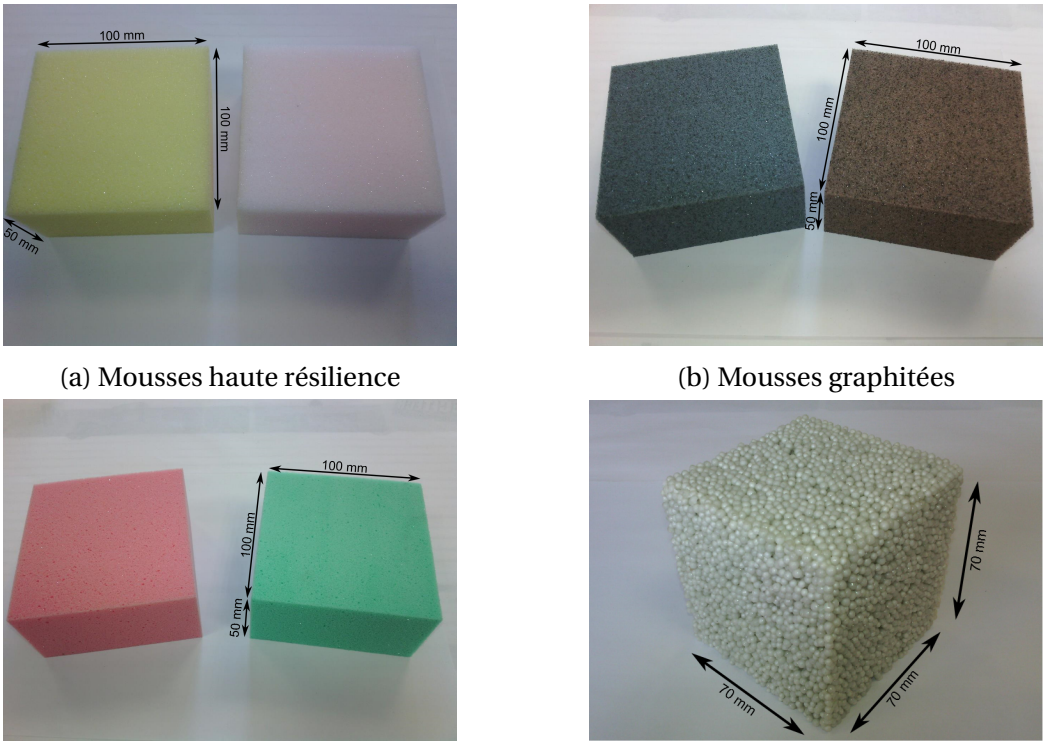
Afin de concevoir un coussin d'assise remplissant plusieurs fonctions (confort, absorption vibratoire, absorption d'énergie, ...), les partenaires du consortium ont souhaité étudier et comparer un certain nombre de matériaux différents, qu'il est possible de classer en quatre familles :

— Les mousses haute résilience : matériaux très souples, de masse volumique faible, principalement destinés à réaliser la fonction de confort

— Les mousses graphitées : elles ont des caractéristiques similaires aux mousses haute résilience, avec des inclusions de graphite dans la micro-structure. L'intérêt principal de ces matériaux est de faciliter le passage des tests qualificatifs de résistance au feu.

— Les mousses visqueuses : matériaux possédant une forte sensibilité à la vitesse de déformation, avec une densité environ deux fois supérieure aux précédentes. Ces mousses montrent un fort intérêt dans l'absorption vibratoire et d'énergie.

— Les micro-sphères : matériaux composés d'un assemblage de sphères polymériques, réalisés par la société ATECA. Ces matériaux ont une grande capacité d'absorption d'énergie, mais une masse volumique supérieure aux mousses visqueuses.



(a) Mousses haute résilience

(b) Mousses graphitées

(c) Mousses visqueuses

(d) Micro-sphères

FIGURE 2.3 – Exemple d'échantillons pour les différentes familles de mousse.

Un coussin d'assise est composé d'un assemblage de plusieurs de ces matériaux, chacun positionné à des endroits et dans une proportion spécifique, formant ainsi un complexe. Deux zones principales peuvent être définies sur le coussin : la zone "fessier", et la zone "cuisse", illustrées sur la figure 2.4. Durant le développement, il a été décidé de réserver la partie inférieure du coussin de la zone fessier au matériau d'absorption d'énergie.

Deux types de matériaux ont été envisagés pour remplir la fonction de sécurité : les mousses visqueuses, et les matériaux de micro-sphères. Le matériau finalement retenu

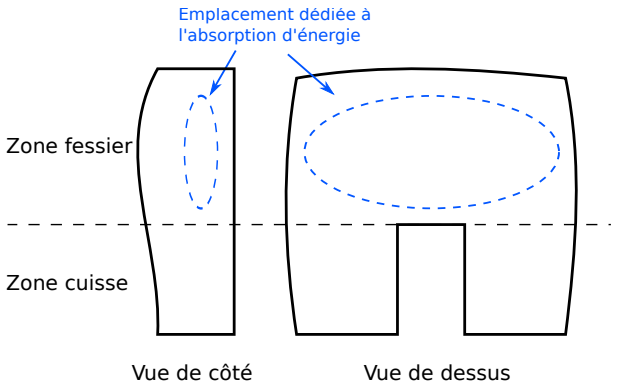


FIGURE 2.4 – Schéma représentatif du coussin d'assise et de l'emplacement dédié à la fonction absorption d'énergie.

pour cette fonction est une mousse visqueuse. Le deuxième type de matériau a été rejeté pour des raisons de masse trop importante. La suite de ce chapitre présente les propriétés mécaniques du matériau retenu, au travers d'une caractérisation uniaxiale.

2.3 Caractérisation d'une mousse d'absorption d'énergie

Le matériau du coussin d'assise retenue par les partenaires du consortium pour assurer la fonction d'absorption d'énergie, est une mousse de polyuréthane à cellules ouvertes, d'une masse volumique annoncée par le fabricant de 96 kg/m^3. Usuellement nommée CF-47, elle est reconnaissable par sa couleur verte.

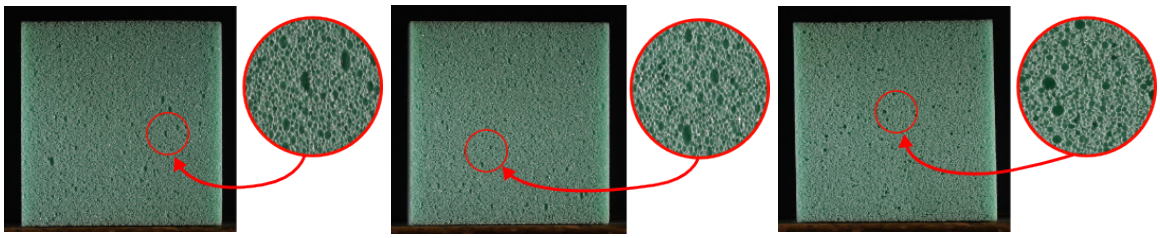
Cette section du manuscrit propose d'abord une observation de la micro-structure de ce matériau, avec une caractérisation de la forme des cellules. Son comportement macroscopique est ensuite étudié à vitesse quasi-statique, et dynamique. Enfin, le comportement visqueux est mis en avant par des essais de compression uniaxiale avec des paliers de relaxation.

2.3.1 Micro-structure

Comme il a été évoqué dans le chapitre 1, le comportement mécanique des matériaux cellulaires est intimement lié à leur microstructure. Bien que ces travaux s'intéressent au comportement macroscopique des matériaux étudiés, il est important d'avoir une idée de la micro-structure dans l'analyse des résultats. Cette section sera donc consacrée à l'observation et à la caractérisation de la micro-structure de la mousse CF-47.

Tout d'abord, une observation visuelle permet d'avoir une première approche de la structure de ce matériau. La figure 2.5 montre des images prises sur trois faces d'un échantillon cubique de 70 mm de coté. Un repère orthonormé est défini de manière à décrire l'échantillon dans l'espace. Chaque face est nommée par l'axe normal qui la traverse. Les images ont été prises grâce à un appareil numérique CANON EOS 50D, avec une résolution suffisante pour faire apparaître les détails visibles à l'œil.

Bien que les plus petites cellules sont difficiles à observer, les plus grandes permettent de mettre en évidence une géométrie de cellule différente entre les 3 axes. En effet, les images prises sur les axes X et Y montrent une forme de cellule elliptique, contre une forme circulaire sur l'axe Z. Si l'on considère ces trois faces comme trois plans de coupe orthogonaux, ces observations laissent alors supposer une forme de cellule allongée suivant la direction Z, comparable à un ellipsoïde de révolution.

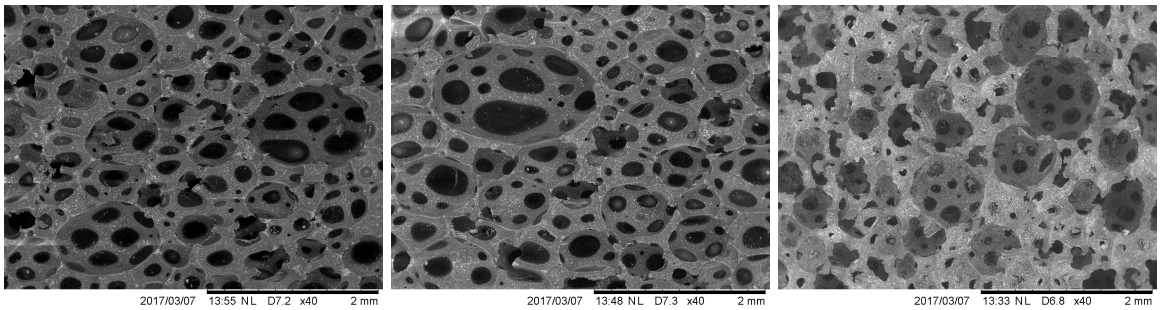


(a) Axe X (b) Axe Y (c) Axe Z

FIGURE 2.5 – Forme des cellules de la mousse CF-47 sur un échantillon cubique de 70mm de coté

Cette supposition a été vérifiée sur les cellules les plus petites de trois échantillons différent. Deux méthodes ont été utilisées : qualitative par des imageries micrographiques, et quantitativement par une analyse statistique sur une population suffisante de cellules.

Les clichés disponibles sur la figure 2.6 ont été pris à partir d'un microscope électronique à balayage environnemental. D'une manière générale, les formes des cellules observées sont les mêmes que sur les clichés de la figure 2.5 (circulaire sur l'axe Z, et elliptiques sur les deux autres). Ces images viennent donc confirmer la forme allongée des cellules dans une direction. Ce type de cellule a déjà été observé pour différentes mousses polymériques, notamment par HUBER et GIBSON [1988], et provient généralement du procédé de fabrication du matériau. Durant la phase d'expansion des bulles d'air dans un milieu confiné et ouvert sur le dessus, ces dernières ont tendance à s'allonger dans la direction "ouverte", nommée la direction de moussage.



(a) Axe X (b) Axe Y (c) Axe Z

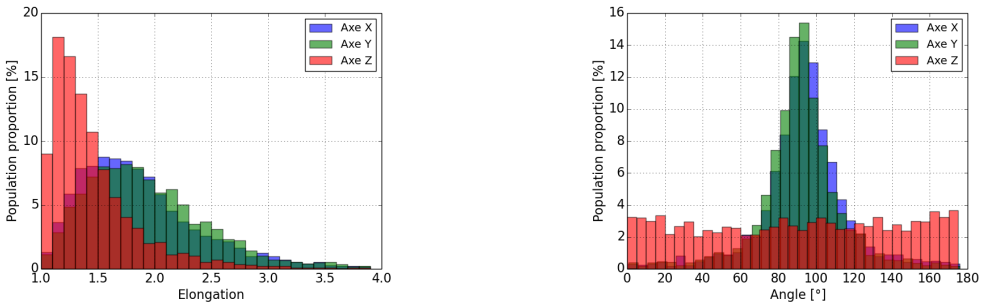
FIGURE 2.6 – Images prises au Microscope Électronique à Balayage Environnemental de la mousse CF-47 suivant trois axes différents

Une analyse statistique est ensuite réalisée à partir des images de la figure 2.5, afin de caractériser la forme des cellules. Un traitement numérique est appliqué aux images pour faire ressortir les plus petites cellules et ainsi permettre leur détection de manière automatique. Bien que cette analyse aurait été plus précise en l'effectuant sur les images obtenues par microscope, ces dernières présentent un contraste trop faible entre les arêtes du premier plan, et celles au deuxième plan. Il devient alors difficile d'appliquer un traitement numérique pour effectuer une détection automatique des cellules. L'analyse statique est donc réalisée à partir des images prises par appareil photo.

Le contour de chaque cellule détectée est approché par une ellipse, afin d'obtenir les dimensions des diamètres majeur et mineur, ainsi que l'angle entre l'axe horizontal et celui du diamètre majeur. Ces mesures sont effectuées sur 3 faces orthogonales de 3 échantillons différents, comptabilisant environ 2500 cellules par face. Enfin, deux critères sont utilisés pour caractériser la forme des cellules :

— L'allongement $\left(\frac{\varnothing \text{majeur}}{\varnothing \text{mineur}}\right)$

— L'angle d'orientation



(a) Allongement

(b) Angle d'orientation

FIGURE 2.7 – Analyse de la forme et de l'orientation des cellules sur les 3 faces d'un échantillon. Répartition du rapport d'allongement (a) et de l'angle d'orientation des cellules (b)

Les résultats visibles sur la figure 2.7a, montrent clairement une tendance similaire sur l'axe X et Y. En effet, environ 25% des cellules observées sur ces axes, ont un rapport d'allongement inférieur à 1,5 contre 65% sur l'axe Z. Les rapports d'allongements moyens observés sont de 1.9, 1.9, et 1.4 pour les axes X,Y et Z respectivement. De plus, la figure 2.7b montre une concentration des résultats autour d'un angle d'orientation de 90° pour les axes X et Y, tandis qu'aucune direction ne prédomine sur l'axe Z. Enfin, les dimensions moyennes de l'ellipsoïde observées dans cette analyse sont de 0.5mm±0.2 pour le grand diamètre, et de 0.26mm±0.1 pour les petits diamètres. Néanmoins, ces mesures sont effectuées sur les faces des échantillons dont les plans de coupe ne correspondent pas aux plans milieux de toutes les cellules. Ces dimensions moyennes ne sont donc certainement pas justes, mais permettent d'obtenir un ordre de grandeur de ces derniers. Une modélisation d'une cellule "moyenne" est proposée sur la figure 2.8.

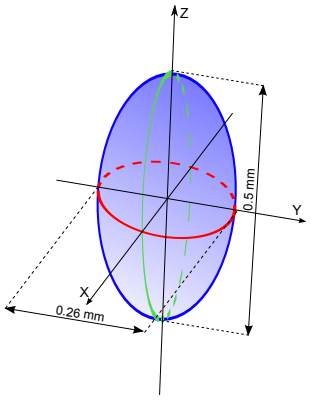


FIGURE 2.8 – Modélisation 3D d'une cellule moyenne de l'échantillon analysé.

Cette première analyse a donc permis de montrer que ce matériau possède une microstructure anisotrope et orientée suivant une direction. La section suivante s'intéresse

maintenant au comportement mécanique de ce matériau en compression uniaxiale, où le lien avec la micro-structure sera discuté.

2.3.2 Compression uniaxiale quasi-statique

Protocole

Les essais de compression uniaxiale ont été réalisés sur une machine d'essai ZWICK d'une capacité de 250 kN, équipée d'un capteur d'effort en S, référence KAP-TC08-6460, d'une capacité de 10 kN. Deux types d'échantillon ont été testés : les premiers sont de forme parallélépipédique de dimensions 100x100x50 mm^3, définie par la norme ISO 3386-1 [AFNOR, 1998] pour caractériser les matériaux cellulaires souples en compression uniaxiale. Ces échantillons sont découpés de manière à ce que la hauteur corresponde à l'axe d'allongement des cellules. Les seconds sont de forme cubique de 70 mm de côté, avec lesquels sont effectués des essais de compression uniaxiale sur les trois directions, afin d'évaluer l'isotropie du matériau. Chaque essai a été réalisé sur un minimum de trois échantillons afin de vérifier la reproductibilité des résultats.

La vitesse de traverse imposée est de 30 mm/min et 42 mm/min pour les deux formes d'échantillon respectivement, afin d'obtenir une vitesse de déformation de 0,01 s^{-1}. Cette dernière est déduite par la relation 2.1.

$$\dot{\varepsilon}_n = \frac{V_t}{H_0} \tag{2.1}$$

avec :

$\dot{\varepsilon}_n$	Vitesse de déformation nominale [s^{-1}]
V_t	Vitesse de déplacement du plateau [mm/s]
H_0	Hauteur initiale de l'échantillon [mm]

Les grandeurs enregistrées au cours des essais sont le temps t, l'effort de réaction sur le plateau supérieur F_z, et le déplacement relatif de ce dernier $\Delta H = H - H_0$, avec H la hauteur courante, et H_0 la hauteur initiale de l'échantillon. La contrainte nominale et la déformation nominale, sont déduites par les relations 2.2 et 2.3 respectivement. Malgré les grandes transformations acceptées par les matériaux cellulaires, il est usuel d'utiliser ces variables pour décrire le comportement mécanique sous compression uniaxiale de mousses polymériques [GONG et collab., 2005; OUELLET et collab., 2006].

$$\sigma_n = \frac{F_z}{S_0} \tag{2.2}$$

$$\varepsilon_n = \frac{\Delta H}{H_0} \tag{2.3}$$

avec :

σ_n	Contrainte nominale [MPa]
F_z	Force mesurée sur l'axe de compression [N]
S_0	Section initiale de l'échantillon [mm^2]
ε_n	Déformation nominale [-]
ΔH	Déplacement relatif du plateau [mm]

En complément de ces mesures, un appareil photo est positionné devant la machine d'essai pour prendre des clichés de la face avant de l'échantillon. La figure 2.10 montre un exemple de ces clichés pour un échantillon de la mousse CF-47 à des déformations de compression de 0, 0.10, 0.35 et 0.70. Ces dernières sont ensuite analysées par corrélation d'image (VIC2D), pour obtenir l'évolution des déformations axiales ε_{zz}, et transverses ε_{yy} sur la face externe de l'échantillon. A partir de ces deux informations, il est possible de définir un coefficient de Poisson effectif calculé à partir des déformations de l'ingénieur ν_{nom}, par la relation :

$$\nu_{\text{nom}} = -\frac{\varepsilon_{yy}}{\varepsilon_{zz}} \tag{2.4}$$

Résultats

Les résultats de la caractérisation uniaxiale réalisée sur les échantillons parallélépipédique, sont présentés sur la figure 2.9 par l'évolution de la contrainte nominale, en fonction de la déformation nominale. La dispersion observée sur les résultats étant très faible, une seule courbe représentative est affichée ici.

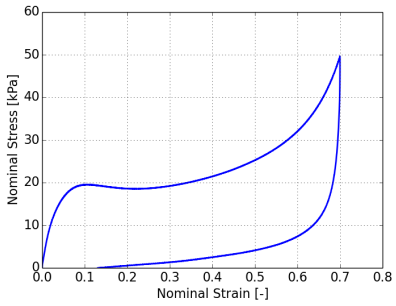


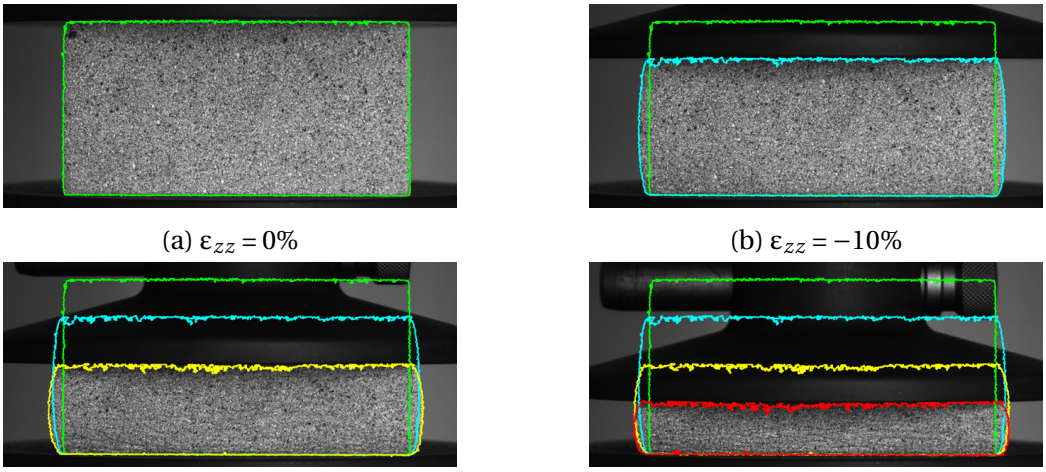
FIGURE 2.9 – Comportement en compression uniaxiale de la mousse CF-47 à une vitesse de sollicitation de $0.01 s^{-1}$.

Le comportement observé lors de la phase de charge présente une première pente linéaire, que GIBSON et ASHBY [2001] définissent comme un module d'Young initial E^* de 500 kPa, jusqu'à atteindre une contrainte seuil σ_{el} de 20 kPa. Il s'ensuit un adoucissement du comportement avec une légère baisse du niveau de contrainte ($\simeq 1\ kPa$) sur l'intervalle de 10% et 25% de déformation. Ensuite, le niveau de contrainte réaugmente d'une manière exponentielle jusqu'à atteindre une contrainte de 50 kPa, pour une déformation maximale de 70%.

Sur la phase de décharge, le niveau de contrainte mesuré montre un fort écart avec celui obtenu sur la phase de charge. Ce phénomène d'hystérésis est classique sur les matériaux cellulaires polymériques, et est caractéristique d'une composante visqueuse dans le comportement mécanique de cette mousse, et possiblement d'une composante irréversible pour d'autres types de mousses.

L'essai est considéré comme terminé au moment où l'échantillon n'est plus en contact avec le plateau mobile de la machine de compression. A cet instant, la déformation relevée est de 15%. Néanmoins, il a été observé que l'échantillon continu de reprendre sa forme, jusqu'à retrouver complètement sa hauteur initiale après un temps évalué approximativement à 30 minutes. Il n'y a donc pas de déformation permanente pour ce

type de sollicitation.

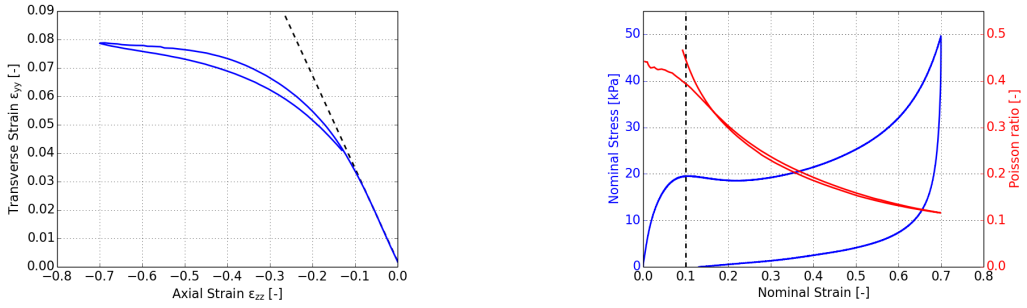


(a) $\varepsilon_{zz} = 0\%$ (b) $\varepsilon_{zz} = -10\%$

(c) $\varepsilon_{zz} = -35\%$ (d) $\varepsilon_{zz} = -70\%$

FIGURE 2.10 – Images de la face avant d'un échantillon de mousse CF47 lors d'un essais de compression, avec une illustration de la déformation transverse par comparaison des contours extérieurs.

La déformation transverse issue du calcul de corrélation et présentée sur la figure 2.11a, montre une augmentation proportionnelle à la déformation axiales en début de sollicitation (entre ε_{zz} = 0% et -10%). Ensuite, cette déformation se stabilise jusqu'à atteindre une valeur maximale autour de 0.075% à $\varepsilon_{zz} = -50\%$. Cette évolution de la déformation transverse est illustrée sur la figure 2.10 avec des images d'un échantillon prises à différents niveaux de compression. Lors de la décharge, la déformation transverse suit le même comportement qu'à la charge, avec un léger hystérésis.



(a) (b)

FIGURE 2.11 – (a) Déformation transverse mesurée par corrélation d'image sur un essai de compression uniaxial. (b) Coefficient de Poisson déduit par la mesure de déformation transverse.

L'évolution du coefficient de Poisson apparent en fonction de la déformation nominale est affichée sur la figure 2.11b. Il y est observé une première phase pour laquelle le coefficient de Poisson peut-être considéré comme constant, autour d'une valeur de 0.45 entre ε_n = 0% et 10%, correspondant à la phase linéaire du comportement en contrainte-déformation. Ensuite, ce coefficient diminue d'une manière non linéaire pour tendre vers une valeur de 0.11 pour ε_n = 70%. Bien que les valeurs peuvent sembler élevées pour un matériau cellulaire, CHOI et LAKES [1992] observent également une évolution divisible

en deux phases du coefficient de Poisson sur une mousse de polyuréthane sollicitée en compression uniaxiale.

Les résultats des essais de compression sur 3 axes, réalisés sur les échantillons cubiques, sont présentés sur la figure 2.12. Les axes sont définis selon l'orientation des cellules, de la même manière que dans la section précédente (axe Z : direction d'allongement des cellules). Les résultats montrent un faible écart entre les comportements obtenus suivant les axes X et Y. En revanche, le comportement obtenu durant la phase de charge sur l'axe Z est différent de ces deux derniers, avec principalement une pente initiale plus forte, et une contrainte seuil plus élevée.

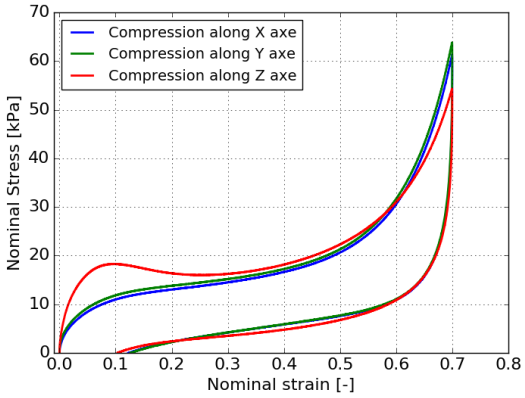


FIGURE 2.12 – Compression uniaxial sur les trois directions d'un échantillon cubique de 70mm.

Plusieurs auteurs observent des comportements anisotropes sur différentes mousses. Il peut être cité les travaux de HUBER et GIBSON [1988] qui obtiennent une différence de comportement en compression suivant la direction de moussage et les directions transverses, pour plusieurs mousses polymériques. Ces derniers ont mesuré la taille des cellules et obtiennent une forme allongée suivant l'axe de moussage, avec un rapport d'allongement entre 1,1 et 1,5. Dans cette même étude, les auteurs montrent également de manière analytique qu'une compression suivant le sens des arêtes les plus longues, entraîne un module élastique et une contrainte seuil plus importants que suivant la direction des arêtes les plus petites. NIEH et collab. [1998] sont parmi les premiers à relier la morphologie des cellules d'une mousse métallique, à son comportement anisotrope. Il y est observé un module d'Young initial dans la direction d'élongation des cellules 5 à 10% plus grand que dans les directions transverses. Enfin, dans une étude plus récente menée par FUSHIMI et collab. [2017] sur une mousse polymérique avec une microstructure également allongée, les auteurs arrivent à reproduire cette anisotropie macroscopique grâce à une modélisation en trois dimension de la micro-structure, par un assemblage de dodécaèdre allongé.

Les résultats obtenus sur ces essais et les différentes études similaires permettent de conclure que la mousse CF-47 possède un comportement mécanique anisotrope transverse lié à sa microstructure. Dans la suite de l'étude, l'axe de sollicitation en compression uniaxiale sera l'axe d'allongement des cellules, défini par l'axe Z.

2.3.3 Compression uniaxiale dynamique

Le comportement mécanique des matériaux cellulaire ayant généralement une forte dépendance à la vitesse de déformation, il convient de les caractériser à différentes vitesses.

Procédure et moyen expérimental

Le matériau CF-47 a été caractérisé sous quatre vitesses de sollicitations. Les trois premières sont des vitesses considérées comme quasi-statiques, 1.10^{-2}, 5.10^{-2}, et $1.10^{-1} s^{-1}$, et sont réalisées sur une machine de traction/compression classique, identique à la section précédente. Les échantillons sont également de même dimension : parallélépipédique de 100x100x50 mm^3.

Pour la dernière vitesse de sollicitation, il a été choisi de se rapprocher des conditions du crash test qualificatif 14G, qui impose une vitesse maximale de 10.6 m/s. Au moment de la caractérisation des différents matériaux de l'étude, l'épaisseur du coussin et la proportion des matériaux dans ce dernier n'étant pas définies, il a été décidé d'utiliser à la hauteur maximale du coussin imposée par le cahier des charges : 70 mm, soit une vitesse de déformation de 140 s^{-1}. Enfin, le moyen d'essai utilisé pour ces vitesses de sollicitation accepte des échantillons d'une largeur de 75 mm maximum. Les échantillons définis pour ces essais sont donc de forme cubique de 70 mm de coté.

Pour atteindre ces vitesses de sollicitation, un moyen expérimental de type poids tombant ou tour de chute doit être utilisé. Il a été décidé d'utiliser un moyen d'essai appelé catapulte, présentée sur la figure 2.13. Cette dernière est équipée de deux rails de guidages, entre lesquels se déplace un projectile instrumenté, qui vient impacter l'échantillon positionné sur le massif de réaction. Un vérin à air comprimé propulse le projectile permettant d'atteindre des vitesses d'impact jusqu'à 30 m/s pour un projectile de 5 kg maximum. Enfin, un système anti-rebond composé d'un deuxième vérin pneumatique, bloque le projectile en cas de rebond pour protéger l'équipement, et/ou pour ne pas impacter une deuxième fois l'échantillon.

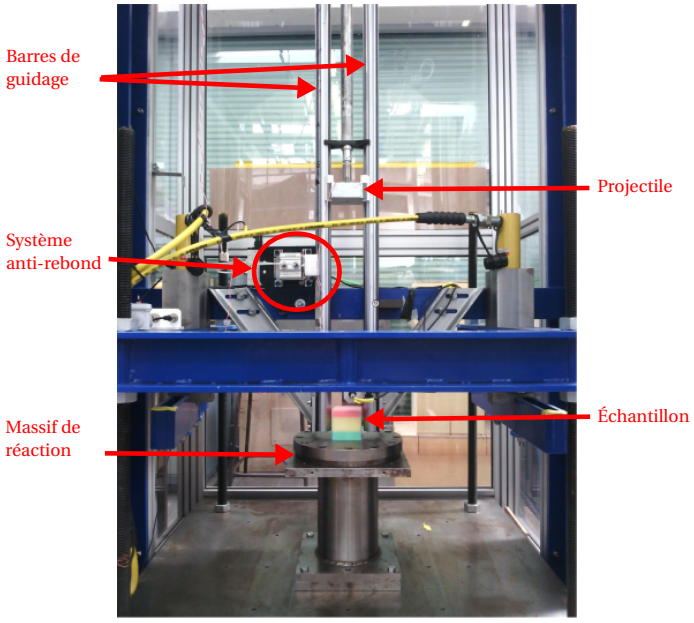


FIGURE 2.13 – Description de la catapulte

Le paramètre d'entrée principal de ces essais est l'énergie cinétique du projectile au

moment de l'impact, définie par la relation 2.5, qui sera ensuite absorbée par l'échantillon en se déformant. Cette énergie doit donc être suffisamment grande pour atteindre le niveau de déformation de l'échantillon souhaité.

$$\mathrm{E}_i = \frac{1}{2} m \mathrm{V}_i^2 \tag{2.5}$$

avec :

E_i	Énergie cinétique du projectile au moment de l'impact [J]
m	Masse du projectile [kg]
V_i	Vitesse du projectile au moment de l'impact [m/s]

Les essais quasi-statiques réalisés au préalable, ainsi que les premiers essais d'impact ont permis de définir une énergie cinétique de 120 J pour obtenir une déformation minimale de l'échantillon de 80%. Le projectile a été utilisé sous deux configurations, la première avec une masse de 1 kg, et la seconde avec une masse additionnelle pour atteindre 1,9 kg. Il en résulte une vitesse au moment de l'impact entre 11,3 m/s pour le projectile le plus lourd, et 15,3 m/s pour le projectile léger. Les vitesses de déformation attendues sont alors comprises autour de 160 s^{-1} et de 220 s^{-1}.

Néanmoins, ce dispositif expérimental n'offre pas la possibilité de contrôler le déplacement du projectile au cours de l'essai. Ce dernier aura donc tendance à ralentir durant la phase de compression de l'échantillon, et ainsi diminuer la vitesse de déformation comme le montre la figure 2.14. Pour garder une validité des résultats, l'essai est arbitrairement considéré valide jusqu'à une variation de la vitesse de déformation $\Delta\dot{\varepsilon}$ maximale de 15%, par rapport à la vitesse initiale $\dot{\varepsilon}_{t_0}$. La vitesse de déformation considérée est la valeur moyenne calculée sur l'intervalle valide.

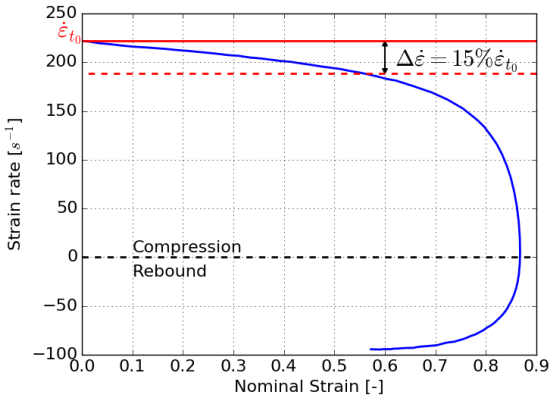


FIGURE 2.14 – Exemple de la vitesse de déformation obtenue sur un essai d'impact sur la catapulte.

Durant ces essais, deux moyens d'acquisition ont été utilisés pour recueillir les données nécessaires à l'étude. Tout d'abord, le projectile est équipé d'un accéléromètre d'une capacité de 5 000 G, cadencé à une fréquence d'acquisition de 1 MHz. Connaissant l'accélération du projectile durant l'impact et sa masse, il est possible d'en déduire la force de réaction de l'échantillon sur ce dernier par la relation 2.6. Les efforts de frottement entre les rails de guidage et le projectile sont considérés comme négligeables.

$$F_z = m * a \tag{2.6}$$

avec :

F_z	Force calculée suivant l'axe de compression [N]
m	Masse du projectile [kg]
a	Accélération du projectile [m.s^{-2}]

Le deuxième moyen d'acquisition utilisé est une caméra rapide cadencée à 10 000 images par seconde. Ces images sont ensuite traitées pour y mesurer la course du projectile durant l'essai, et ainsi en déduire la déformation de l'échantillon.

Le déclenchement des deux moyens d'acquisition est réalisé simultanément au passage du projectile devant un capteur inductif positionné légèrement au-dessus de l'échantillon. Ainsi, les données sont enregistrées de manière synchrone, et peuvent être comparées entre elles.

Résultats

Les résultats obtenus en contrainte-déformation pour les quatre vitesses testées (0,01 ; 0,5 ; 0,1 et 200 s^{-1}) sont présentés sur la figure 2.15. De fortes oscillations sont présentes sur les résultats à vitesse dynamique, dû une réflexion d'ondes dans le projectile suite à l'impact, enregistré par l'accéléromètre. Afin de caractériser le comportement à cette vitesse, la courbe expérimentale est approchée à la courbe noire en pointillé, superposée sur la figure 2.15. Les comportements mécaniques observés restent similaires, mais des différences sur les niveaux de contrainte et le module d'Young initial sont à noter. En effet, il est facilement visible sur la figure 2.15 une augmentation de ces deux paramètres avec la vitesse de déformation. Les valeurs mesurées sont résumées dans le tableau 2.1.

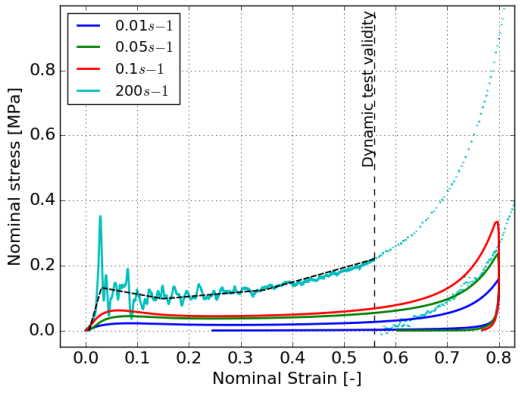


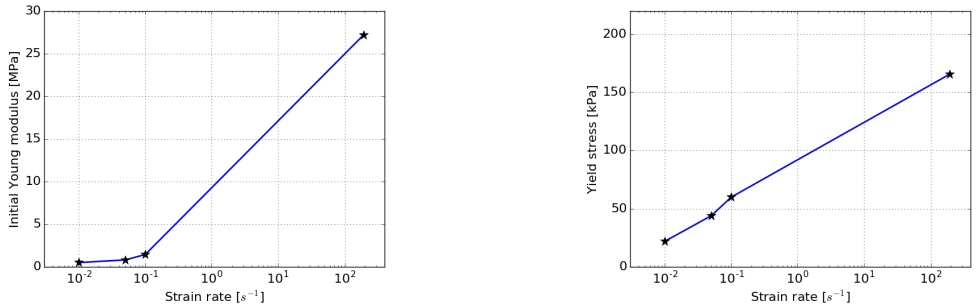
FIGURE 2.15 – Compression uniaxiale à différentes vitesse de déformations

TABLEAU 2.1 – Caractéristiques du comportement du matériau pour les différentes vitesses de déformation testées.

Vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}_{zz}$ (s^{-1})	Module d'Young initial E* (MPa)	Contrainte seuil σ_{el} (kPa)
0.01	$0.5^{\pm 0.08}$	$21.7^{\pm 1.5}$
0.05	$0.81^{\pm 0.03}$	$43.7^{\pm 2.1}$
0.1	$1.44^{\pm 0.19}$	$60^{\pm 1.5}$
200	$27.2^{\pm 3.8}$	$165^{\pm 28.5}$

Dans la littérature, les études s'intéressent généralement au niveau de contrainte seuil, ou niveau de contrainte plateau, car il influe directement sur la quantité d'énergie absorbée, qui est généralement un critère dimensionnant dans des conditions de choc ou d'impact. RINDE et HOGE [1971] ainsi que OUELLET et collab. [2006] observent une augmentation de la contrainte seuil sur différentes mousses (polystyrène, polyéthylène, polyuréthane rigide), mais peu, ou pas, de variation de ce module d'Young initial. A l'inverse, TRAEGER [1967] trouve une variation du module d'Young initial qui va dépendre d'un seuil critique en vitesse de déformation. En dessous de ce seuil, la variation du module élastique reste faible et peut être négligée. Passé ce seuil, le module élastique augmente considérablement. Cela a également été observé par SONG et collab. [2005].

Dans le cas de la mousse CF-47, l'évolution de ces deux paramètres en fonction de la vitesse de déformation est représentée sur la figure 2.16. Les variabilités des résultats obtenus ne sont pas affichées sur ce graphique car elles restent faibles pour les vitesses quasi-statiques. Pour la vitesse dynamique, la variabilité est donnée dans le tableau 2.1. Le module d'Young est relativement constant jusqu'à 0,1 s^{-1}, puis augmente fortement pour la dernière vitesse testée de 200 s^{-1}. Il peut être alors supposé que le seuil critique se situe entre ces deux vitesses. L'évolution de la contrainte seuil peut être considérée comme linéaire sur les résultats obtenus. Ces deux comportements sont cohérents avec ce qui est trouvé dans la littérature.



(a) (b)

FIGURE 2.16 – Évolution du module d'Young initial (a) et du seuil de contrainte (b) en fonction de la vitesse de déformation.

Capacité d'absorption d'énergie

Un dernier paramètre observé dans cette étude, et intéressant directement les partenaires industriels de ce projet, est l'évolution de la quantité d'énergie dissipée par l'échantillon en fonction de la vitesse de déformation. Ce dernier est un critère important dans le dimensionnement du système d'absorption d'énergie du coussin GENOSIA.

L'énergie dissipée par un échantillon durant un essai de compression est classiquement représentée par l'aire sous la courbe force-déplacement. Cette dernière étant dépendante des dimensions de l'échantillon, il sera regardé dans cette étude l'énergie absorbée par unité de volume W, calculée par la relation :

$$W = \int_0^{\varepsilon} \sigma(\varepsilon)\, d\varepsilon \tag{2.7}$$

Afin de comparer tous les essais entre eux, l'énergie absorbée sera calculée jusqu'à 50% de déformation nominale, soit la limite de validité des essais dynamiques. Les résultats présentés sur la figure 2.17 sont donc calculés pour une déformation de 50% pour

chacun des différents essais. Ces résultats montrent une augmentation linéaire de l'énergie dissipée en fonction du logarithme de la vitesse de sollicitation. Une similitude entre l'évolution du niveau de contrainte seuil (2.16b) et l'énergie dissipée est facilement visible. Cela s'explique par le fait que l'énergie dissipée est principalement dépendante du niveau de contrainte durant la période de flambement micro-structural, qui est elle même liée au niveau de contrainte seuil. Ces résultats peuvent être extrapolés au delà du niveau de déformation nominale de 50%. En effet, dans le cas dynamique, malgré la baisse de la vitesse de déformation, le niveau de contrainte reste supérieur à ceux des autres vitesses de déformation.

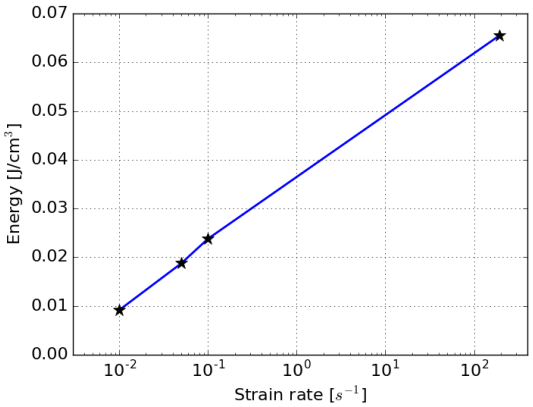


FIGURE 2.17 – Évolution de l'énergie élastique à 50% de déformation en fonction de la vitesse de déformation.

2.3.4 Essai de relaxation

Il a été montré précédemment que la mousse CF-47 est fortement sensibilité à la vitesse de déformation. D'un point de vue du comportement mécanique, cela est souvent relié à une composante visqueuse qui s'ajoute à la composante hyperélastique. Cette partie traite maintenant de la caractérisation de cette composante.

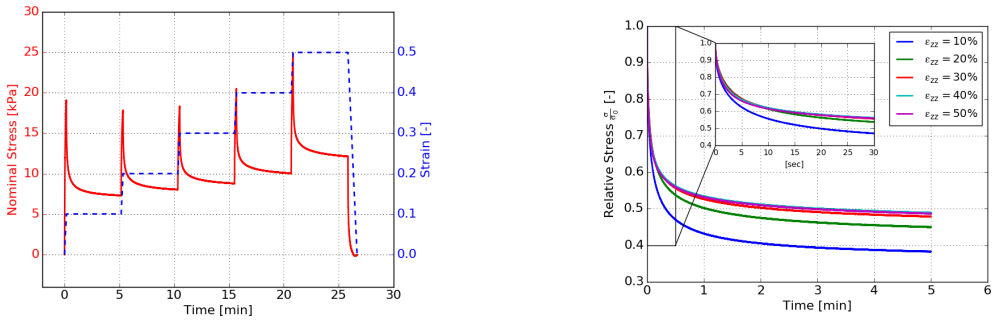
La caractérisation de la partie visqueuse d'un matériau est généralement effectuée de deux manières différentes : soit par essai de relaxation, soit par essai de fluage. Le premier consiste à imposer une déformation qui est maintenue constante durant un certain temps, et d'observer l'évolution de la contrainte. Dans le principe inverse, le second consiste à appliquer une contrainte fixe, et d'observer l'évolution de la déformation. Ces deux essais peuvent être réalisés aussi bien sous une sollicitation de compression que de traction.

Il a été choisi dans cette étude d'effectuer un essai composé de 5 paliers de relaxation tous les 10% de déformation, jusqu'à 50%. Cela permet de visualiser des états de contraintes desquels la partie visqueuse a été, si ce n'est complètement retirée, au moins diminuée. Chaque phase de relaxation a une durée de 5 minutes. La durée de relaxation de la mousse est bien supérieure à 5 minutes. Cependant, pour que les temps d'essais restent raisonnables sans pour autant fausser le post-traitement et l'analyse, les paliers de relaxation ont été limités à 5 minutes. La taille d'échantillon est la même que dans la section 2.3.2 (100 x 100 x 50 mm^3) et la vitesse de déformation entre les paliers de relaxation, durant la charge et la décharge, est $\dot{\varepsilon} = 0,01 s^{-1}$.

La figure 2.18a montre l'évolution de la contrainte et de la déformation en fonction

du temps. Les paliers de relaxation, marqués par une baisse significative du niveau de contrainte, y sont facilement visible.

Les comportements du matériau durant chacun de ces paliers sont comparés entre eux sur la figure 2.18b, par l'évolution de la contrainte relative $\sigma_r = \frac{\sigma_n(t)}{\sigma_n(t_0)}$ en fonction du temps, où t_0 représente le temps du début du palier concerné. Une très bonne répétabilité est observée entre les phases à 30%, 40%, et 50%, avec une contrainte relative en fin de palier σ_{5min} de 50%. Sur les deux autres paliers à des niveaux de déformation plus petits (10% et 20%), la perte de contrainte est observée est plus importante (σ_{5min} = 38% et 45% respectivement).



(a) (b)

FIGURE 2.18 – Résultats obtenus lors d'essais de relaxation avec 5 paliers de 5 minutes. (a) Contrainte et déformation en fonction du temps. (b) Comparaison de la contrainte relative en fonction du temps de chaque palier.

Ces observations permettent de conclure que le comportement mécanique de ce matériau est composé d'une forte composante visqueuse avec une relaxation importante de la contrainte dans les premiers instants.

Enfin, il est également intéressant de comparer le comportement en contrainte-déformation obtenu sur cet essai, à celui d'un essai de compression monotone. Ces résultats affichés sur la figure 2.19 montrent que les niveaux de contraintes atteints avant chaque palier de relaxation, correspondent à ceux obtenus lors d'un essai de compression monotone. Il n'y a donc pas d'influence des paliers sur le comportement mécanique du matériau. Il est aussi facilement observable sur cette figure, l'importance de la contribution visqueuse face à la contribution hyperélastique dans le comportement de ce matériau.

2.3.5 Résultats principaux des autres types de mousses

Il est proposé dans cette section, de s'intéresser de manière succincte aux résultats obtenus sur un matériau représentatif de chacune des familles testées dans le cadre du projet GENOSIA. Ces derniers seront comparés entre eux pour positionner la mousse CF-47 au sein de cette population, et démontrer l'intérêt de son utilisation dans la conception du coussin d'assise.

Comportement à vitesse quasi-statique

Les résultats présentés sur la figure 2.20 correspondent au comportement obtenu en compression uniaxiale, à une vitesse de déformation $\dot{\epsilon}_{zz} = 0.01\ s^{-1}$. Pour chacun des matériaux, un comportement en trois phases est observé, avec une zone plateau moins prononcée pour la mousse graphitée. De plus, du fait du caractère fragile du matériau qui lie

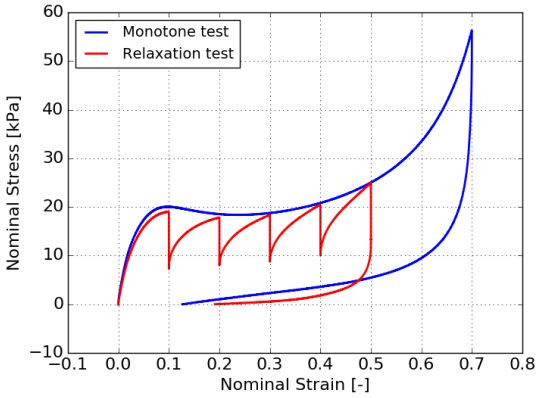
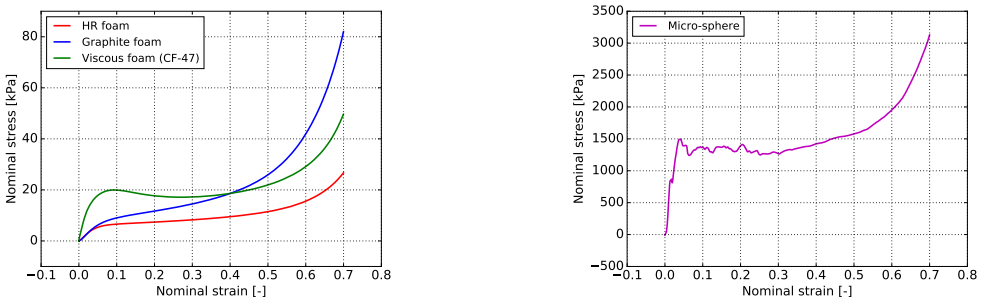


FIGURE 2.19 – Comparaison du comportement en contrainte-déformation d'un essai de compression avec paliers de relaxation, et d'un essai de compression monotone. Essais réalisés à une vitesse de déformation de $0.01 s^{-1}$.

les sphères entres-elles, quelques oscillations apparaissent sur les résultats du matériau de micro-sphères lors de décohésion entre les sphères..



(a) (b)

FIGURE 2.20 – Résultats des essais à vitesse quasi-statique sur un matériau représentatif pour chaque familles de matériaux

Les valeurs des différents paramètres de caractérisation sont résumés dans le tableau 2.2. Il est observé une grande différence sur les valeurs du module d'Young initial E^* et de la contrainte seuil σ_{el} entre les matériaux de mousse polymérique, et le matériau de micro-sphère. Il est également intéressant de remarquer que le niveau de déformation à densification ε_d est similaire pour toutes les mousses ($\simeq 0.52$). Si le choix ne devait se porter que sur la capacité du matériau à absorber de l'énergie, le matériau constitué de micro-sphères serait le meilleur candidat, grâce à ce niveau de contrainte supérieur aux autres matériaux.

TABLEAU 2.2 – Caractéristiques du comportement du matériau représentatif des différentes familles testées, pour des vitesses quasi-statiques.

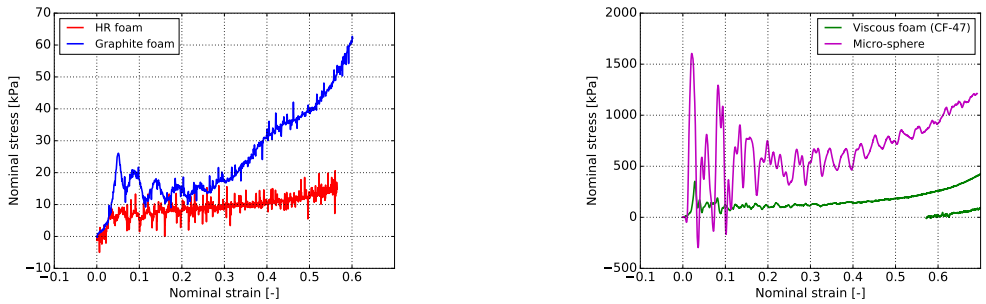
Matériau	Module d'Young initial E^* (MPa)	Contrainte seuil σ_{el} (kPa)	Module Plateau E_{pl} (kPa)	Déformation à densification ε_d (-)
Haute Résilience	0.120	6.5	9,6	0.54
Graphitée	0.125	10	30,5	0.49
Visqueuse	0.5	20	$\simeq 0$	0.52
Micro-sphères	43.10^3	1300	$\simeq 0$	0.54

Dans un cas d'utilisation classique, bien qu'il soit difficile de définir la notion de confort, un critère d'inconfort est une mauvaise répartition du poids de l'utilisateur, évalué au travers d'une cartographie des pressions sur l'assise[VERVER et collab. [2004]]. Pour limiter l'apparition de points durs sur des zones à pression élevées, il est préférable d'augmenter la surface de contact entre l'utilisateur et l'assise. Une solution est d'utiliser des matériaux souples qui vont épouser la forme du corps de l'occupant. Les matériaux de micro-sphères sont alors les moins intéressants pour cette fonction de confort, à l'opposé des mousses haute résilience. Il reste néanmoins nécessaire de réaliser une caractérisation à vitesse dynamique de ces matériaux, afin d'obtenir des informations complémentaires pour sélectionner le matériau destiné à la fonction d'absorption d'énergie de l'assise.

Comportement à vitesse dynamique

Les essais à vitesse de sollicitation dynamique présentés ici ont été réalisés dans les mêmes conditions que la section 2.3.3. Néanmoins, les matériaux n'ayant pas les mêmes capacités d'absorption, l'énergie cinétique du projectile doit être ajustée pour chacun d'entre eux, afin d'atteindre 80% de déformation. La vitesse de sollicitation varie donc d'une nuance de mousse à l'autre.

Les comportements obtenus sont présentés sur la figure 2.21, ainsi que les valeurs des paramètres de caractérisation dans le tableau 2.3. La réponse obtenue pour le matériau de micro-sphère est fortement bruitée, dû à la réflexion d'ondes dans le projectile et la mousse, initiées par l'impact sur l'échantillon, qui sont enregistrées par l'accéléromètre durant l'essai.



(a) (b)

FIGURE 2.21 – Résultats des essais d'impact sur un matériau représentatif pour chaque familles de matériaux

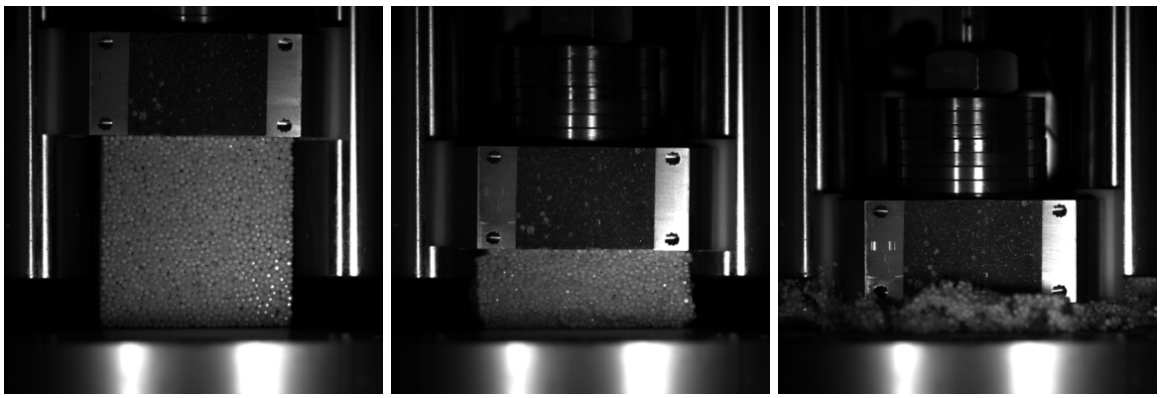
TABLEAU 2.3 – Caractéristiques du comportement du matériau représentatif des différentes familles testées, dans des conditions d'impact.

Matériau	Module d'Young initial E^* (MPa)	Contrainte seuil σ_{el} (kPa)	Module Plateau E_{pl} (kPa)
Haute Résilience	0.23	8	13,4
Graphitée	0.9	17	$\simeq 0$
Visqueuse	27,2	165	190
Micro-sphères	46.10^3	600	340

D'une manière générale, les comportements observés en dynamiques sont similaires que pour des vitesses quasi-statiques, avec une augmentation du niveau de contrainte,

hormis pour le matériau de micro-sphères qui montre une diminution de la contrainte plateau σ_{pl}. Il est observé un niveau de contrainte plateau σ_{pl} de 8 kPa, 17 kPa, et 165 kPa pour les mousses haute résilience, graphitée, et visqueuse respectivement. Le niveau de contrainte plateau du matériau composé de micro-sphères, relevé à un niveau déformation de 20% afin de limiter l'erreur lié au bruit, est de 600 kPa.

Les valeurs de déformation à densification ne sont pas renseignées, car selon la méthode d'identification par efficacité d'absorption d'énergie, cette phase n'est pas atteinte sur ces essais. Pour les mousses polymèriques, la validité des essai s'arrête à un niveau de déformation proche du niveau de ε_d identifié à vitesse quasi-statique. Il peut être supposé que pour une validité d'essai plus grande, ce paramètre aurait été observé. Néanmoins, la déformation maximale atteinte à vitesse dynamique pour le matériau de micro-sphères, est de 70% contre une déformation à densification de 54% en quasi-statique. Cette dernière observation peut s'expliquer à partir de la figure 2.22, qui montre l'évolution de l'échantillon au cours de l'essai. Pour des vitesses de sollicitation dynamiques, à partir d'une déformation de 60%, les micro-sphères se désolidarisent les unes des autres et sont éjectées latéralement, ce qui n'avait pas été remarqué à vitesse quasi-statique. La proportion de l'échantillon comprimé pour des grandes valeurs de déformation est donc plus faible, et la phase de densification, si elle peut être considérée comme telle, se fait donc plus tardivement.



(a) $\varepsilon_{zz} = 0\%$ (b) $\varepsilon_{zz} = 60\%$ (c) $\varepsilon_{zz} > 60\%$

FIGURE 2.22 – Évolution d'un échantillon de matériau de micro-sphères au cours d'un essai d'impact.

Les évolutions du niveau de contrainte seuil entre les deux vitesses testées par matériaux sont résumés dans le tableau 2.4. Afin d'atteindre le même taux de déformation pour chaque mousse, la vitesse d'imapct a dû être ajustée. De ce fait, la vitesse de déformation est différente pour chaque mousse testée à vitesse dynamique. Pour comparer les résultats entre eux, il est proposé de définir un rapport des vitesses de déformation par :

$$r_1 = \frac{\dot{\varepsilon}^{\mathrm{Dyn}}}{\dot{\varepsilon}^{\mathrm{QS}}} \tag{2.8}$$

Pour faciliter les comparaison, un deuxième rapport relatif au matériau haute résilience est défini par la relation 2.9 où X représente le matériau considéré, et HR la mousse haute résilience.

$$r_2 = \frac{r_1^{\mathrm{X}}}{r_1^{\mathrm{HR}}} \tag{2.9}$$

TABLEAU 2.4 – Évolution de la contrainte plateau en fonction des vitesses de déformation testées sur les différents matériaux.

	$\dot{\varepsilon}_{zz}^{QS}$ $[s^{-1}]$	σ_{el}^{QS} [kPa]	$\dot{\varepsilon}_{zz}^{Dyn}$ $[s^{-1}]$	σ_{el}^{Dyn} [kPa]	$\frac{\sigma_{el}^{Dyn}}{\sigma_{el}^{QS}}$ [.]	r_1 [.]	r_2 [.]
Haute résilience	0.01	6.5	55	7.7	1.2	5 500	1
Graphité	0.01	10	80	17	1.7	8 000	1.45
Visqueuse	0.01	20	200	165	8.25	20 000	3.6
Micro-sphère	0.01	1300	325	600	0.46	32 50000	5.9

Il est visible que le matériau le plus sensible à la vitesse de sollicitation est la mousse visqueuse, avec un rapport de 8 entre les deux niveaux de contrainte seuil, pour un rapport $r_2 \simeq 3.5$. Sur des vitesses lentes, proche d'une utilisation courante, son comportement est légèrement au-dessus des mousses destinées au confort. Contrairement aux matériaux de micro-sphères, la mousse CF-47 limitera donc les zones de concentration de pression. Dans des conditions de crash, elle sera plus rigide, permettant d'absorber un niveau d'énergie bien supérieure aux mousses de confort.

Compléments pour le choix du matériau d'absorption d'énergie

Enfin, parmi les critères déterminant dans la conception d'un produit destiné à l'aéronautique, le poids et l'encombrement sont deux paramètres qui sont constamment la cible de procédure d'optimisation, visant à les réduire. Si l'on compare tous les matériaux testés dans le projet, en termes d'énergie dissipée lors des essais d'impact par unité de masse (figure 2.23), ou par unité de volume (figure 2.24), il est observé que ces derniers se regroupent par type de matériau. Les mousses haute résilience montrent les rapports les plus faibles, suivies par les mousses graphitées, puis les mousses visqueuses, et enfin les matériaux de micro-sphères étant les meilleurs candidats à l'absorption d'énergie.

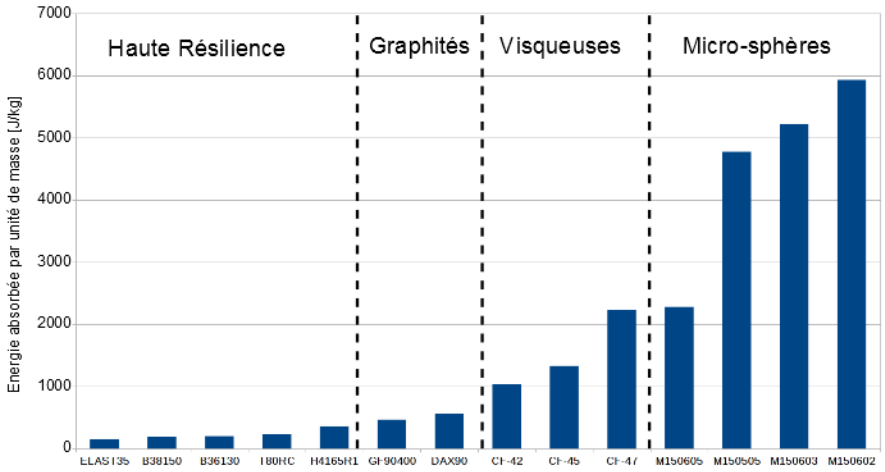


FIGURE 2.23 – Énergie dissipée par unité de masse pour chacun des matériaux testés

Cette comparaison entre les types de matériaux marque l'intérêt des mousses visqueuses et des matériaux de micro-sphères pour la fonction d'absorption d'énergie du

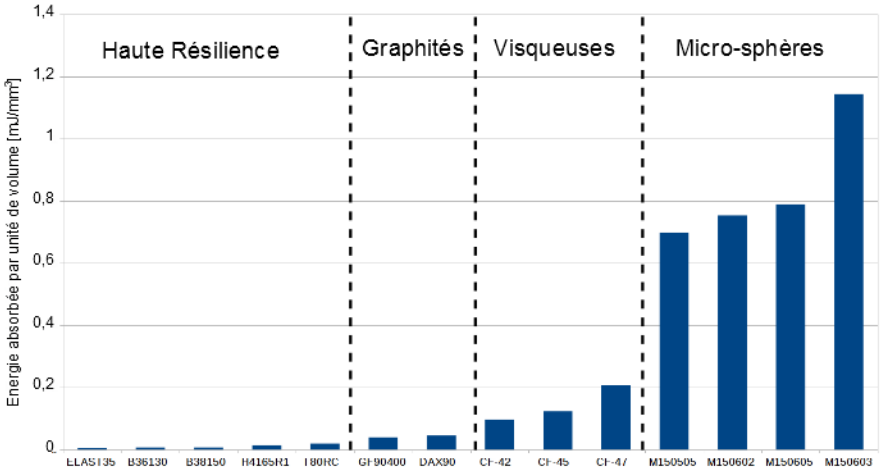


FIGURE 2.24 – Énergie dissipée par unité de masse pour chacun des matériaux testés

coussin d'assise. Les mousses haute résilience et graphitées étant destinées à des fonctions principalement liées au confort de l'utilisateur.

Quatre configurations de coussin d'assise ont ensuite été développés par la société CELSO, combinant différentes mousses. Pour chaque configuration, deux versions ont été proposées au projet intégrant la fonction d'absorption d'énergie : une version avec la mousse visqueuse CF-47, la deuxième avec un matériau de micro-sphères, pour un total de huit versions du coussin d'assise. La partie suivante présente la caractérisation de ces coussins d'assise.

2.4 Caractérisation du coussin d'assise

Suite à la caractérisation d'un large panel de matériaux, huit versions du coussin d'assise ont été conçues par la société CELSO, en respectant les différentes attentes du cahier des charges du projet, en termes de volume, masse, confort, etc. Chacune des versions est composée d'un complexe de quatre matériaux différents, répartis selon leur zone d'intérêt dans le coussin. Les trois matériaux principaux, qui assurent les fonctions d'absorption vibratoire, confort, et absorption d'énergie, se trouvent dans la zone fessier du coussin. Enfin, le dernier destiné à créer des renforts latéraux, se situe sur les côtés extérieurs du coussin, comme l'illustre la figure 2.25.

La composition des différentes version du coussin étudiés dans le cadre de projet GENOSIA sont présentées dans le tableau 2.5. Dans cette section, les différents matériaux des complexes sont désignés par leur fonction : vibratoire, confort, énergie, et non par leur famille : haute résilience, graphitée, visqueuse, micro-sphère. Le raison principale de cette désignation est qu'une même famille de matériau est utilisée pour deux fonctions différentes dans certain complexe, comme le montre le tableau 2.5. Il devient donc plus facile les nommer ainsi. Lorsque cela est nécessaire dans l'analyse des résultats, la famille de matériau est alors rappelé.

Dans un premiers temps, l'analyse des résultats présentées dans cette étude ne concerne que la version V2F du coussin d'assise. Cette dernière est caractérisée à vitesse quasi-statique, puis dans des conditions d'impact proche des conditions du crash test. Dans un second temps, ses performance en terme d'absorption d'énergie et d'effort induit sont comparées aux autres version du coussin d'assise.

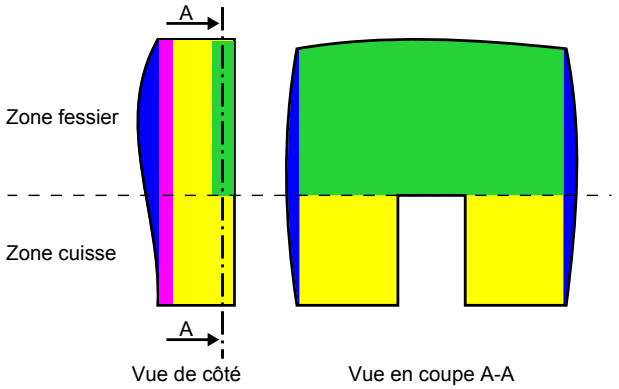


FIGURE 2.25 – Schéma représentatif du coussin d'assise et des emplacements des différents matériaux dédiés à l'absorption vibratoire (rose), confort (jaune), absorption d'énergie (vert), et renforts latéraux (bleu).

TABLEAU 2.5 – Description de la composition des différents complexes étudiées (HR = Haute résilience, Graph = Graphitée, Visq = Visqueuse, Sphères = micro-sphères).

Version	V1F	V1S	V2F	V2S	V3F	V3S	V4F	V4S
Renfort	HR	HR	HR	HR	Graph	Graph	Graph	Graph
Vibratoire	HR	HR	Visq	Visq	Graph	Graph	Visq	Visq
Confort	HR	HR	HR	HR	Graph	Graph	Graph	Graph
Énergie	Visq	Sphères	Visq	Sphères	Visq	Sphères	Visq	Sphères

2.4.1 Compression quasi-statique

Dans ces essais, le coussin est caractérisé à partir d'échantillons représentatifs de la zone fessier, composées de trois matériaux. Les échantillon sont de forme cubique de 70mm d'arête. La proportion des différents matériau entre les échantillons et le complexe est gardée identique comme l'illustre la figure 2.26, afin d'assurer une bonne représentativité. Les essais ont été effectués sur le même moyen d'essai que la section 2.3.2, avec une vitesse de déformation imposée de $10^{-2}\ s^{-1}$.

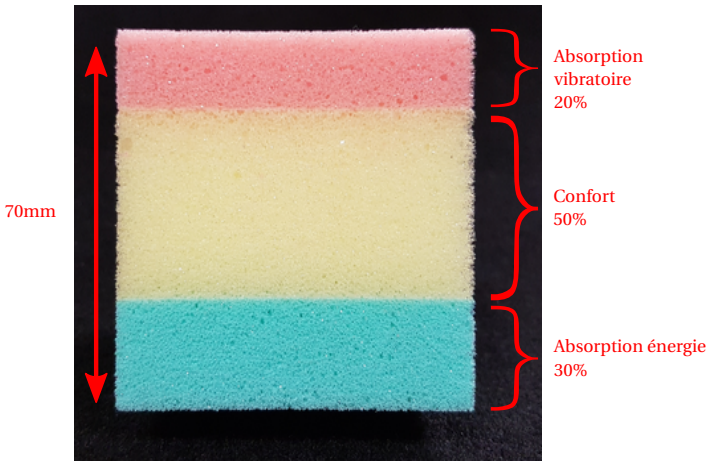


FIGURE 2.26 – Présentation des fonctions des différents matériaux présents dans les complexes testés.

Le comportement obtenu en contrainte-déformation, est présenté sur la figure 2.27. Il

est observé une première phase comprise entre $\varepsilon_n = 0$ et 15%, composée de deux raideurs distinctes. Ce phénomène a déjà été observé notamment par MAHEO et VIOT [2013], et est dû aux différents niveaux de contrainte seuil des matériaux du complexe (4 kPa et 10 kPa) qui sont atteints l'un à la suite de l'autre. Ensuite le comportement est comparable à celui d'un matériau cellulaire, avec une phase plateau jusqu'à $\varepsilon_n = 40\%$, suivie d'une phase de densification où l'effort augmente exponentiellement.

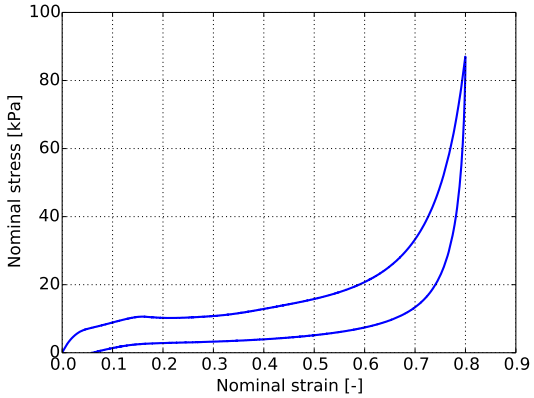


FIGURE 2.27 – Évolution de la contrainte nominale en fonction de déformation nominale sur un échantillon représentatif d'un complexe. $\dot{\varepsilon} = 0.01 s^{-1}$.

Si le comportement des différents matériaux au cours de l'essai, disponible sur la figure 2.28, est observé en détail, il est visible que la déformation n'est pas homogène dans les trois couches de l'échantillon. En effet, durant une première phase entre 0 et 15 secondes d'essai, la mousse principalement déformée est celle destinée à l'absorption vibratoire (40% de déformation contre 10% pour les deux autres). Ensuite, entre 15 et 40 secondes, la mousse destinée au confort va fortement se déformer (+30%) pour arriver à 40% de déformation contre 55% et 20% pour les mousses destinées à l'absorption vibratoire et d'énergie respectivement. A ce stade, l'échantillon montre une déformation globale de 40%, qui est la limite imposée pour les mesures de confort de la norme EN4723 [ASD-STAN, 2013]. Enfin, sur la dernière phase de compression entre 40 et 80 secondes, la mousse principalement sollicitée est celle destinée à l'absorption d'énergie (+60%).

Ces résultats à vitesse lente, permettent d'avoir une information sur le comportement du coussin dans des conditions quasi-statique. Il a été vu que ce comportement est en grande partie dépendant des mousses dédiées au confort et à l'absorption vibratoire, jusqu'à une déformation de 40%. La mousse dédiée à l'absorption d'énergie n'est sollicitée que pour des déformations plus élevées, non atteintes en condition normale d'utilisation du coussin d'assise.

Néanmoins, dans le cas de crash à l'atterrissage/décollage, le coussin risque d'être pleinement déformé, et c'est alors que le matériau d'absorption montrera son intérêt. Afin de prédire le comportement du coussin dans ces conditions, des essais d'impact ont été réalisés et sont présentés dans la section suivante.

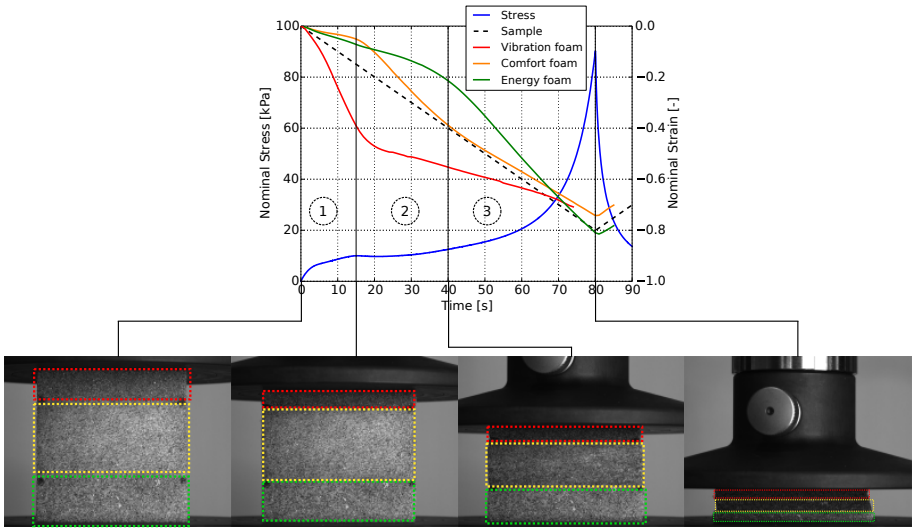


FIGURE 2.28 – Déformation des différents matériaux du complexe au cours d'un essai de compression.

2.4.2 Compression dynamique - impact

L'innovation principale du développement du coussin d'assise, au travers du projet GENOSIA, réside dans l'intégration d'un système d'absorption d'énergie afin de protéger l'utilisateur en cas de crash. Pour estimer les meilleurs complexes candidats à cette fonction d'absorption, des essais d'impact ont été réalisés sur des échantillons représentatifs du coussin.

Ces essais n'ont pas l'objectif de reproduire fidèlement les conditions du crash test décrit dans la section 2.2.2, qui est un essai qualificatif effectué sur une structure de siège complète. Il a été jugé préférable de caractériser les différents coussins sur leur capacité à absorber de l'énergie pour une vitesse de sollicitation proche de celle du crash test.

Pour reproduire les conditions du crash test, des essais d'impact sur des échantillons représentatifs des complexes ont été réalisés grâce au même moyen expérimental que dans la section 2.3.3. Dans le cas de ces essais, l'énergie d'impact a été définie à 48 J, pour atteindre une déformation minimale de 80% de l'échantillon, ce qui donne un couple masse-vitesse de 1 kg à 9,5 m/s.

Les moyens d'acquisitions restent également les mêmes, avec un accéléromètre pour obtenir l'effort de réaction (cf. eq 2.6), ainsi qu'une caméra rapide pour les déformations, tous les deux cadencés à une fréquence de 10 kHz.

Les résultats en contrainte-déformation, présentés sur la figure 2.29 montrent une très faible dispersion sur les essais effectués sur cinq échantillons différents d'un même complexe. Cependant, le comportement obtenu est différent de ce qui avait été observé en quasi-statique. Tout d'abord, la phase (1) montre un pic d'effort suite l'impact du projectile en déut d'essai suivi d'une contrainte quasi constante jusqu'à 20%. Il s'ensuit une deuxième phase (2) où la contrainte augmente ensuite jusqu'à atteindre un pic de 0.4 MPa à 60% de déformation, à la suite duquel une diminution d'environ 0.1 MPa est observée. Enfin, sur la dernière phase (3) entre 65% et 80% de déformation, la contrainte augmente pour atteindre environ 0.5 MPa.

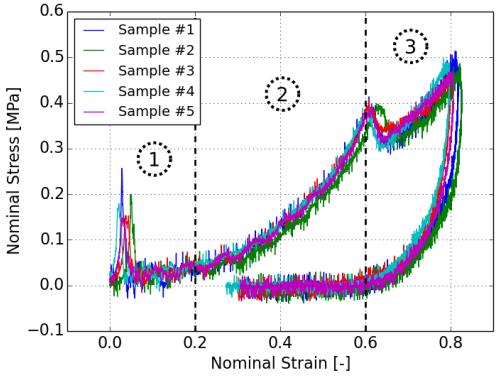


FIGURE 2.29 – Évolution de la contrainte nominale en fonction de la déformation nominale obtenue sur cinq échantillons du complexe V2F.

Il est maintenant proposé, comme sur les essais quasi-statiques, de relier le comportement macroscopique, aux déformations à l'échelle des différentes couches de matériaux, grâce à la figure 2.30. Il est également visible ici que la déformation n'est pas homogène dans l'échantillon, mais se fait couche par couche. Durant la première phase (1), la mousse destinée au confort est celle qui se comprime majoritairement jusqu'à atteindre 50%, contre environ 5% pour les deux autres. Cette faible augmentation de la contrainte durant cette phase n'est donc uniquement due qu'à cette mousse. Ensuite durant la deuxième phase (2), la mousse destinée au confort continue à se déformer (+30%), mais la mousse dédiée à l'absorption vibratoire montre la plus forte augmentation du niveau de déformation pour atteindre 60%. L'augmentation progressive de la contrainte durant cette phase est donc liée à une concurrence entre les deux matériaux. Enfin, il est clairement visible que le pic d'effort qui marque le début de la troisième phase (3), est lié une sollicitation majoritaire de la mousse destinée à l'absorption d'énergie (+50% du niveau de déformation, contre +10% et +5% pour les mousses des fonction vibratoire et de confort).

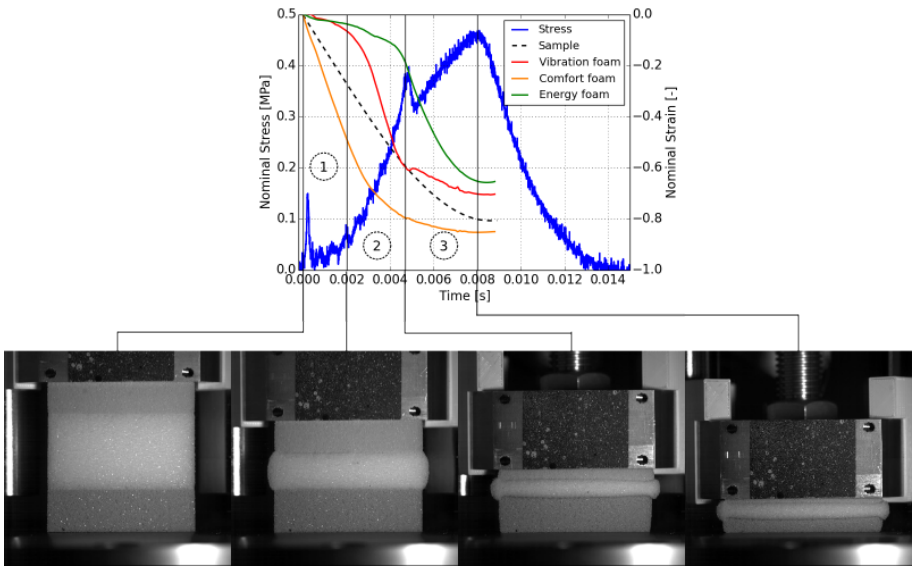


FIGURE 2.30 – Déformation des différents matériaux du complexe au cours d'un essai de compression.

Par ailleurs, il est à noter que l'ordre de compression des différentes mousses n'est pas le même entre les deux vitesses testées. Dans le cas des essais d'impact, il a été vu que les matériaux sont comprimés dans l'ordre : Confort-Vibratoire-Énergie. Lors des essais à vitesse quasi-statique, l'ordre est alors Vibratoire-Confort-Énergie. Cela montre une sensibilité des mousses de confort et d'absorption vibratoire à la vitesse de déformation différente. Il est légitime de présumer que la mousse vibratoire montre une augmentation du niveau de contrainte plus fort face à l'augmentation de la vitesse de déformation que la mousse de confort.

2.4.3 Comparaison aux autres complexes

Un total de huit versions de coussin a été testé dans les mêmes conditions d'impact présentées précédemment. Les échantillons des huit versions sont présentés sur la figure 2.31. Ces versions sont quatre configurations, dédoublées en deux versions : l'une utilisant la mousse CF-47 pour la fonction d'absorption d'énergie (V1F, V2F, V3F, et V4F), et la seconde utilisant le matériau de micro-sphères (V1S, V2S, V3S, et V4S). Les résultats des essais d'impact pour ces deux groupes sont présentés pour un échantillon représentatif sur la figure 2.32.

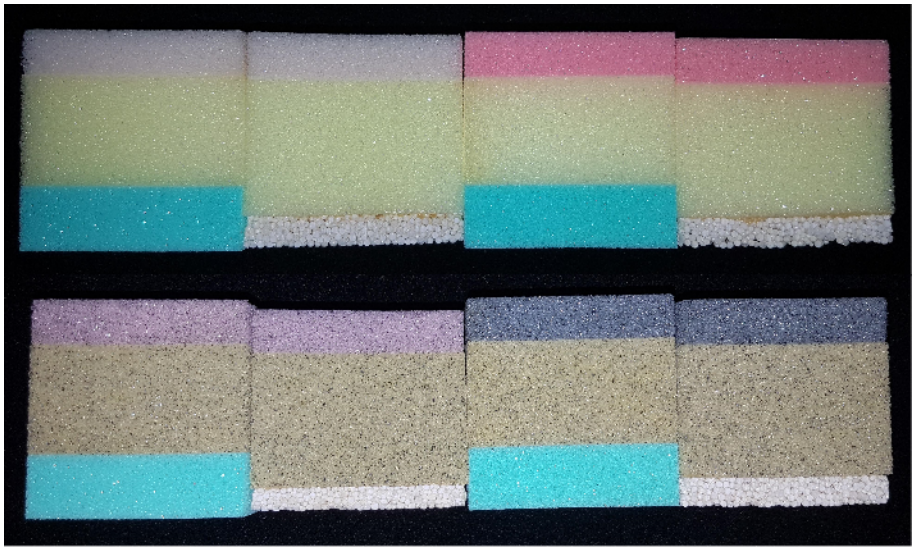
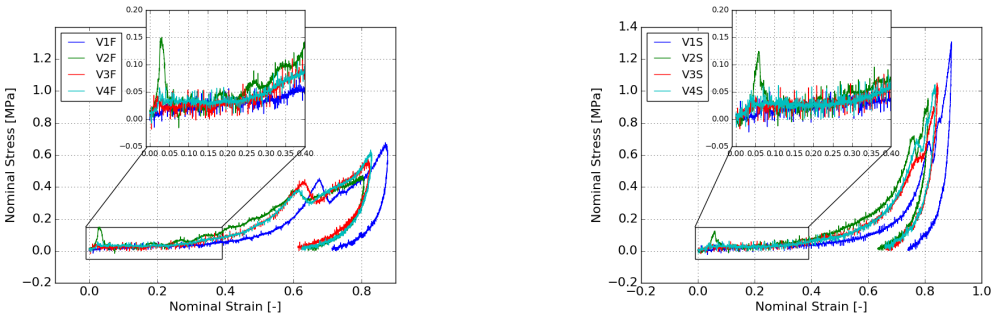


FIGURE 2.31 – Échantillons représentatifs des différentes versions de l'assise. De haut en bas, et de gauche à droite : V1F,V1S, V2F,V2S, V3F,V3S, V4F,V4S.



(a) Complexe avec mousse visqueuse

(b) Complexes avec micro-sphères

FIGURE 2.32 – Résultats en contrainte-déformation pour les huit version de complexe proposés.

D'une manière générale, en comparant les complexes mousses et complexes sphères, il est observé que la contrainte maximale est plus forte pour les complexes avec sphères. Cependant, l'épaisseur de sphère ne représente que 10% de l'épaisseur totale de l'échantillon contre 20% pour l'épaisseur de mousse d'absorption. Soit pour une déformation maximale de 80%, seulement 8% correspondent à la déformation de l'épaisseur de sphère, contre 16% pour l'épaisseur de mousse. Or, les mousses dédiées au confort et à l'absorption vibratoire n'absorbent pas, ou peu d'énergie. Le matériau de micro-sphères doit donc absorber la même quantité énergie sur une plage de déformation moitié moins grande. Rappelons que la densité d'énergie de déformation, qui correspond à l'énergie de déformation par unité de volume, est définie par l'aire sous la courbe d'évolution de la contrainte en fonction de la déformation (cf. eq 2.7).

Ensuite, lorsque la comparaison se fait par configuration, il est visible que le complexe V1 est celui qui engendre les niveaux de contrainte les plus élevés (V1F : 0,7 MPa et V1S : 1.3 MPa), à l'opposé du complexe V2 qui donne les niveaux les plus faibles (V2F : 0.5 MPa et V2S : 0.9 MPa). Les résultats obtenus avec les complexes V3 et V4 sont sensiblement égaux, et intercalés entre les deux complexes précédents.

Par ailleurs, en dehors de la contrainte maximale atteinte, il est possible d'approcher l'énergie moyenne dissipée par complexe au cours des essais. Au moment de l'impact du projectile sur l'échantillon, une quantité d'énergie cinétique est transmise à l'échantillon. Lorsque l'énergie cinétique est nulle, l'énergie absorbée par le matériau est en partie restituée au projectile sous forme d'énergie cinétique entraînant le rebond du projectile. Seule l'énergie absorbée qualifiée de "retardée" et liée au comportement visqueux du matériau ne sera pas transmise au projectile mais participera aux oscillations de l'échantillon après le rebond. Il est donc possible d'approcher l'énergie dissipée par l'échantillon grâce à la relation 2.10. Cette dernière peut être ensuite divisée par l'énergie d'impact E_i pour obtenir la proportion d'énergie dissipée par chacun des complexes, présentée sur la figure 2.33.

$$E_d = \frac{1}{2} m (V_i - V_r)^2 \tag{2.10}$$

avec :

E_d	Énergie dissipée [J]
m	Masse du projectile [kg]
V_i	Vitesse du projectile au moment de l'impact [m/s]
V_r	Vitesse du projectile au moment du rebond [m/s]

Les résultats montrent que le complexe V2F dissipe la plus grande proportion d'énergie (40%) suivi du complexe V1F (36,5%). Ensuite les complexes V4F, V2S, et V3F dissipent une proportion d'énergie similaire (≃30%). Enfin, les complexes V1S, V4S et V3S sont les complexes les moins intéressants pour la dissipation d'énergie avec 27%, 24% et 20% respectivement.

Les deux paramètres observés dans cette section présentent le complexe V2F comme le meilleur candidat pour la sécurité de l'utilisateur (proportion d'énergie dissipée la plus élevée, et niveau de contrainte le plus faible). Bien que ces résultats ne permettent pas de prédire le comportement du coussin lors d'un crash test "14G downward", ils permettent néanmoins d'orienter le choix vers le complexe le plus intéressant pour cette fonction. Le choix final inclura notamment l'aspect de confort non présenté dans ce manuscrit, qui reste la fonction principale de l'assise.

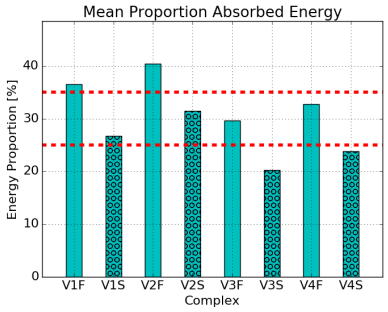


FIGURE 2.33 – Énergie dissipée durant les impacts sur les différents complexes

2.5 Conclusion

L'innovation proposée dans la conception du coussin d'assise du projet GENOSIA, est d'y intégrer une fonction d'absorption d'énergie pour des conditions de crash. L'étude décrite dans ce chapitre a concerné la caractérisation des matériaux et des complexes destinés à la conception de l'assise.

Plusieurs points importants sont à retenir au sujet du comportement mécanique du matériau présenté, qui sera utilisé dans la suite de ces travaux de thèse :

— La géométrie des cellules montre une forme allongée suivant une direction (direction de moussage). Il en résulte une anisotropie dans le comportement mécanique.

— Une contribution hyperélastique réversible composée des trois phases typiques de ces matériaux a été observée.

— Le coefficient de Poisson apparent varie entre 0.45 et 0.1 en fonction du niveau de déformation, ce qui est élevé pour un matériau cellulaire.

— Une dépendance du comportement à la vitesse de déformation a été montrée, qui se traduit par une augmentation du module d'Young initial E^*, et du niveau de contrainte plateau σ_{pl}.

— La contribution visqueuse représente 50% du comportement observé en compression uniaxiale.

Le comportement d'un complexe représentatif de l'assise, a été étudié à vitesse quasi-statique et dynamique. Un lien entres les points remarquables du comportement, et les matériaux constitutifs du complexe a été montré. Le choix des matériaux et des complexes a été justifié au travers d'une comparaison des principaux résultats des différents matériaux et complexes.

Les caractérisations du matériau et de l'assise présentées dans cette étude restent uniaxiale. Or, dans les conditions du crash-test qualificatif décrites par la norme aéronautique, il peut être observé que les sollicitations de l'assise sont multiaxiales : ceci est dû à la forme du fessier du mannequin, mais aussi par l'application de l'accélération suivant un angle de 30°. Il devient alors nécessaire de caractériser les matériaux d'une manière multiaxiale, afin de mieux appréhender leur comportement pour ce type de sollicitations. L'étude du comportement mécanique sous sollicitations multiaxiales des matériaux cellulaires fait l'objet des chapitres suivants.

Chapitre 3

Comportement en compression hydrostatique d'un matériau cellulaire

Sommaire

3.1 Introduction 52
3.2 État de l'art sur le comportement en compression hydrostatique des mousses 52
3.3 Développement d'un système expérimental adapté aux mousses souples à cellules ouvertes 57
3.3.1 Problématique liée au gaz présent dans la mousse 57
3.3.2 Problématique liée à la viscosité et au comportement non linéaire de la mousse 59
3.3.3 Présentation du système développé 60
3.4 Résultats 70
3.4.1 Protocole expérimental 70
3.4.2 Remarques sur l'anisotropie du matériau 71
3.4.3 Débit d'aspiration constant 72
3.4.4 Vitesse de déformation constante 74
3.5 Conclusion 78

3.1 Introduction

Les développements de nouveaux systèmes technologiques toujours plus légers mais tout aussi performants, ont orienté les études scientifiques à approfondir les connaissances sur le comportement des matériaux. Notamment dans le cas de sollicitations multiaxiales, qui sont les plus couramment appliquées aux matériaux cellulaires dans des conditions de crash, d'impact ou de choc. C'est dans ce contexte que plusieurs moyens expérimentaux généralement complexes, ont été développés dans différentes études afin de caractériser ces matériaux sous des états de contraintes multiples et variés. Les essais disponibles dans la littérature peuvent être divisés en deux catégories : les essais à cinématique rotationnelle, impliquant une combinaison de sollicitation (compression+cisaillement, compression+torsion, ...), et les essais à cinématique irrotationnelle, qui sollicitent la matière suivant les différentes directions d'un repère matériel fixe. La première catégorie est le sujet du chapitre 4. Les essais couramment utilisés dans la deuxième catégorie sont les essais de compression biaxiale, triaxiale axisymétrique, et hydrostatique.

La caractérisation d'un matériau en vue de la modélisation de son comportement multiaxial peut s'avérer complexe. Pour faciliter l'analyse, il est courant d'identifier des contributions élémentaires, afin de les analyser séparément. Dans le cas des matériaux cellulaires, la séparation élémentaire du comportement en changement de volume et en changement de forme est classiquement utilisée. Ce chapitre s'intéresse à la caractérisation du comportement en changement de volume de la mousse CF-47. La caractérisation du changement de forme sera traité dans le chapitre suivant.

La contribution en changement de volume est caractérisée dans cette étude, grâce à un essai de compression hydrostatique. Une première partie de ce chapitre est consacrée à un état de l'art sur ce type d'essai. Il y est notamment présenté les systèmes développés pour réaliser ces essais. Cependant, il est montré que ces moyens d'essais ne conviennent pas au matériau étudié dans ces travaux de thèse. L'étude s'est donc orientée sur le développement d'un système innovant, présenté dans une seconde partie de ce chapitre. Enfin, les résultats obtenus sont analysés dans une troisième et dernière partie.

3.2 État de l'art sur le comportement en compression hydrostatique des mousses

L'essai de compression hydrostatique consiste à appliquer un effort proportionnel et normal à chacune des faces d'un échantillon. Dans la pratique, ce dernier est généralement placé dans une enceinte hermétique remplie d'un fluide (air, eau, huile,...) dont la pression hydrostatique est régulée. D'un point de vue théorique, cela se traduit par les composantes du tenseur des contraintes de la forme le tenseur des contraintes est de la forme $\sigma_{ij} = -p\delta_{ij}$, avec p la pression du fluide appliquée dans l'enceinte.

L'une des premières études cherchant à caractériser un matériau cellulaire sous une sollicitation de compression hydrostatique a été menée par TRIANTAFILOU et collab. [1989], sur une mousse de polyuréthane à cellules ouvertes. La cellule de compression hydrostatique développée par ces auteurs, présentée sur la figure 3.1, est composée d'une enceinte pressurisée dans laquelle est positionné l'échantillon. Ce dernier est enveloppé dans d'un film en polyéthylène très fin, relié à un conduit permettant d'évacuer, tout au long de l'essai, l'air emprisonné dans l'échantillon. Un système de tubes présenté sur la figure 3.1 permet de régler la pression de l'air dans la cellule en ajoutant de l'eau dans

le tube de pression. La pression dans la cellule est calculée par la différence de niveau entre le tube de pression et de volume. Le volume de l'échantillon est mesuré à partir de la hauteur d'eau dans le tube de volume.

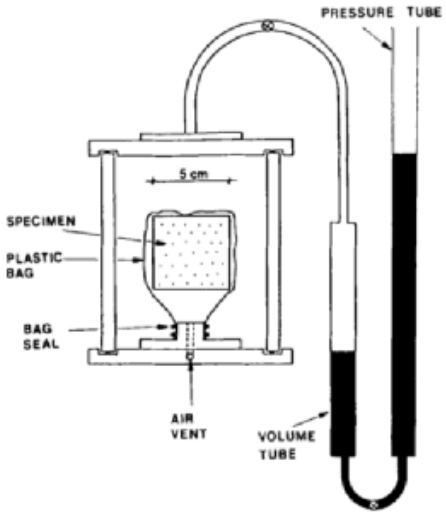


FIGURE 3.1 – Cellule de compression hydrostatique développée par TRIANTAFILOU et collab. [1989]

Une seconde cellule a été développée par VIOT [2009] pour caractériser des mousse de polypropylène à cellules fermées. Cette cellules est de forme cubique, remplie d'alcool, dont la pression est maîtrisée par le déplacement d'un piston à l'intérieur de celle-ci (cf. figure 3.2). Un échantillon de forme cylindrique positionné à l'intérieur est enveloppé d'un film de silicone pour empêcher l'intrusion de liquide.

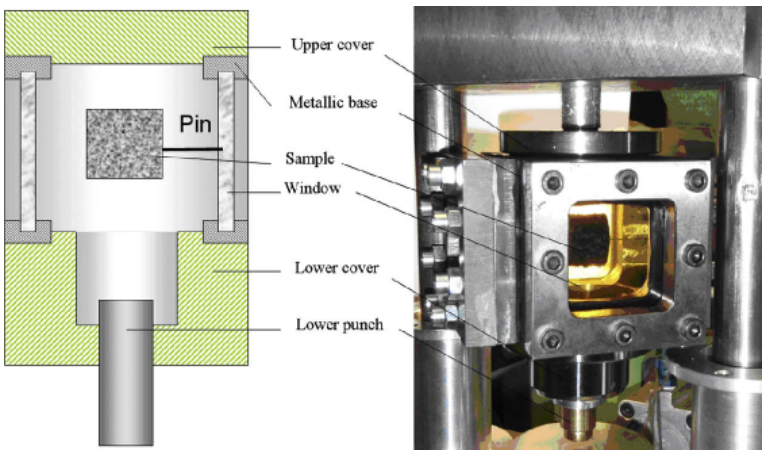
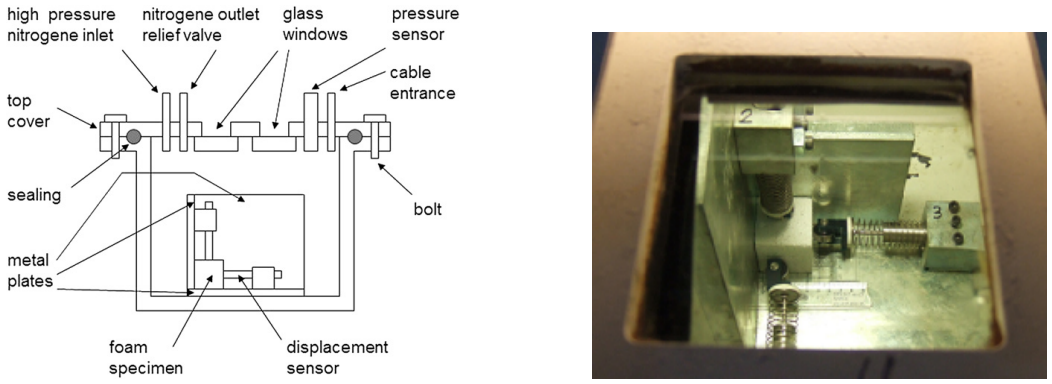


FIGURE 3.2 – Cellule hydrostatique développée par VIOT [2009].

Le moyen d'essai utilisé par MOREU et MILLS [2004] pour caractériser différentes mousses polymériques à cellules fermées (polypropylène, polystyrène, et polyéthylène), et repris par OZTURK et ANLAS [2011] pour des mousses de polyéthylène et de polystyrène, consiste à solliciter l'échantillon grâce à un gaz sous pression (air ou nitrogène). Ce dernier est stocké dans un réservoir annexe et transmis à la cellule par une vanne de régulation de la pression. L'un des avantages de ce moyen d'essai est de pouvoir observer le comportement des matériaux sur une phase de décharge. Ces deux études ont observé le comportement d'une mousse polymérique sous des sollicitations de compression hydrostatique répétées

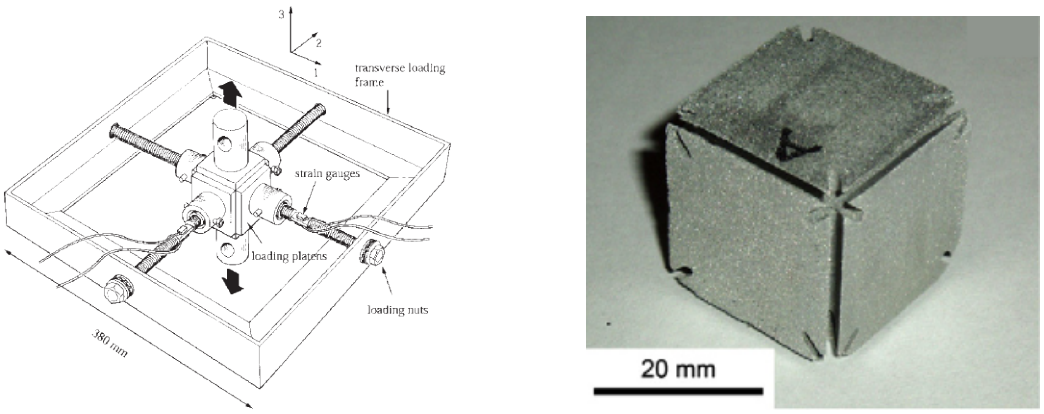


(a) (b)

FIGURE 3.3 – (a)Schéma du système développé par OZTURK et ANLAS [2011]. (b)Image de l'échantillon et des systèmes de mesure de la déformation avant un essai [OZTURK et ANLAS, 2011].

Les précédents systèmes présentés pilotent la pression appliquée à l'échantillon pour réaliser une sollicitation de compression hydrostatique (contrainte). Les systèmes suivant maitrisent la déformation appliquée aux différentes faces de l'échantillon, ce qui est sensiblement différent dans la réalisation de l'essai, et son développement. On peut alors parler d'essai de changement de volume (déformation).

DESHPANDE et FLECK [2000, 2001] ont développé le système d'essais présenté sur la figure 3.4a pour des mousses d'aluminium et de PVC. COMBAZ et collab. [2010, 2011] utilisent le même système pour des matériaux similaires (une mousse d'aluminium et de polyuréthane). L'échantillon est collé sur toutes ses faces à des plateaux de chargement. Ces derniers sont positionnés entre deux systèmes vis/écrou permettant d'appliquer un effort dans les directions 1 et 2 de l'échantillon. L'ensemble est positionné dans une machine de traction/compression pour appliquer un effort sur la direction 3. L'intérêt principal de ce moyen d'essai est la forme particulière en croix de Malte de l'échantillon (cf. figure 3.4b), qui permet d'effectuer des sollicitations en compression mais aussi en traction hydrostatique.



(a) (b)

FIGURE 3.4 – (a)Cellule développée par DESHPANDE et FLECK [2001]. (b)Échantillon en croix de Malte [COMBAZ et collab., 2010].

Un autre système présenté sur la figure 3.5, a été développé par CANTO [2007] pour être initialement destiné à la compaction de poudre, a ensuite été utilisé dans l'étude de KRAIEM [2016] pour caractériser une mousse fragile de carbone. Ce système consiste au

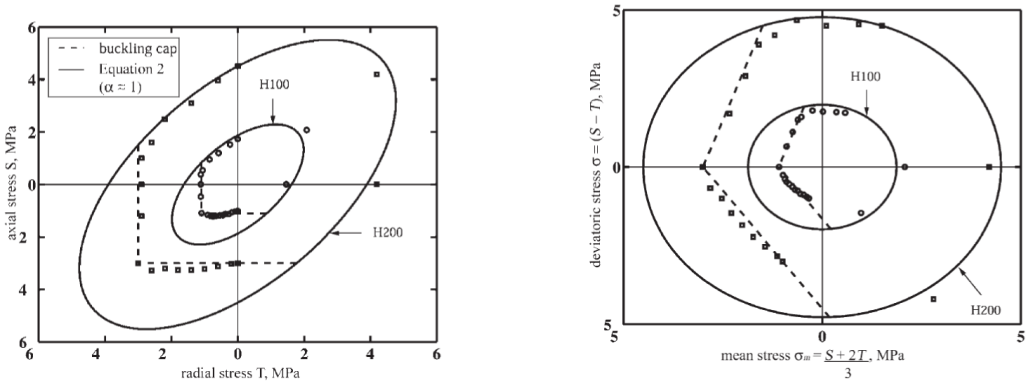
déplacement synchronisé de six cubes, d'une manière proportionnelle ou non, pour venir comprimer l'échantillon positionné au centre.



FIGURE 3.5 – Système de compaction développé par CANTO [2007]

La définition d'une surface de plasticité (ou surface de charge) est le sujet de la plupart des études sur le comportement multiaxial des matériaux cellulaires. Dans leur étude, Triantafilou et collab. ont caractérisé une mousse de polyuréthane souple sous différentes sollicitations multiaxiales (biaxial, triaxial axysymmetrique et hydrostatique) dans le but d'obtenir une surface de charge. Ces essais ont constitué une base expérimentale pour la validation d'un modèle proposé par les mêmes auteurs [GIBSON et collab., 1989].

Il peut également être cité les études menées par Deshpande et Fleck sur une mousse métallique [DESHPANDE et FLECK, 2000] et de polychlorure de vinyle [DESHPANDE et FLECK, 2001]. Ces deux mousses soumises à de grandes transformations présentent un comportement irréversible important et le choix d'une surface de plasticité apparaît alors légitime pour les auteurs. Ces derniers proposent un critère de plasticité basé sur des grandeurs phénoménologiques, et montrent une bonne corrélation avec les valeurs obtenues expérimentalement.



(a) (b)

FIGURE 3.6 – Surfaces de charge observées dans l'espace des contraintes axiale et radiale (a), et des contrainte de déviatorique et moyenne (b), obtenues par DESHPANDE et FLECK [2001]

Dans cette étude KRAIEM [2016], un critère de plasticité de type Drucker-Prager est identifié pour représenter les résultats obtenus. Un modèle de comportement basé sur une amélioration de celui proposé par Desphande et Fleck, est également développé par l'auteur.

Une autre étude menée par COMBAZ et collab. [2010, 2011] sur une mousse d'aluminium et de polyuréthane, montre une dépendance de la surface de charge à l'angle de Lode, et à la pression hydrostatique pour les deux matériaux testés. Afin de reproduire les résultats expérimentaux, un critère de plasticité intégrant ce paramètre supplémentaire est proposé par les auteurs.

D'un point de vue du comportement, DESHPANDE et FLECK [2001] observent une forte différence est entre les comportements en traction et compression hydrostatique, pour les mousses de PVC testées (cf. figure 3.7).

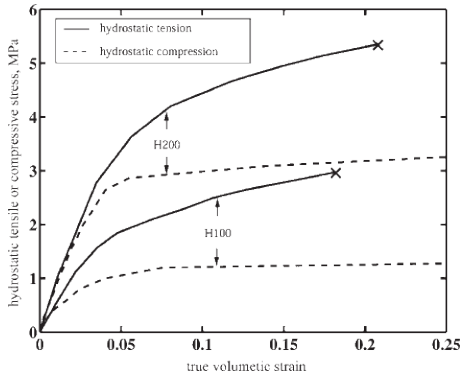


FIGURE 3.7 – Résultats en compression et traction hydrostatique obtenus par DESHPANDE et FLECK [2001] sur une mousse de PVC.

L'influence de la vitesse de déformation sur le comportement de mousses de polypropylène a été observée par ZHANG et collab. [1997] et VIOT [2009], pour des vitesses allant de 10^{-3} à $10^{1} s^{-1}$. Il est observé dans ces deux études une dépendance du comportement du matériau à la vitesse de déformation, qui se traduit par une augmentation du module d'Young initial et de la contrainte seuil.

Une dépendance du comportement en compression hydrostatique à la densité du matériau, a également été observé par différents auteurs [MAJI et collab., 1995; MOREU et MILLS, 2004; VIOT, 2009].

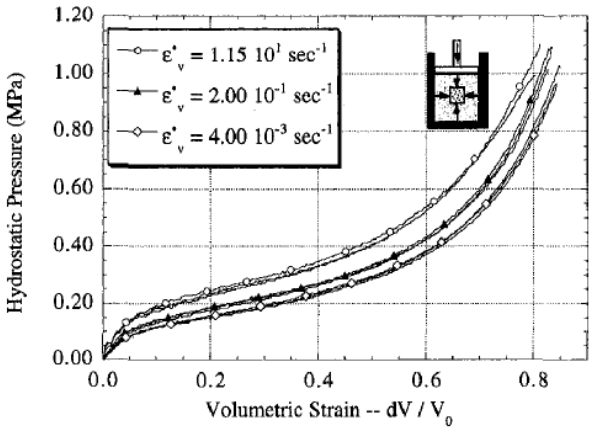
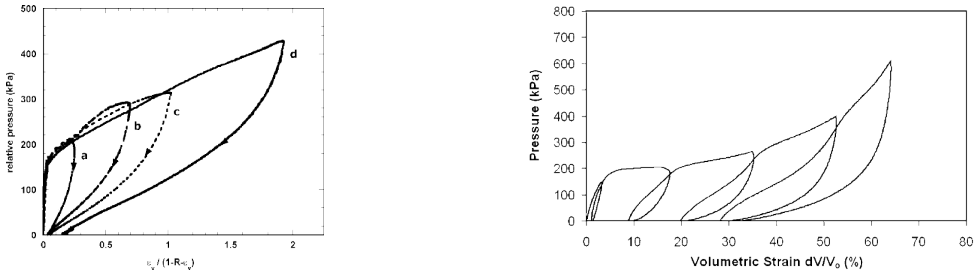


FIGURE 3.8 – Influence de la vitesse de déformation sur le comportement en compression hydrostatique d'un mousse de polypropylène [ZHANG et collab., 1997].

Les études de MOREU et MILLS [2004] et OZTURK et ANLAS [2011], ont observé le comportement de mousses polymériques sous des sollicitations de compression hydrostatique répétées. Un comportement élastique est observé par MOREU et MILLS [2004], avec peu d'influence de la répétition de la sollicitation. Le matériau de OZTURK et ANLAS [2011] montre une déformation plastique lors des décharges, mais le comportement lors des différentes phases de charge-décharge est le même que lors d'un essai monotone. Un comportement similaire est observé en compression uniaxiale.



(a) (b)

FIGURE 3.9 – Comportements en compression hydrostatique multiples obtenus par (a)MOREU et MILLS [2004] sur une mousse de polypropylène, et (b)OZTURK et ANLAS [2011] sur une mousse de polystyrène.

En conclusion de cet état de l'art, l'essai de compression hydrostatique est un essai relativement complexe, qui demande la conception de moyens d'essais adaptés au matériau à tester. Dans le travail de cette thèse, un nouveau système de compression hydrostatique a été développé spécifiquement pour les matériaux cellulaires du projet GENOSIA. Les problématiques auxquelles il répond sont d'abord présentés dans la section suivante, avant de décrire le système et ses moyens d'acquisition.

3.3 Développement d'un système expérimental adapté aux mousses souples à cellules ouvertes

3.3.1 Problématique liée au gaz présent dans la mousse

Il a été vu au travers du chapitre précédent que le comportement mécanique des matériaux cellulaires est lié à leur microstructure particulière, composée en grande partie de cavités. Ces dernières sont en réalité composées d'un gaz, provenant de la réaction chimique au moment de leur fabrication. Ce gaz a la possibilité de s'échapper lorsque la mousse est à cellules ouvertes, ou peu resté emprisonné quand il est à cellules fermées. Ce gaz intervient donc dans la réponse mécanique observée lors des sollicitations appliquées au matériau. Dans le cas d'une compression uniaxiale :

— Pour un matériau à cellules fermées : Si les parois des cellules sont suffisamment résistantes et ne se déchirent pas, le gaz est piégé à l'intérieur de celles-c. Lorsque le volume de ces dernières diminue, la pression du gaz augmente. L'effort de réaction est donc une contribution de (i) la résistance des parois des cellules, et de (ii) la pression du gaz à l'intérieur des cellules [GIBSON et ASHBY, 2001]. SKOCHDOPOLE et RUBENS [1965] proposent un modèle qui parallélise les deux contributions (cf. figure 3.10), décrivant la contrainte σ comme une somme de la contrainte due à la résistance de la microstructure σ_{ms}, et de la contrainte due à la pression interne

des cellules σ_{cell}. Cependant, sous de grandes déformations, il arrive que les parois s'endommagent et se déchirent, laissant alors circuler l'air [BOUIX et collab., 2009].

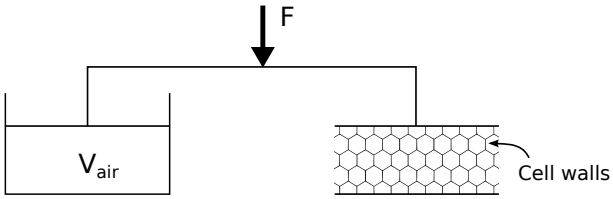


FIGURE 3.10 – Modèle proposé par SKOCHDOPOLE et RUBENS [1965] parralélisant la contribution de la microstructure, et de la pression de l'air dans les cellules.

— Pour un matériau à cellules ouvertes : L'air présent à l'intérieur du matériau circule au travers de la microstructure pour s'évacuer par les bords libres. Cette évacuation est faite plus ou moins facilement, selon la taille et la forme des cellules, ainsi que de la vitesse de déformation. On peut alors parler de perméabilité du matériau. CUMMINGS et BEADLE [1994] ont mesuré ce paramètre sur plusieurs mousses de polyuréthane, et montrent qu'un matériau composé de cellules de petite taille, va engendrer une plus grande résistance à l'écoulement de l'air, qu'un matériau composé de cellules de grandes taille. Pour cette même raison, MILLS et LYN [2002] montrent de manière expérimentale que cette résistante à l'écoulement augmente avec le niveau de compression (la taille des cellules se retrouvant alors réduite). Enfin, l'air ayant une certaine viscosité, si le volume de matière diminue rapidement, alors le fluide se déplace moins facilement et la résistance à l'écoulement augmente [HILYARD et COLLIER, 1987]. VIOT et collab. [2005] montrent d'ailleurs une déformation résiduelle plus importante lors d'une sollicitation quasi-statique, que dynamique. Cela peut s'expliquer par le fait que l'air n'ai pas pu s'évacuer à vitesse dynamique, dû à sa viscosité, "regonflant" les cellules de la mousse après sollicitation. A partir de la loi de Darcy qui régit l'écoulement d'un fluide, et en y intégrant les paramètres précédents, GIBSON et ASHBY [2001] déduisent la contribution du flux d'air sur la contrainte σ_g^* lors d'une sollicitation de compression uniaxiale par la relation :

$$\sigma = \sigma_g^* + \sigma_{ms} \tag{3.1}$$

$$\sigma_g^* = \frac{C\mu\dot{\varepsilon}}{1-\varepsilon}\left(\frac{L}{l}\right)^2 \tag{3.2}$$

avec :

σ_{ms}	Contribution de la microstructure sur la contrainte (MPa)
σ_g^*	Contribution du flux d'air sur la contrainte (MPa)
C	Constante matérielle (-)
μ	Viscosité dynamique du fluide (MPa.s)
ε	Déformation de l'échantillon (-)
$\dot{\varepsilon}$	Vitesse de déformation (s^{-1})
L	Largeur de l'échantillon (mm)
l	Taille moyenne des cellules (mm)

Afin de caractériser en compression hydrostatique un matériau à cellules ouvertes comme la mousse CF-47, il convient donc de permettre l'évacuation de l'air emprisonné dans le matériau pour être représentatif du comportement. Pour résoudre cette problématique, peu de solutions sont proposées dans la littérature. La majorité des études présentées dans la section 3.2 concerne la caractérisation de matériaux à cellules fermées. Pour la réalisation de ces essais, les échantillons sont généralement enveloppés d'un film hermétique, et ensuite positionnés dans une enceinte hermétique. Le gaz reste alors emprisonné dans l'échantillon durant l'essai, ce qui est acceptable pour la caractérisation d'un matériau à cellules fermées, mais n'est pas adapté pour représenter le comportement d'un matériau à cellules ouvertes.

Très peu d'études portent sur la caractérisation en compression hydrostatique de mousses à cellules ouvertes. Le seul moyen d'essai utilisé pour ce type de matériau est celui de TRIANTAFILOU et collab. [1989] (cf. figure 3.1), qui possède un conduit pour évacuer l'air emprisonné dans l'échantillon. Lorsque la pression dans l'enceinte augmente, le film se plaque sur l'échantillon, le comprime, et l'air est évacué par le conduit. Les autres moyens expérimentaux développés par la suite, par ZHANG et collab. [1998] et WANG et collab. [2013] fonctionnent sur le même principe.

3.3.2 Problématique liée à la viscosité et au comportement non linéaire de la mousse

Afin de prendre en compte l'évacuation de l'air dans la réponse du matériau, l'originalité du dispositif expérimental développé est de placer l'échantillon dans une poche hermétique et de créer une dépression pour aspirer l'air contenu initialement dans la poche. Cependant, ce principe d'aspiration amène une deuxième problématique qui est le contrôle de la vitesse de déformation au cours d'un essai. En effet, l'essai par aspiration est contrôlé par la dépression appliquée à l'échantillon. Or les résultats présents dans la littérature montrent des comportements fortement non linéaires dans l'évolution de la pression en fonction de la déformation volumique (pour des mousses à cellules fermées ou ouvertes). Donc, pour une même variation de pression $\Delta p_1 = \Delta p_2$ effectuée à différents niveaux de déformation, les variations de volume ΔV_1 et ΔV_2 seront différentes comme le montre la figure 3.11. Cela implique que si la variation de pression est constante au cours de l'essai, la vitesse de déformation ne le sera pas. Il a été montré dans le chapitre précédent, mais aussi dans la littérature [OUELLET et collab., 2006; RINDE et HOGE, 1971; SONG et collab., 2005; TRAEGER, 1967], que les mousses polymériques présentent une dépendance à la vitesse de déformation en compression uniaxiale (cf. chapitre 2.3.3), mais aussi triaxiale [VIOT, 2009; ZHANG et collab., 1997]. La vitesse de déformation est doit donc être constant au cours des essais pour assurer la validité de la caractérisation du matériau.

Afin de caractériser le matériau de cette étude sous une sollicitation de compression hydrostatique, le développement d'un moyen expérimental s'est avéré nécessaire. Ce dernier, présenté dans la section suivante, a été conçu d'une manière innovante en prenant en compte une évacuation de l'air du matériau, et un contrôle de la vitesse de déformation.

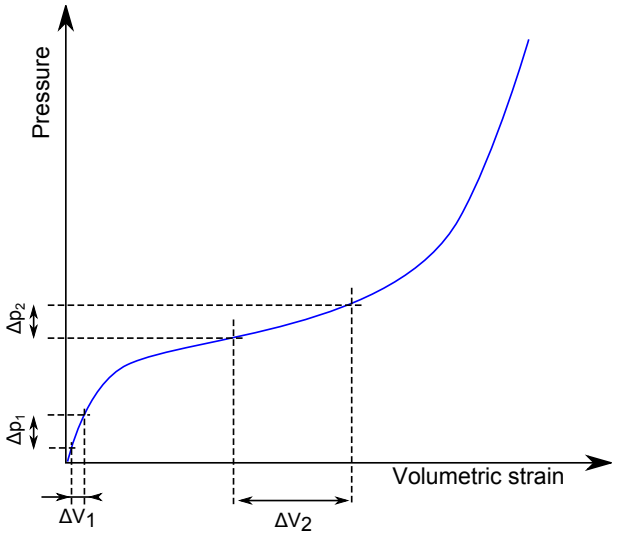


FIGURE 3.11 – Effet d'une variation de pression constante au cours d'un essai de compression hydrostatique sur la variation de déformation volumique.

3.3.3 Présentation du système développé

Un système de compression hydrostatique innovant destiné aux matériaux à cellules ouvertes, a été développé dans cette étude. Son principe de fonctionnement est basé sur l'aspiration de l'air contenu dans un échantillon du matériau. Ce dernier est placé à l'intérieur d'un un film souple et hermétique, l'isolant de l'extérieur (cf. figure 3.12). Ainsi, lorsque l'air est aspiré, une dépression se créer à l'intérieur de la mousse et le film vient se plaquer sur l'échantillon et le comprimer. La différence de pression avec l'extérieur définit la valeur de pression qui est appliquée sur l'échantillon durant l'essai. L'avantage principal de cette méthode est d'utiliser la problématique de l'évacuation de l'air, pour créer la pression à appliquer sur le matériau. Par ailleurs, la vitesse de déformation peut être contrôlée grâce à la commande d'un débit variable au cours de l'essai.

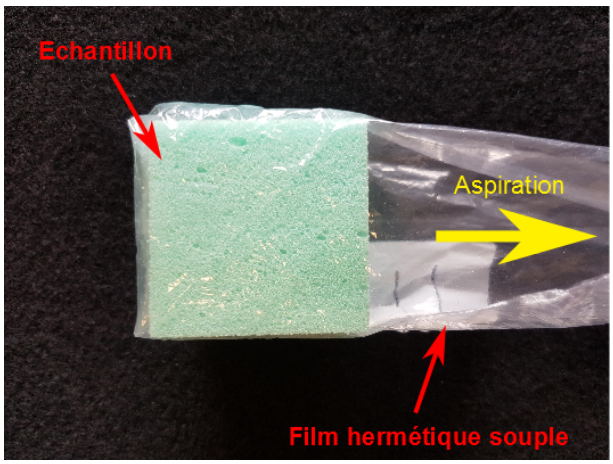


FIGURE 3.12 – Illustration du film hermétique utilisé pour envelopper les échantillons.

La présentation du moyen d'essais développé est découpée en deux parties : le système d'aspiration est d'abord détaillé, suivi par les moyens d'acquisition de pression et de volume.

Schéma et principe de fonctionnement du système d'aspiration

Le système développé, présenté sur la figure 3.13, est composé de plusieurs composants. Tout d'abord, afin de générer une dépression, le système est composé d'une pompe qui génère le vide dans un réservoir. Le débit d'aspiration, qui permet de définir la vitesse à laquelle l'échantillon sera sollicité, est réglable à partir d'une vanne de débit auto-régulée, positionnée en série avec le réservoir. Deux possibilités d'expérimentation ont été imaginées. Une vanne à débit réglable pour des débits faibles (inférieurs à 1 L/min) et une vanne de débit manuelle associée à un débimètre et une électro-vanne pour des débits forts (jusqu'à 100 L/min). Ces composants étant sensibles aux éléments extérieurs (poussières, eau,...), un filtre est installé les protéger. Enfin, un vacuomètre est positionné en début de circuit, entre le filtre et l'échantillon, et au plus près de ce dernier pour réaliser les mesures. L'échantillon dernier est positionné au sommet d'un tube, nommé tube d'aspiration, et enveloppé dans un film plastique souple et hermétique. Le film est maintenu d'une manière étanche sur le tube, soit par un presse-étoupe lorsque la cellule est utilisée, soit par un joint adhésif. La cellule sera présentée dans la partie suivante dédiée aux moyens d'acquisition.

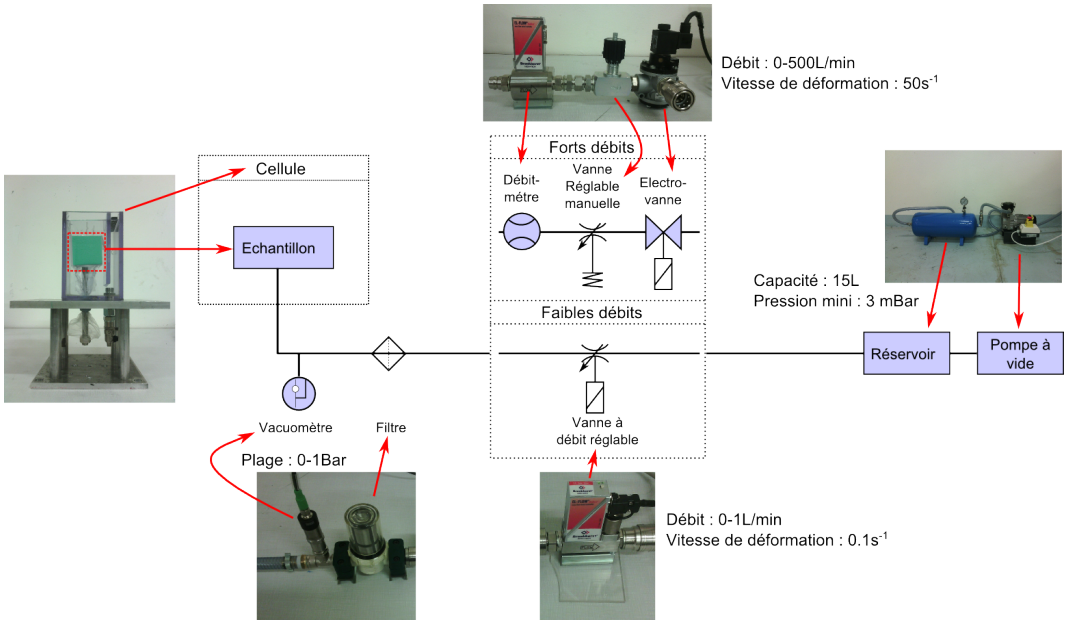


FIGURE 3.13 – Système d'aspiration développé.

Cas des débits faibles

Le débit d'aspiration est réglable grâce à l'électrovanne auto-régulée qui modifie automatiquement la section minimale S_{min} par laquelle s'écoule l'air, pour obtenir la consigne donnée. La vitesse de sollicitation appliquée à l'échantillon est défini par le débit d'aspiration, et peut-être estimée par le rapport du débit sur le volume de l'échantillon. Néanmoins, cette estimation ne peut être considérée comme correcte que dans le cas où l'échantillon n'est composé uniquement d'air. Par exemple, si le volume d'air contenu dans une bulle est aspiré, afin d'équilibrer les pressions interne et externe de la bulle, cette dernière va se comprimer à la vitesse d'aspiration. La vitesse de déformation ne dépend alors que du débit d'aspiration. Or dans le cas d'un échantillon de mousse, lorsque le volume d'air diminue, le film hermétique, comme la paroi d'une bulle, va se comprimer pour équilibrer les pressions interne et externe, et finira par se coller

à la structure de polymère de l'échantillon. Un effort de réaction sera alors appliqué par l'échantillon contre le film plastique, ralentissant la compression du film. La vitesse de déformation est alors dépendante du débit d'aspiration, et du comportement de la structure de l'échantillon.

La consigne de débit est envoyée à l'électrovanne par un signal électrique (0-10 V pour 0-1 L/min) dont la forme au cours du temps peut être quelconque. Ainsi il est possible de définir un profil de débit à suivre durant l'exécution de l'essai, dans le but d'obtenir une déformation volumique constante. Le profil est défini par un fichier de points au cours du temps, donné par l'utilisateur en début d'essai. Cette méthode possède le désavantage de nécessiter la réalisation de plusieurs essais afin d'obtenir le bon profil correspondant à la vitesse de déformation souhaitée. Pour éviter cela, il aurait été nécessaire d'intégrer au système un capteur de mesure du volume de l'échantillon, et de réguler la vitesse de déformation volumique en agissant directement sur la consigne de débit, selon l'évolution de cette grandeur. Bien que ce point ait été pris en compte dans le développement d'un système d'acquisition, le moyen qui a été développé demande un post-traitement pour obtenir la mesure du volume, rendant impossible la régulation automatique de la vitesse de déformation. Le profil de débit à entrer en paramètre est donc à obtenir de manière empirique : l'amplitude des variations de vitesse de déformation sera vérifiée lors du post-traitement pour valider les essais réalisés.

Cas des débits forts

Lors du développement du moyen d'essai, il a été envisagé d'adapter le système à des vitesses dynamiques, permettant d'atteindre des taux de déformation de l'ordre de $50 s^{-1}$, nécessitant des débits d'aspiration d'environ 100 L/min. Afin de s'affranchir du débit d'aspiration de la pompe à vide et d'atteindre des vitesses d'aspiration élevées, un réservoir d'une capacité de 15 L a été intégré au système. Le principe était d'isoler l'échantillon du réservoir par une électrovanne, de faire le vide dans ce réservoir ($\simeq$ 5 mbar), et d'ouvrir l'électrovanne d'une manière instantanée. A cet instant, la vitesse d'écoulement de l'air U, qui peut être défini par l'équation de Bernoulli (3.3), ne dépend que de la différence de pression entre l'intérieur du film hermétique et du réservoir ($\simeq$ 1 bar). Le débit maximal atteignable, Q_{max}, dépend ensuite du rapport de la vitesse d'écoulement U, avec la section minimale dans l'ensemble du circuit d'aspiration, S_{min}. Le système a donc été dimensionné pour des débits allant jusqu'à 100 L/min, avec des tubes ayant un diamètre de 16 mm minimum.

$$U = \sqrt{\frac{2}{\rho}(p_{tank} - p_{sample})} \tag{3.3}$$

avec :

ρ	Masse volumique de l'air (Kg/m^3)
p_{tank}	Pression dans le réservoir (Pa)
p_{sample}	Pression dans la poche contenant l'échantillon (Pa)

Néanmoins, des limitations à l'application de telles vitesses d'aspiration sont survenues. La première est que la régulation du débit requiert des temps de réaction très faibles à ces vitesses de déformation ($\gg$ 1 s). Les vannes de régulation pilotables disponibles dans le commerce ne possèdent pas, à notre connaissance, ces capacités. Pour répondre à

ce besoin, il aurait donc été nécessaire de développer un moyen de régulation dédié. Bien que ce développement ait pu être envisagé, il a d'abord été décidé de valider le principe d'aspiration de l'air pour un débit constant sur cette plage. Un deuxième circuit d'aspiration a été conçu remplaçant l'électrovanne auto-régulée par une électrovanne, une vanne réglable manuelle, et d'un débitmètre, comme présenté sur la figure 3.13. La réalisation de ces essais d'aspiration dynamique pouvant s'avérer compliquée l'est d'autant plus quand l'air aspiré est emprisonné dans une mousse. En effet, la microstructure du matériau rend difficile l'évacuation de l'air de l'échantillon à de telle vitesse et de façon homogène. Par conséquent, l'air est bien évacué dans le circuit d'aspiration, mais pas dans l'échantillon. Les vitesses de déformation ne sont donc pas celles de la plage attendue, et les niveaux de pression relevés par le vacuomètre ne correspondent pas à ceux appliqués sur l'échantillon.

La caractérisation à vitesses dynamiques a donc été abandonnée au cours de l'étude à cause de la microstructure du matériau, qui ne permet pas d'atteindre ces plages de vitesse. Une limite du principe par aspiration de ce système est donc mise en évidence ici. Cependant, la plage dynamique visée concerne des débits d'aspiration très élevés (100 L/min) par rapport au débit maximal visé en quasi-statique (1 L/min). Il peut donc être envisagé la possibilité de caractériser ce matériau pour d'autres débits, jusqu'à atteindre une valeur maximale au delà de laquelle, il serait considéré que l'air ne s'évacue pas correctement de la microstructure. Ainsi un débit d'aspiration maximal pourrait être défini pour ce matériau. Pour cela, il avait été envisagé de caractériser la perméabilité du matériau, afin d'obtenir une évolution d'un gradient de pression en fonction du débit d'aspiration. Une valeur limite de gradient de pression serait alors à définir, afin d'obtenir le débit d'aspiration maximal à envisager. Cette étude reste une perspective aux travaux présentés ici.

Acquisition de la pression

Deux grandeurs sont utilisées dans l'analyse des résultats de ces essais : le volume de l'échantillon, et la pression appliquée sur ce dernier. Le vacuomètre positionné à l'extrémité du circuit d'aspiration, au plus proche de l'échantillon, permet d'obtenir la valeur de pression dans le film hermétique. La pression appliquée sur l'échantillon p est ensuite déduite par la relation :

$$p = p_{ext} - p_{int} \tag{3.4}$$

avec :

p	Pression appliquée à l'échantillon (MPa)
p_{ext}	Pression à l'extérieur du film (MPa)
p_{int}	Pression à l'intérieur du film (MPa)

L'hypothèse que la pression est appliquée de manière uniforme sur l'échantillon est faite sur ces essais. Le seul endroit où cette hypothèse peut-être remise en question est au niveau du tube d'aspiration, en contact avec l'échantillon. Pour limiter son impact sur la répartition de la pression, il a été décidé de choisir une taille d'échantillon de manière à ce que la section du tube reste inférieure à 10% de la surface sur laquelle il est en contact. De ce fait, les composantes du tenseur des contraintes dans un repère cartésien associé à

l'échantillon cubique peuvent s'exprimer de la manière suivante :

$$[\sigma_{ij}] = \begin{bmatrix} -\frac{p}{3} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{p}{3} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{p}{3} \end{bmatrix} \tag{3.5}$$

Système d'acquisition de la variation de volume #1 (niveau d'eau)

Pour ce qui est de la mesure du volume de l'échantillon, un premier moyen a été développé dans le but d'avoir une mesure en cours d'essai, pour réguler la vitesse de déformation. Son principe consiste à immerger l'échantillon enveloppé du film hermétique dans une cellule remplie d'eau, et de mesurer la hauteur du niveau d'eau en cours d'essai. Lorsque l'échantillon se comprime, son volume diminue et le niveau d'eau de la cellule s'abaisse. Connaissant la relation entre la hauteur d'eau et le volume d'eau dans la cellule, il est possible d'obtenir d'une manière précise la variation du volume de l'échantillon durant un essai.

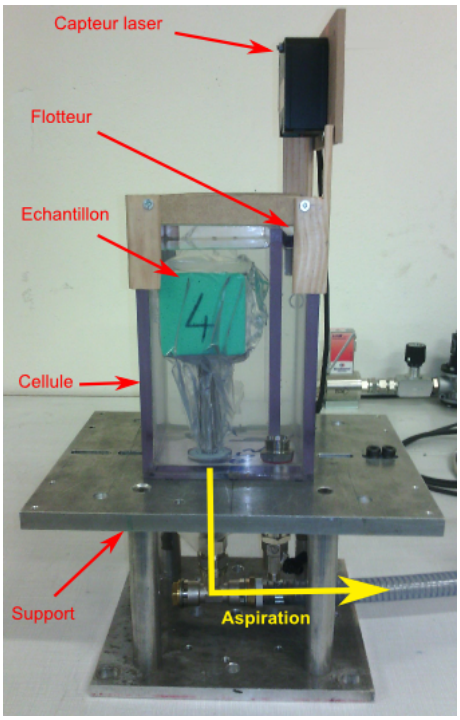
La cellule présentée sur la figure 3.14, a donc été développée dans ce but. Le tube d'aspiration passe à travers la paroi inférieure de la cellule grâce à un presse étoupe qui assure l'étanchéité. Le film hermétique recouvre l'échantillon et sort également de la cellule par le presse étoupe. Un capteur de position laser KEYENCE (LK-H082), d'une plage de mesure de 36 mm, est installé au-dessus de la cellule, et pointe sur un flotteur qui est positionné dans un compartiment pour guider sa descente, et limiter les perturbations de surface. Cette installation présente l'avantage d'avoir directement en sortie du capteur de position, un signal analogique de sa mesure. Ce dernier peut ensuite être utilisé directement dans la régulation du signal de commande du débit.

Calibration de la mesure du moyen #1 (niveau d'eau)

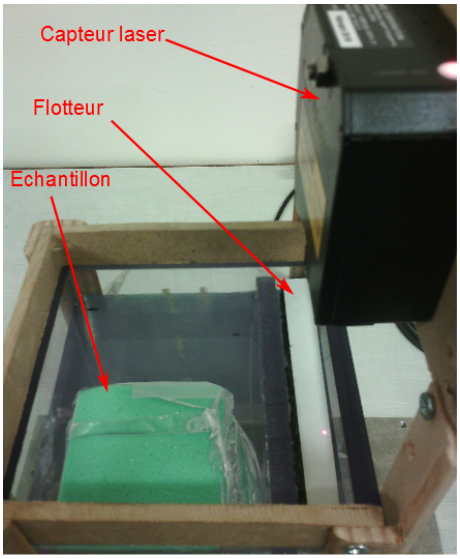
Afin de valider la mesure de la hauteur et donc du volume d'eau dans la cellule à l'aide du laser, une procédure de calibration a été mise en place. Cette dernière consiste à positionner la cellule sur une machine conventionnelle de traction/compression dont le déplacement de la traverse donné est obtenu avec une précision de 10^{-3} mm. Un objet (dans notre cas un cylindre d'étalonnage) dont les dimensions sont connues, est fixé sur la traverse de la machine et positionné dans la cellule. L'eau est ajoutée dans cette dernière jusqu'à atteindre son niveau maximum, recouvrant l'axe. La traverse est ensuite déplacée pour sortir le cylindre d'étalonnage de la cellule, tout en faisant l'acquisition de la hauteur du niveau d'eau. A chaque instant, la variation de volume Δv du cylindre sous le niveau d'eau peut être calculée par $S_{cyl}(\Delta h_t + \Delta h_e)$ avec Δh_t le déplacement de la traverse, Δh_e le déplacement du niveau d'eau, et S_{cyl} la section de du cylindre (cf. figure 3.15). Ainsi, il peut être associé une variation de volume à une variation de hauteur mesurée durant un essai. Enfin, cette procédure a été répétée trois fois afin d'estimer une erreur de mesure de ce moyen d'acquisition.

Système d'acquisition de la variation de volume #2 (suivi de cibles)

Le deuxième moyen développé est basé sur une méthode de suivi de cibles, à partir des images des deux faces de l'échantillon. Au préalable de l'essai, plusieurs cibles matérialisées par des épingles de couleurs (cf. figure 3.16a) sont positionnées sur deux faces



(a)



(b)

FIGURE 3.14 – (a) Prototype d'une cellule pour le système de mesure de la variation de volume par niveau d'eau. (b) Emplacement du flotteur et du capteur de mesure.

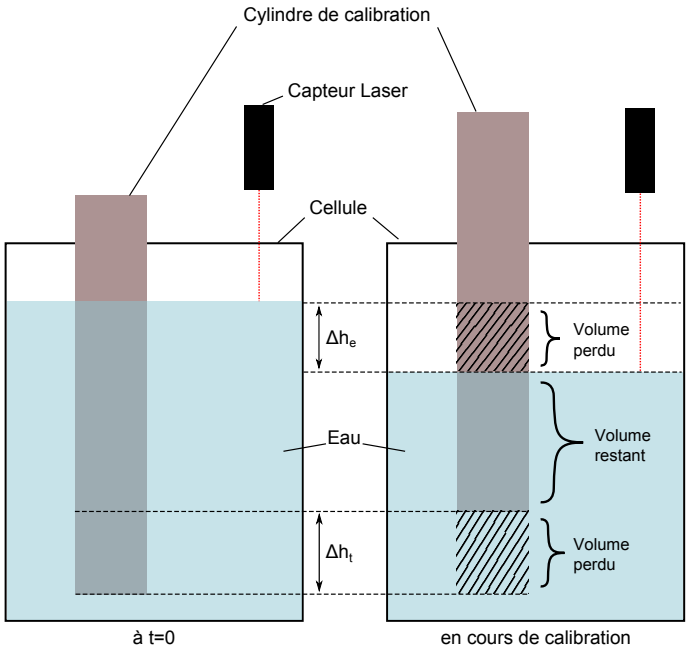
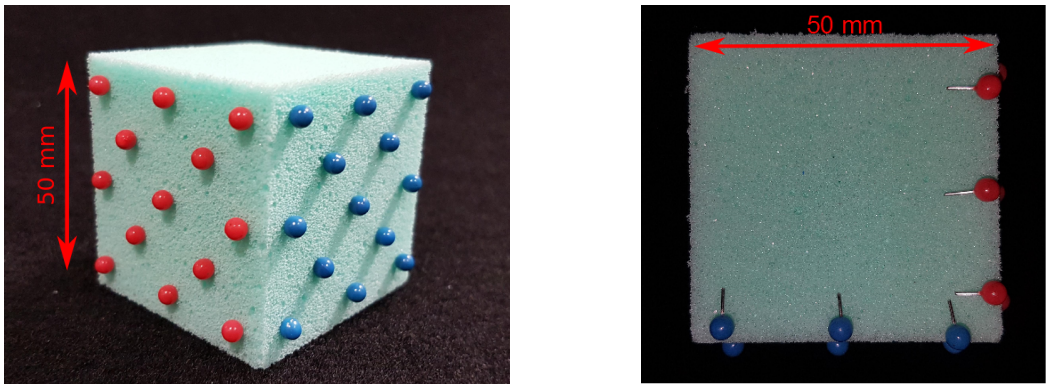


FIGURE 3.15 – Schéma du principe de calibration du laser

perpendiculaires de l'échantillon, désignées par face A et face B, comme le montre la figure 3.16a. Les dimensions de ces épingles, illustrées sur la figure 3.16b, étant très faibles, il est fait l'hypothèse qu'elles ne modifient pas la réponse de la mousse. Durant l'essai, deux caméras prennent des photos de ces deux faces à une fréquence définie par l'utilisateur. Les images sont ensuite traitées numériquement pour détecter les différentes cibles et obtenir leur position. Grâce à ces informations, il est possible de calculer les grandeurs

liées aux déformations (rapport d'élongation $\lambda_i = \frac{l_i}{l_i^0}$, et composantes du tenseur des déformations $[\varepsilon_{ij}]$, où i et j correspondent aux directions de l'espace (x,y,z)) en plusieurs points de l'échantillon. Cette technique est similaire à la méthode de corrélation d'image qui ne peut être utilisée ici à cause des reflets que provoque le film hermétique. Ces derniers perturbent la vision du mouchetis et rendent impossible le suivi de la texture par les logiciels d'une manière correcte.



(a) (b)

FIGURE 3.16 – Illustration des dimensions des épingles utilisées (a), et d'un échantillon avec les différentes cibles positionnées.

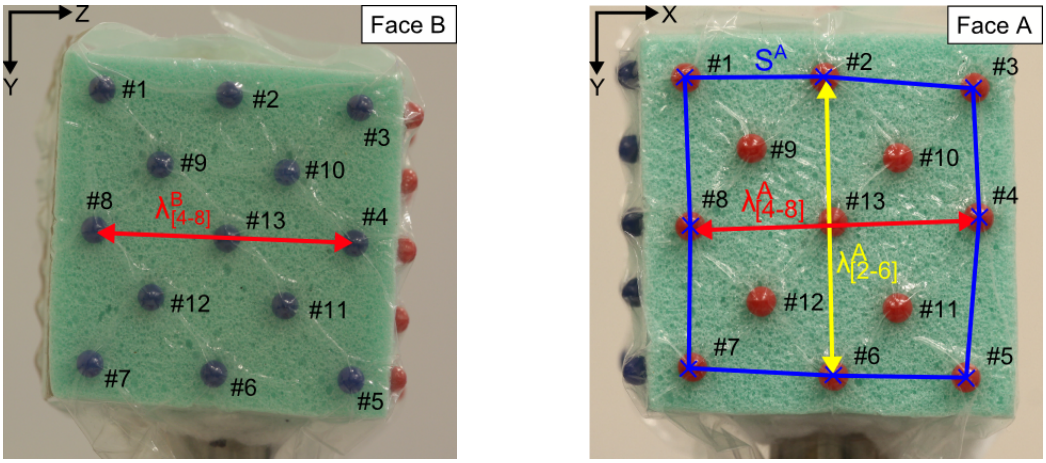
Deux méthodes de calcul ont ensuite été utilisées pour calculer le volume. La première est d'utiliser les rapports d'élongation λ_i et de les multiplier entre eux (eq 3.7). Ces derniers peuvent être calculés à partir des positions des différentes cibles suivies. Dans ces travaux, il a été décidé d'utiliser les points désignés sur la figure 3.17a et 3.17b, pour le calcul des rapports d'élongation décrit par l'équation 3.6.

$$\lambda^{\mathrm{A}}_{[4-8]} = \frac{x_4 - x_8}{x_4^0 - x_8^0}; \qquad \lambda^{\mathrm{A}}_{[2-6]} = \frac{y_6 - y_2}{y_6^0 - y_2^0}; \qquad \lambda^{\mathrm{B}}_{[4-8]} = \frac{z_4 - z_8}{z_4^0 - z_8^0} \tag{3.6}$$

avec :

x_i, y_i et z_i	les coordonnées suivant l'axe x, y, et z respectivement, du point $\#i$ (mm)
x_i^0, y_i^0 et z_i^0	les coordonnées initiales ($t = 0$) suivant l'axe x, y, et z respectivement, du point $\#i$ (mm)
A, B	la face A, ou B utilisée pour le calcul

Cependant, cette méthode implique l'hypothèse que les faces gardent une forme carrée tout au long de l'essai, ce qui n'est pas toujours le cas lors de grandes déformations, comme l'illustre la figure 3.18. Afin de limiter les erreurs dues à la forme de l'échantillon, une deuxième méthode par calcul de surface est proposée. Cette dernière consiste à calculer l'aire de la face A, S^{A}, matérialisée en bleu sur la figure 3.17b, et de la multiplier par le rapport d'élongation de la dernière direction de la face B $\lambda^{\mathrm{B}}_{[4-8]}$ (eq 3.8). Le calcul de l'aire s'effectue à partir du théorème de Green, dont la surface d'un polygone formée par une liste de point, peut s'effectuer par le produit vectoriel des coordonnées de ces derniers, dans un repère cartésien [BRADEN, 1986].



(a) (b)

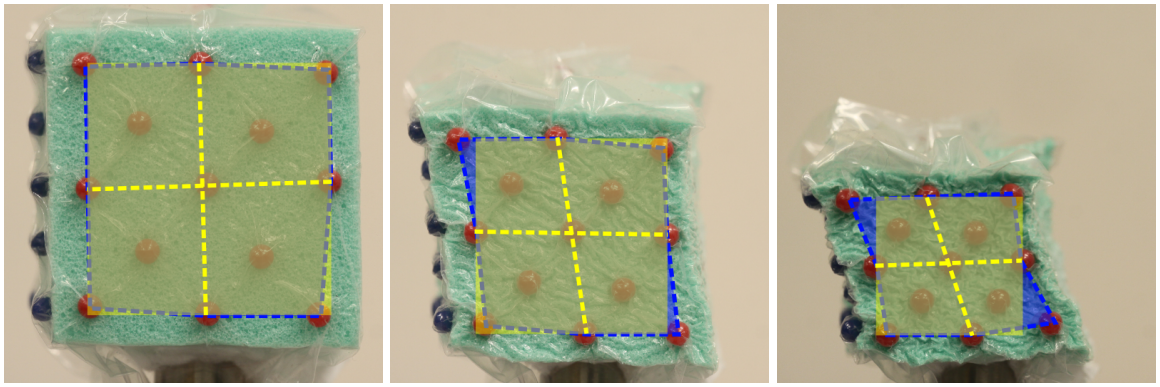
FIGURE 3.17 – Illustration des éléments calculés à partir des deux méthodes (rapport d'élongation et surface) proposées pour le système d'acquisition de la variation de volume #2 (images).

$$v = \lambda_x \lambda_y \lambda_z = \lambda^A_{[2-6]} \lambda^A_{[4-8]} \lambda^B_{[4-8]} \tag{3.7}$$

$$v = S^A \lambda^B_{[4-8]} = \frac{1}{2} \left| \sum_{i=1}^{n-1} x_i y_{i+1} + x_n y_1 - \sum_{i=1}^{n-1} x_{i+1} y_i + x_1 y_n \right| \lambda^B_{[4-8]} \tag{3.8}$$

avec :

n	le nombre de points sur le contour de la surface, $n = 8$ dans cette étude
x_i et y_i	les coordonnées suivant l'axe x et y respectivement, du point $\#i$ (mm)



(a) (b) (c)

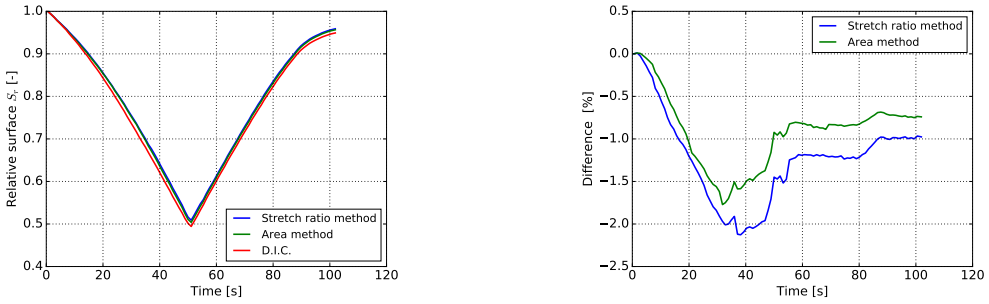
FIGURE 3.18 – Exemple de surfaces mesurées par les deux méthodes de suivi de points. Surface jaune obtenue par les rapports d'élongation. Surface bleue obtenue par les points du contour externe.

Estimation de l'erreur de mesure pour les méthodes de calcul de rapport d'élongation et de surface

Dans une phase de développement d'un moyen d'acquisition, il est nécessaire d'estimer la plage d'erreur dans laquelle se situe la mesure. Pour ce faire, il faut au préalable définir une valeur étalon, qui sert de référence de comparaison avec le moyen développé.

Pour la méthode de suivi de points, il est difficile d'obtenir une mesure de référence du volume. Il a donc été décidé d'estimer l'erreur de la mesure de l'aire mesurée sur la face A, en prenant comme référence l'aire obtenue par corrélation d'image sur cette même face. Comme il a été dit précédemment, la corrélation d'image n'est pas utilisable lors d'un essai de compression hydrostatique. Les méthodes de calcul ont donc été comparées sur une sollicitation de compression uniaxiale. Les échantillons utilisés dans le cadre de cet essai sont les mêmes que ceux utilisés pour les essais de compression hydrostatique. Les cibles ont été ajoutés après avoir apposé le mouchetis sur les faces de l'échantillon. Enfin, le niveau de compression maximal imposé est de 50%.

Les résultats de la figure 3.19a sont présentés en terme d'évolution de la surface relative S_r en fonction du temps. La surface relative représente l'évolution du rapport de la surface courante s sur la surface initiale s_0. Les écarts entre les résultats obtenus par les deux méthodes développées, et la mesure obtenue par corrélation d'image sont présentés sur la figure 3.19b



(a) (b)

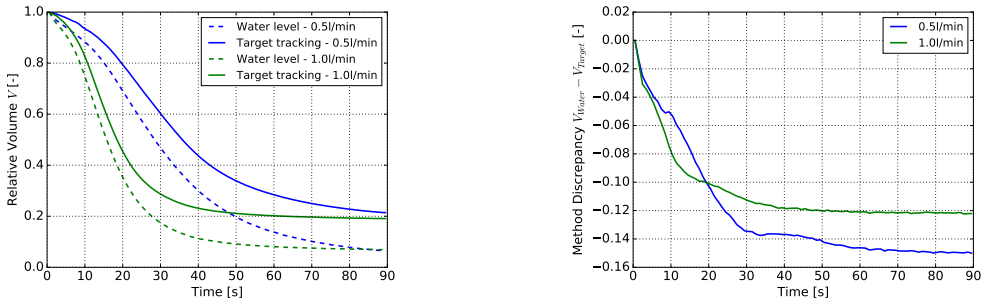
FIGURE 3.19 – (a) Volume relatif obtenu avec les deux méthodes de mesure du volume par suivi de points, et par logiciel de corrélation d'images. (b) Erreur des méthodes développées par rapport à la corrélation d'images

Les résultats obtenus par les deux méthodes montrent une bonne répétabilité, avec une tendance pour la méthode de calcul par mesure de surface à être plus juste. En effet, cette dernière ne tend à sous-estimer la mesure de la surface que de 1.5% au maximum, contre 2% pour la méthode de calcul par les rapports d'élongation. Par conséquent, il a été choisi de garder la méthode de calcul par mesure de surface pour le système de mesure de la variation de volume par suivi de cible.

Comparaison des système d'acquisition de la variation de volume #1 (niveau d'eau) et #2 (suivi de cibles)

Deux moyens d'acquisition du volume ont donc été développés à l'aide d'un capteur laser et par suivi de marqueurs, pour ce système de caractérisation. Les premiers essais ont été réalisés en les utilisant simultanément, afin de vérifier que les mesures convergent bien sur des valeurs similaires. Ces essais se sont déroulés sur deux échantillons différents, chacun testé à deux débits d'aspiration constants (0.5 et 1 L/min), afin de vérifier la répétabilité des résultats. Les résultats obtenus sur un échantillon sont présentés sur la figure 3.20.

Un fort écart est constaté entre les valeurs finales obtenues avec les deux moyens sur la figure 3.20a. En effet, la méthode par niveau d'eau montre un volume relatif d'environ 8% en fin d'essai, contre 20% pour la méthode par suivi de points. De plus, il est montré



(a) (b)

FIGURE 3.20 – (a) Variations de volume mesurées avec les deux systèmes développés (niveau d'eau (water level) et suivi de cible (target tracking)) sur des essais de compression hydrostatiques à deux débits d'aspiration différents. Les mesures sont effectuées simultanément au cours d'un même essai. (b) Écart de mesure du volume relatif V entre les deux méthodes développées.

grâce à la figure 3.20b que l'écart entre ces deux mesures se créer principalement en début d'essai (avant 20 s et 30 s pour un débit de 1 L/min et 0.5 L/min respectivement), et se stabilise ensuite autour de 10-15%. Sur la figure 3.21, les courbes obtenues par la méthode du niveau d'eau sont décalées pour avoir un écart nul en fin d'essai. Il est alors clairement visible que les mesures issues des deux méthodes se rejoignent rapidement.

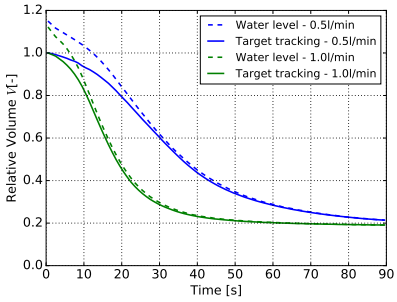


FIGURE 3.21 – Variation de volume mesuré avec un décalage imposé sur la méthode par niveau d'eau.

Grâce à ces observations, il peut être supposé que le décalage observé entre les deux moyens de mesure (laser et images) provient de la présence du volume d'air emprisonné dans le film hermétique au moment de la mise en place de l'échantillon, fasse partie de la variation de volume mesurée avec la méthode par niveau d'eau. Un écart de 12% sur la mesure du volume, représente environ 1.5 cl d'air, qui pourrait être réparti entre les plis du film hermétique, situé le long du tube d'aspiration. Lors de la mise en eau de la cellule, une attention particulière est mise à l'évacuation de l'air résiduel dans le film avant la réalisation de l'essai d'aspiration. Néanmoins, il reste difficile de vérifier avec certitude si la totalité du volume d'air a été évacuée ou non.

En résumé, deux systèmes d'acquisition du volume ont été développés, le premier par une mesure du niveau d'eau, et le second par une méthode de suivie de cible. La première méthode montre une bonne capacité à détecter la variation du niveau d'eau durant l'essai. Cependant, il semble que la mesure prenne également en compte le volume d'air emprisonné à l'intérieur du film hermétique. La quantité de ce volume d'air étant difficile

à estimer, car liée à la mise en place de l'essai, elle ajoute une erreur non négligeable à la mesure. Le second système par suivi de cible apposée sur l'échantillon, permet une mesure de différentes grandeurs. Deux méthodes de calcul ont été proposées, l'une par un calcul des rapports d'élongation, et la deuxième par mesure d'une surface par 8 points, et d'un rapport d'élongation. Cette dernière se montre plus précise pour mesurer les formes non cubique que peut prendre l'échantillon durant un essai.

Au vu de ces conclusions, il a été décidé de réaliser les essais de compression hydrostatique présentés dans la suite de cette étude, avec le système d'acquisition de suivie de cible, utilisant la méthode calcul par mesure de surface. Bien que le système d'acquisition par niveau d'eau offre la possibilité d'avoir une mesure en temps réel pour la régulation de la vitesse de déformation, l'erreur de mesure est trop importante pour l'utiliser ici. Des développements supplémentaires, non envisageables dans les délais de la thèse, auraient été nécessaires pour rendre la mesure plus juste.

3.4 Résultats

3.4.1 Protocole expérimental

Les essais de compression hydrostatique ont été réalisés grâce au moyen d'essai décrit précédemment. Le matériau testé est la mousse CF-47, décrit dans la première partie du chapitre 2.3. Les échantillons utilisés sont de forme cubique de 50 mm de coté, fournis par le partenaire du projet CELSO. Les dimensions des échantillons ont été choisies de manière à obtenir des vitesses de déformation volumique comprises dans une plage de 10^{-3} à 10^{-1} s^{-1}. Pour chaque essai présenté dans cette section, un minimum de trois échantillons a été testé dans les mêmes conditions pour vérifier la répétabilité.

Les pilotages des différents matériels (vannes, appareil photo, ...), ainsi que l'acquisition des signaux, sont gérées grâce une carte entrées/sorties National Instrument, pilotée informatiquement. La fréquence d'acquisition des signaux est fixée à 100 kHz, et la fréquence de pilotage des appareils photo à 1 Hz.

Enfin, les résultats présentés dans cette étude sont observés par l'évolution de la pression, calculée par la relation 3.4, en fonction du volume relatif V calculé par la relation :

$$\mathrm{V} = \frac{v}{v_0} \tag{3.9}$$

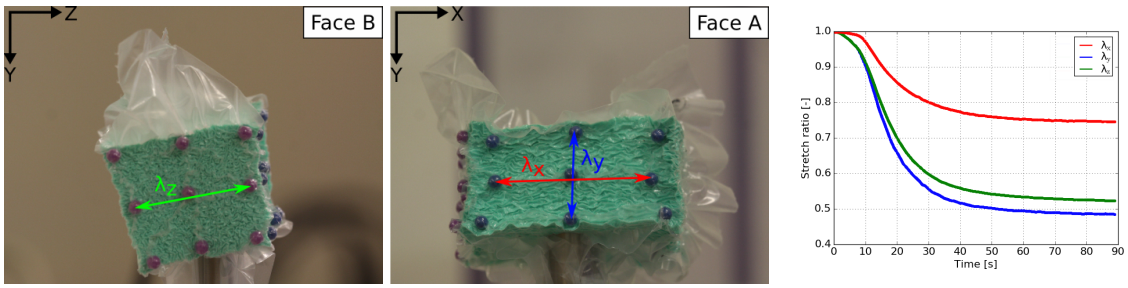
avec v et v_0 les volumes courant et initial de l'échantillon respectivement (mm^3). Une autre grandeur également importante dans ces essais est la vitesse de déformation volumique $\dot{\varepsilon}_\mathrm{V}$. Cette dernière est calculée par la relation :

$$\dot{\varepsilon}_\mathrm{V} = \frac{\delta \mathrm{V}}{\delta t} \tag{3.10}$$

3.4.2 Remarques sur l'anisotropie du matériau

Durant ces essais, la grandeur qui est appliquée à l'échantillon est la pression. La déformation de ce dernier est alors dépendante de l'isotropie du matériau testé. En effet, si le comportement du matériau est isotrope, alors les déformations seront identiques selon toutes les directions. La forme de l'échantillon sera alors la même tout au long de l'essai, et uniquement son volume sera modifié. A l'inverse, pour un comportement anisotrope, les déformations sont alors dépendantes de la direction du matériau, et la forme de l'échantillon changera en même temps que son volume. Dans le chapitre 2, il a été montré que la mousse CF-47 avait un comportement isotrope transverse, avec un comportement similaire suivant deux directions, et plus rigide suivant la dernière direction qui est la direction de moussage. Il est donc proposé dans cette section, d'observer l'influence de ce comportement anisotrope sur les déformations obtenues lors d'une sollicitation de compression hydrostatique.

Les rapports d'élongation mesurés, ainsi que les images d'un échantillon sont présentés sur la figure 3.22. A la fin de l'essai, la forme de l'échantillon n'est plus cubique comme à l'origine, mais parallélépipédique, comme l'illustrent les figures 3.22a et 3.22b. Cela se traduit sur le graphique 3.22c, par des valeurs similaires observées pour les rapports λ_y et λ_z ($\simeq 50\%$), tandis que la valeur du rapport λ_x est largement supérieure ($\simeq 75\%$). Les déformations obtenues sont donc également anisotropes transverses. Ces résultats sont similaires à ceux de OZTURK et ANLAS [2011] et MOREU et MILLS [2004] qui ont réalisé des essais de compression hydrostatique sur des mousses anisotropes. Ces auteurs utilisent également des échantillons cubiques, et obtiennent une déformation plus importante suivant une direction que sur les deux autres. Pour expliquer ces observations, les auteurs mettent en évidence la méthode de fabrication des matériaux qui engendre une forme de cellule allongée suivant deux directions, pour lesquelles sa rigidité est alors plus grande.



(a) (b) (c)

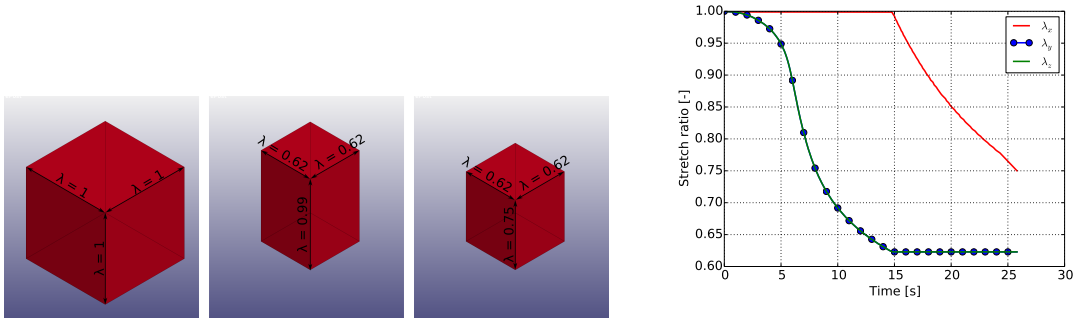
FIGURE 3.22 – Rapport d'élongation obtenue sur un échantillon de la mousse CF-47 lors d'un essai de compression hydrostatique.

Bien que la relation semble évidente entre les déformations observées dans cette section, et le comportement du matériau décrit dans le chapitre précédent, ces dernières pourraient également être dues à d'autres facteurs liés au moyen d'essais. Il a notamment été envisagé que le flux d'air circulant dans l'échantillon ne soit pas homogène et provoque des localisations de déformation. Pour exclure toute hypothèse liée au moyen d'essais, ces tests ont été réalisés en aspirant l'air à partir des différentes faces du cube initiale, et répétés sur cinq échantillons différents. Les mêmes déformations ont été observées pour chacun des tests.

Afin d'apporter un dernier élément pour confirmer que l'origine des déformations observées est bien liée au comportement anisotrope, une simulation numérique d'un essai a

été réalisée grâce au logiciel de calcul par éléments finis LS-Dyna. Ce logiciel est composé de nombreux modèles de comportement, dont l'un d'entre eux, nommé MAT_HONEYCOMB, propose la possibilité de définir un comportement anisotrope par description des relations $\sigma_{xx}(\varepsilon_{xx})$, $\sigma_{yy}(\varepsilon_{yy})$, et $\sigma_{zz}(\varepsilon_{zz})$. Ces dernières ont été définies à partir des résultats des essais de caractérisation présentés sur la figure 2.12. Afin de simplifier le modèle, les relations $\sigma_{yy}(\varepsilon_{yy})$ et $\sigma_{zz}(\varepsilon_{zz})$ sont considérée identiques. Cependant ces relations étant indépendantes entre elles, ce modèle ne représente pas l'influence d'une sollicitation suivant une direction, sur les deux autres. Cette simulation est composée d'un seul élément cubique, sur lequel les conditions limites sont imposées de manière à bloquer trois faces dans leur direction normale. Enfin, le chargement défini est une augmentation progressive de la pression de 0 à 0.1 MPa appliquée sur les trois faces restantes de l'élément.

Les résultats de cette simulation, présentés sur la figure 3.23, montrent une évolution en deux temps. Tout d'abord, les deux directions à se comprimer sont les directions les moins rigides (λ_y et λ_z). La troisième direction est ensuite comprimée alors que les deux autres restent fixes à la valeur de 62%. Bien que la cinématique de compression ne corresponde pas à celle obtenue lors des essais expérimentaux, il peut être conclu au travers de ces résultats que les déformations suivant les directions les plus souples seront plus importantes dans ces essais.



(a) (b)

FIGURE 3.23 – Résultats d'une simulation d'un essai hydrostatique avec un comportement anisotrope. (a) Évolution de la forme de l'élément. (b) Évolution des rapports d'élongation au cours du temps.

En conclusion, il est montré au travers de ces résultats que malgré une application identique de la pression sur la totalité de l'échantillon, une déformation isotrope n'est pas garantie. Cette dernière dépend exclusivement du comportement du matériau testé. Dans le cas de cette étude, la mousse CF-47 ayant un comportement isotrope transverse, les déformations obtenues présentent un changement de volume, mais également un changement de forme.

3.4.3 Débit d'aspiration constant

Dans un premier temps, les essais ont été réalisés avec des débits d'aspiration constants, dans le but d'appréhender le comportement du matériau sous une sollicitation de compression hydrostatique. Cette étape est également nécessaire pour déduire le profil de débit qui sera donné en paramètre pour les essais suivants.

Trois débits d'aspiration ont été testés : 0.1, 0.5, et 1 L/min, dont les vitesses de déformation correspondantes sont estimées à 0.01, 0.06, et 0.1 s^{-1} respectivement. Les évolutions de la pression en fonction du volume relatif obtenus sur les différents essais sont

présentés sur la figure 3.24.

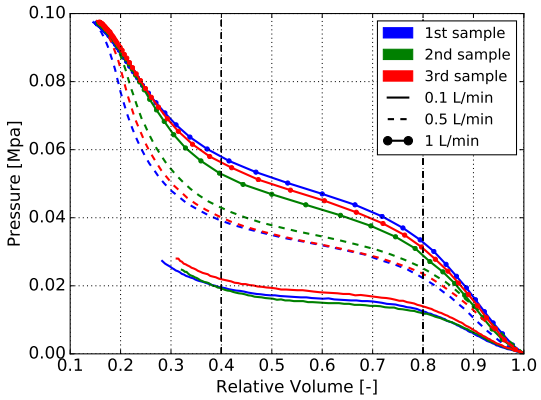


FIGURE 3.24 – Comportement en compression hydrostatique de la mousse CF-47 à vitesse d'aspiration constante.

D'une manière générale, tous les comportements observés sont similaires, et constitués de trois phases de raideur distinctes : la première se situe entre un volume relatif de 100% et 80%, la seconde entre 80% et 40%, et la troisième pour un volume relatif inférieur à 40%. Le début de la troisième phase est visible sur les essais à 0.1 L/min, mais ces derniers ont été arrêtée trop tôt pour permettre d'observer cette phase entièrement.

Les modules mesurés pour chacune des phases sont résumés dans le tableau 3.1. Une augmentation de leur valeur est observée avec l'augmentation du débit d'aspiration sur les deux premières phases de comportement. Cela se traduit sur la figure 3.24 par une augmentation des niveaux de pression entre les courbes des différents débits. Il a été montré dans le chapitre 2.3.3 que ce matériau présente une sensibilité à la vitesse de déformation en compression uniaxiale. La vitesse de déformation étant reliée au débit d'aspiration, il est donc logique d'obtenir une sensibilité à ce paramètre sous des sollicitations de compression hydrostatique. Ces observations sont comparables à l'étude de VIOT [2009], qui montre une augmentation du module initial et de la contrainte seuil avec la vitesse de déformation sur une mousse polymérique.

TABLEAU 3.1 – Modules observés sur les résultats en compression hydrostatique à 3 débits d'aspiration (valeur moyenne +- 2 écart-types).

Débit d'aspiration L/min	1e phase (kPa)	2e phase (kPa)
0.1	$73^{\pm 3.8}$	$11^{\pm 1.9}$
0.5	$133^{\pm 4.3}$	$33^{\pm 1.3}$
1	$177^{\pm 6.2}$	$51^{\pm 1.9}$

Dans cette configuration d'essai, la vitesse de déformation n'est pas constante, comme le montre la figure 3.25. Cette dernière évolue selon le niveau de volume relatif courant de l'échantillon, avec également trois phases distinctes : la première avec une vitesse relativement constante pour un volume relatif entre 100% et 85%, puis une forte diminution est observée jusqu'à un niveau de volume d'environ 60% (légèrement différent selon le débit appliqué), suivie de la troisième phase marquée par une augmentation jusqu'à atteindre une vitesse de déformation nulle. Un lien est facilement observable entre ces trois phases et les phases observées sur le comportement en pression-volume. En effet, le module étant beaucoup plus faible durant la deuxième phase, l'échantillon

se comprime alors plus rapidement. Cette observation permet d'affirmer que du fait du comportement non linéaire du matériau, la vitesse de déformation ne peut être constante lorsqu'un débit d'air constant est appliqué. Les suppositions faites dans la section 3.3.1 sont ainsi confirmées, et justifient le besoin de contrôler le débit d'aspiration au cours des essais présentés dans la section suivante.

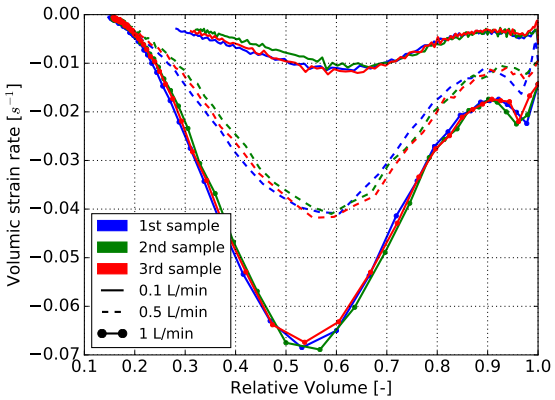
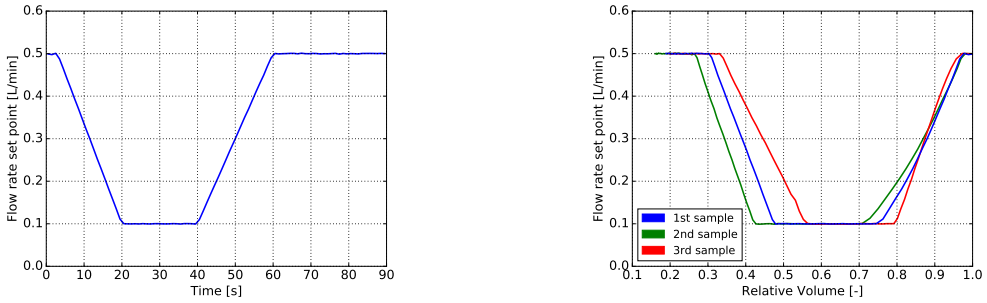


FIGURE 3.25 – Vitesse de déformation volumique en fonction du volume pour un débit d'aspiration constant durant l'essai.

3.4.4 Vitesse de déformation constante

Consigne de débit

A partir des précédents résultats, plusieurs profils de débit ont été définis et testés pour obtenir une vitesse de déformation volumique constante. Les essais présentés dans cette section sont paramétrés pour atteindre une vitesse de déformation de -10^{-2} s^{-1}, correspondant à un débit initial de 0.5 L/min. Le profil obtenant les meilleurs résultats est présenté sur la figure 3.26a. Cependant, selon la quantité d'air restant dans le film hermétique en début d'essai, et malgré la même consigne de débit imposée aux échantillons, le débit obtenu pour différents échantillons évolue différemment, comme le montre la figure 3.26b.



(a) (b)

FIGURE 3.26 – (a)Profil de débit en fonction du temps imposé lors des essais. (b) Profil de débit en fonction du volume relatif obtenu pour différents échantillons testés.

Les vitesses de déformations obtenues lors de ces essais sont présentés sur la figure 3.27. Pour un débit fixe de 0.5 L/min, la vitesse de déformation varie de -0.01 à

-0.04 s^{-1}, soit une augmentation de 4 fois la valeur initiale. Avec un profil de débit variable, cette augmentation est réduite à 2 fois la valeur initiale, et à 1,5 dans le cas le plus favorable. Cette forte diminution des variations montre l'intérêt de contrôler le débit d'aspiration en cours d'essai.

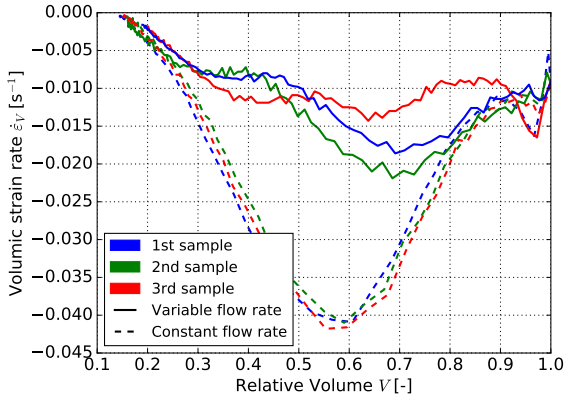


FIGURE 3.27 – Vitesses de déformation obtenues sur trois échantillons différents pour des essais avec débit d'aspiration variable (traits pleins) ou fixe (traits interrompus).

Il est également observé que pour un volume relatif inférieur à 30%, tous les essais tendent à une réduction de leur vitesse de déformation jusqu'à atteindre une vitesse nulle. A ce niveau de volume, la pression continue d'augmenter malgré un volume d'air très faible dans l'échantillon, mais la limite du système de 0.1 MPa est proche, rendant difficile la maîtrise de la vitesse de déformation. Les essais sont donc considérés comme valides jusqu'à un volume relatif de 30%.

Comportement mécanique hydrostatique

L'évolution de la pression en fonction du volume est observée sur la figure 3.28 pour les deux types d'essais. Les comportements de ces derniers sont particulièrement différents sur la deuxième phase, dont la raideur est nulle lorsque la vitesse de déformation est constante. De plus, une deuxième différence est observée sur la fin de cette phase qui arrive à un volume légèrement plus grand que sur les précédents essais (45% à vitesse de déformation constante contre 40% à débit constant). Enfin, malgré une application légèrement différente du débit sur les trois échantillons (cf. figure 3.26b), une faible dispersion des résultats est observée entre les trois essais.

Ces résultats montrent l'importance d'améliorer et modifier le moyen d'essais actuel pour l'obtention d'une vitesse de déformation constante. Des essais complémentaires à des vitesses de déformation différentes permettraient de confirmer la sensibilité du comportement mécanique de cette mousse à ce paramètre, ce qui a été observé sur les essais préliminaires à débit d'aspiration constant.

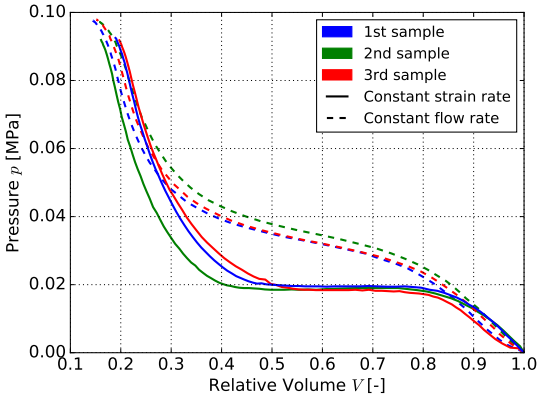


FIGURE 3.28 – Comportement sous une sollicitation en compression hydrostatique pour des essais avec débit d'aspiration variable (traits pleins) ou fixe (traits interrompus)

Comparaison entre les essais uniaxiaux et hydrostatiques

La figure 3.29 propose une comparaison entre le comportement obtenu sur ces essais, et le comportement en compression uniaxiale, pour une même vitesse de déformation quasi-statique. Pour cet essai, le volume est calculé à partir de la déformation axiale ε_{zz} en faisant l'hypothèse d'un coefficient apparent nul (changement de section nul). Le volume est donc : $V = 1 - \varepsilon_{zz}$. La pression appliquée lors d'un essai uniaxiale est obtenus en calculant l'opposé de la trace du tenseur des contrainte, et vaut donc $p = -\frac{\sigma_{zz}}{3}$ où σ_{zz} est la contrainte de Cauchy équivalente dans le cas présent à la contrainte nominale.

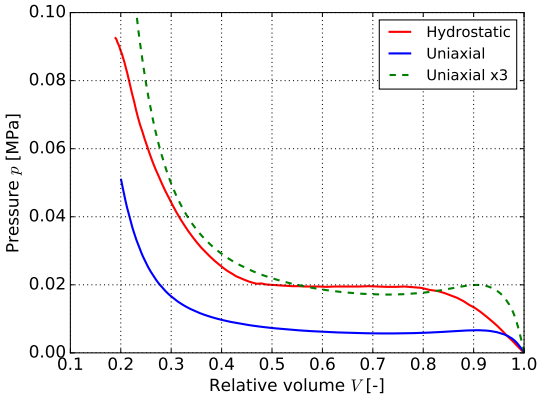


FIGURE 3.29 – Comparaison des comportements en pression en fonction du volume obtenus pour une sollicitation de compression hydrostatique et uniaxiale.

Les résultats obtenus sont comparées sur la figure 3.29. Une première observation montre des évolutions comparables pour l'essai uniaxial et hydrostatique, constituées des trois phases décrites par GIBSON et ASHBY [2001], (i) l'élasticité des parois des cellules, (ii) le plateau en contrainte correspondant à l'effondrement des cellules et (iii) la densification de la mousse. La première phase se termine à un volume plus grand pour le comportement uniaxial que pour le comportement hydrostatique (95% contre 80%). Néanmoins, il est visible sur la figure 3.29 que le module initial de cette phase est quasiment le même pour les deux essais. Quant à la troisième phase, elle débute plus tôt pour l'essai hydrostatique (0.53) que pour l'essai uniaxial (0.48). Il est également remarquable

que le niveau de pression en compression uniaxial représente $\frac{1}{3}$ de celui en compression hydrostatique.

Ce facteur 1/3, même s'il n'y est pas fait clairement mention, peut également être observé dans les travaux de SHAFIQ et collab. [2015]. Il peut également être consulté les travaux de RIZZI et collab. [2000] et KOSSA [2015], qui ont réalisé des essais biaxiaux, et le facteur sur la pression est alors un facteur 1/2. Le nombre de sollicitations (1, 2 ou 3) modifie ainsi le comportement en changement de volume défini par l'évolution de la pression en fonction du volume. Ceci implique deux choses : la première, est qu'il est possible de considérer qu'un matériau cellulaire à forte porosité peut être assimilé à un matériau pour lequel on peut découpler le comportement mécanique de chaque direction. Cela jusqu'à la phase de densification où un couplage entre les trois directions apparait progressivement comme pour un matériaux "plein". La seconde, est que dans la volonté de définir un modèle de comportement mécanique séparant le changement de volume du changement de forme, ce modèle devra prendre en compte cette spécificité des matériaux cellulaires, chose qui est loin d'être aisée.

En conclusion, la réalisation d'essais de compression hydrostatique a permis de caractériser ce matériau sous une sollicitation principalement de changement de volume. La comparaison de cette sollicitation à celle de compression uniaxiale, permet de mettre en évidence une forte dépendance de la réponse de ce matériau à son comportement en changement de volume.

3.5 Conclusion

Dans cette étude, un moyen d'essai innovant de compression hydrostatique, a été développé afin de caractériser la contribution en changement de volume d'un matériau cellulaire souple, à cellules ouvertes. Ce système répond à deux problématiques qui sont :

1. la prise en compte de la circulation de l'air dans la microstructure du matériau
2. la possibilité de réaliser des essais à vitesse de déformation constante

La première problématique est résolue par le fait d'utiliser une mise sous vide de l'échantillon dans la réalisation de l'essai. Cela permet d'évacuer l'air compris dans la microstructure de l'échantillon, tout en lui appliquant une pression hydrostatique. La deuxième problématique est gérée par une vanne de régulation du débit d'aspiration de l'air.

Les moyens d'acquisition de la pression appliquée à l'échantillon, et de son volume, ont également été développés. Deux méthodes par analyse d'images ont été proposées pour la mesure du volume. Les erreurs de mesure commises par ces dernières ont été comparées sur un cas simple, et montrent une bonne estimation de la grandeur mesurée.

Deux types d'essais ont été réalisés : à débit d'aspiration constant, et à vitesse de déformation volumique constante. Une déformation anisotrope de l'échantillon a été observée pour ces essais. Cette dernière a été reliée au comportement mécanique anisotrope de la mousse CF-47 par une étude numérique. Les résultats des essais à différents débits d'aspiration constants, ont montré une sensibilité de la contribution en changement de forme à la vitesse de déformation. Il a ensuite été réalisé des essais avec une vitesse de déformation volumique fixe. La comparaison des résultats entre ces différents essais a permis d'observer une forte différence de comportement, ce qui confirme l'importance dans le développement du moyen d'essai de pouvoir maîtriser la vitesse de déformation. Enfin, la comparaison de la contribution en changement volume sous une sollicitation hydrostatique et de compression uniaxiale, a montré une forte similitude du comportement avec un rapport de 3 entre les niveaux de pression atteints.

En perspective de ces travaux, il serait intéressant d'investiguer la circulation de l'air dans les porosités de la mousse, en utilisant un dispositif expérimental d'étude de la perméabilité des matériaux dits à cellules ouvertes.

Cette étude de la contribution en changement de volume par un essai à cinématique irrotationnelle, est complémentaire à l'étude présentée dans le chapitre suivant. Dans ce prochain chapitre, le comportement multiaxial des matériaux cellulaires est abordé au travers d'essais à cinématique rotationnelle, combinant d'une manière combinée ou séquencée des sollicitations de cisaillement et de compression.

Chapitre 4

Caractérisation mécanique multiaxiale d'un matériau cellulaire

Sommaire

4.1 Introduction 80

4.2 État de l'art sur le comportement des matériaux cellulaires soumis à différentes sollicitations 81

4.2.1 Comportement mécanique des matériaux cellulaires 81

4.2.2 Modélisation du comportement mécanique des matériaux cellulaires 81

4.2.3 Caractérisation expérimentale 87

4.2.4 Méthode d'analyse des essais multiaxiaux 91

4.3 Protocole d'essais et post-traitement 92

4.3.1 Matériaux 92

4.3.2 Présentation des moyens d'essais 92

4.3.3 Dimensionnement de l'échantillon 94

4.3.4 Post-traitement des données 96

4.3.5 Description des essais réalisés 99

4.4 Comportement d'une mousse isotrope (Polypropylène) 101

4.4.1 Sollicitations classiques 101

4.4.2 Sollicitations radiales 104

4.4.3 Sollicitations avec changement de direction 109

4.4.4 Comparaison entre les essais multiaxiaux 120

4.5 Cas des mousses anisotropes : influence sur le comportement multiaxial (CF-47) 124

4.5.1 Cisaillement simple et compression uniaxiale 124

4.5.2 Chargements radiaux 126

4.6 Proposition d'une modélisation du comportement multiaxial par assemblage d'éléments 1D 129

4.6.1 Implémentation du modèle 129

4.6.2 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux 136

4.7 Conclusion 145

4.1 Introduction

Ce chapitre s'intéresse maintenant au comportement multiaxial des matériaux cellulaires, au travers d'essais à cinématiques rotationnelles. Ces dernières sont réalisées grâce à une combinaison de sollicitations de compression uniaxiale et de cisaillement simple. La cinématique d'un essai de compression uniaxiale entraîne un changement de volume et de forme à l'échantillon sollicité, tandis que la cinématique de cisaillement simple entraîne uniquement un changement de forme. Ainsi, grâce à plusieurs combinaisons de ces sollicitations, l'influence mutuelle de ces deux contributions est étudiée dans ce chapitre.

Dans ces travaux de thèse, le comportement multiaxial des matériaux cellulaires est étudié par une approche principalement expérimentale. Dans la première section de ce chapitre, il est donné une description de quelques principaux modèles de comportement utilisés pour les matériaux cellulaires. Il est ensuite proposé un état de l'art portant sur les différentes études expérimentales utilisant des cinématiques rotationnelles, pour la caractérisation du comportement multiaxial des matériaux cellulaires.

Les différents moyens expérimentaux utilisés dans cette étude sont présentés dans la seconde section de ce chapitre. Il y est également abordé le dimensionnement des échantillons, et la méthode de post-traitement utilisée. Les différentes cinématiques de sollicitation sont ensuite présentées.

Les cinématiques rotationnelles utilisées dans ce chapitre, montrent une certaine complexité dans la mise en œuvre d'un post-traitement adapté. Couplé au comportement anisotrope de la mousse CF-47, il devient alors difficile d'avoir une analyse robuste des comportements observés. Dans le but de réduire la complexité de l'analyse, il a donc été décidé de réaliser ces essais sur un matériau cellulaire ayant un comportement mécanique isotrope. Ce dernier est une mousse de polypropylène (PP), dont le comportement a déjà été étudié dans plusieurs études. La troisième section de ce chapitre décrit le comportement de cette mousse sous diverses sollicitations : (i) d'abord classiques (compression, traction, cisaillement), (ii) puis sous des trajets cinématiques radiaux, impliquant une variation de changement de volume et de forme à l'échantillon non proportionnelle. Enfin, (iii) sous des trajets cinématiques impliquant des changements de direction (compression puis cisaillement par exemple). Une comparaison entre toutes ces sollicitations est finalement proposée pour clore cette section. Par ailleurs, une partie de ces résultats ont déjà fait l'objet d'une publication scientifique [DONNARD et collab., 2018].

La quatrième section de ce chapitre montre l'impact de l'anisotropie du comportement de la mousse CF-47, sur les résultats des sollicitations radiales.

La dernière partie de cette étude propose un modèle de simulation par éléments finis du comportement des matériaux cellulaires, grâce à un assemblage d'éléments 1D. L'implémentation de ce dernier est d'abord présenté, avant d'exposer les résultats obtenus lors des simulations des différentes sollicitations utilisées dans les sections précédentes.

4.2 État de l'art sur le comportement des matériaux cellulaires soumis à différentes sollicitations

4.2.1 Comportement mécanique des matériaux cellulaires

Comme indiqué dans les chapitres précédents, les matériaux cellulaires présentent des comportement mécaniques typiques. Outre les grandes transformations qu'ils sont susceptibles de subir, et leur capacité à etre fortement compressibles en fonction de leur densité, le matériau constitutif engendre des comportements qui peuvent être bien différents. Les mousses métalliques vont présenter un comportement réversible de type élastique linéaire classique des métaux. Les mousses polymériques peuvent présenter une élasticité non linéaire qualifée d'hyperélastique atteignant des niveaux de déformations réversibles importants. La sensibilité à la vitesse de déformation et la viscosité sont également des propriétés observées pour ces matériaux. Enfin, certains matériaux montrent également des transformations irréversibles comme de la plasticité pour les mousses métalliques et de l'endommagement pour certaines mousses polymériques ou céramiques.

La dépendance à la température est également une donnée importante à prendre en compte dans la modélisation en fonction des applications visées. Enfin, le procédé de fabrication des mousses engendrent bien souvent une anisotropie morphologique des porosités qui influence alors très nettement son comportement mécanique en fonction des directions de sollicitations.

4.2.2 Modélisation du comportement mécanique des matériaux cellulaires

Il existe plusieurs voies de représentation du comportement mécanique des matériaux cellulaires. Tout d'abord, l'échelle de modélisation qu'elle soit microscopique (échelle d'une porosité), macroscopique (échelle de la structure) ou certaines fois mésoscopique (entre les deux) conditionne le modèle de comportement.

1. A l'échelle microscopique, les porosités sont réprésentées pas des cellules. Elles peuvent être de plusieurs types dont les deux principales sont :
   - La cellule cubique, ou cellule de Gibson et Ashby. Le comportement mécanique de poutres et de parois en flexion permet de déduire le comportement mécanique macroscopique de manière analytique en prenant en compte la densité du matériau celulaire GIBSON et ASHBY [2001].
   - La cellule dodécahédrique ou cellule de Kelvin. Un tendon représentatif d'une cellule est analysé et via les symétries de la cellule, permet de déduire le comportement macroscopique [GONG et collab., 2005; SULLIVAN et collab., 2008].

   Ces modélisations s'appuient sur la structure du matériau cellulaire et peuvent éventuellement prendre en compte la présence du gaz emprisonné dans la mousse.
2. A l'échelle mésoscopique, MAHEO et VIOT [2013] s'intéressent à l'influence de la masse volumique des grains constituants une mousse de polypropylène. La structure de la mousse n'est pas directement prise en compte mais un comportement mécanique moyen est imposé aux éléments finis constituants un échantillon de mousse.
3. A l'échelle macroscopique, des modèles de comportement basés sur l'homogénéitié et la continuité du milieu sont utilisés. Ce sont ces modèles qui nous inté-

ressent dans ces travaux car ils permettent de réaliser des simulations numériques à l'échelle de la structure. Plusieurs d'entre eux sont présentés ci-dessous.

Modèle de Chang

Plusieurs modèles sont disponibles dans des logiciels commerciaux de modélisation par éléments finis. Le logiciel LS-DYNA dispose du modèle nommé Fu_Chang_Foam, initialement proposé par CHANG et collab. [1998]. Il décompose le tenseur des vitesses de déformations $\dot{\varepsilon}_{ij}$ en deux parties, l'une linéaire $\dot{\varepsilon}^{L}_{ij}$ et l'autre non linéaire $\dot{\varepsilon}^{N}_{ij}$.

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}^{L}_{ij} + \dot{\varepsilon}^{N}_{ij} \tag{4.1}$$

Avec :

$$\hat{\sigma}_{ij} = \dot{\sigma}_{ij} + \sigma_{ik}\omega_{kj} + \sigma_{ik}\omega_{jk} \tag{4.2}$$

$$\omega_{ij} = \frac{1}{2}\left[V_{i,j} + V_{j,i}\right] \tag{4.3}$$

où V_i est la vitesse.

La vitesse de déformation linéaire est définie par la relation 4.4, où $\hat{\sigma}_{ij}$ représente la dérivée de Jaumann des contraintes, et μ, λ sont les coefficients de Lamé.

$$\dot{\varepsilon}^{L}_{ij} = -\frac{\lambda}{2\mu(3\lambda+2\mu)}\hat{\sigma}_{kk}\delta_{ij} + \frac{1}{2\mu}\hat{\sigma}_{ij} \tag{4.4}$$

La relation 4.5 définit la vitesse de déformation non linéaire, où D_0, c_0 et n_0 correspondent à des constantes matérielles, et S_{ij} est une variable d'état globale définie par la relation 4.6.

$$\dot{\varepsilon}^{N}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{\|\sigma\|} D_0 \exp\left[-c_0\left(\frac{\sigma_{kl}S_{kl}}{\|\sigma\|^2}\right)^{2n_0}\right] \tag{4.5}$$

$$\dot{S}_{ij} = \left[c_1\left(a_{ij}R - c_2 S_{ij}\right)P + c_3 W^{n_1}\left(\|\dot{\varepsilon}^{N}\|\right)^{n_2}\delta_{ij}\right]R \tag{4.6}$$

$$R = 1 + c_4\left(\frac{\|\dot{\varepsilon}^{N}\|}{c_5} - 1\right)^{n_3} \tag{4.7}$$

$$P = \sigma_{ij}\dot{\varepsilon}^{N}_{ij} \tag{4.8}$$

Avec :

$$\|\dot{\sigma}\| = \left[\sigma_{ij}\sigma_{ij}\right]^{1/2} \tag{4.9}$$

$$\|\dot{\varepsilon}^{N}\| = \left[\dot{\varepsilon}^{N}\dot{\varepsilon}^{N}\right]^{1/2} \tag{4.10}$$

$c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, n_1, n_2, n_3$, et a_{ij} sont des constantes matérielles. La partie en exponentielle de la relation 4.5 permet de définir un raidissement de la partie linéaire figurant la densification du matériau. Le premier terme de la variable d'état (couleur bleue) conditionne la partie plateau du comportement en compression, et le second terme (couleur rouge) la partie densification. La dépendance à la vitesse de déformation est prise en compte par les variables P et R, mais ne correspond pas à une contribution visqueuse

du comportement. Ce modèle a ensuite été amélioré pour prendre en compte différents aspects, comme un retour élastique avec un hystérésis en décharge, l'endommagement, ... [HALLQUIST, 2006]. Néanmoins, ce modèle est particulièrement destiné à représenter le comportement uniaxial de ces matériaux. Son identification ne demande d'ailleurs que des essais de compression à différentes vitesses de sollicitation. L'équipe de développement du logiciel LS-DYNA a ajouté une amélioration afin de prendre en compte le comportement du matériau sous une sollicitation de compression hydrostatique.

Crushable foam

Un autre modèle beaucoup utilisé pour représenter un comportement élasto-plastique d'un matériau cellulaire, est le modèle crushable foam. Ce modèle se base sur une séparation additive de la déformation, en une contribution élastique et plastique. Le comportement élastique est représenté par une loi de Hooke classique. Le comportement plastique irréversible est décrit par une fonction de charge, définie par la relation 4.11, dont la forme est celle d'une ellipse dans le plan $p-q$, qui peut être décentrée rapport à l'axe q [ABAQUS, 2011].

$$f(p,\sigma_{VM}) = \sqrt{\sigma_{VM}^2 + \alpha^2 (p-p_0)^2} - B \tag{4.11}$$

avec :

$\alpha = \frac{B}{A}$ Le facteur de forme de l'ellipse dans le plan $p-q$, avec A et B les tailles de l'ellipse sur l'axe p et q respectivement

p_0 La valeur du centre de l'ellipse sur l'axe p

Certains logiciels permettent l'ajout d'une composante visqueuse afin de représenter la dépendance à la vitesse de sollicitation.

Modèle d'Ogden

Les matériaux cellulaires polymériques comportent plusieurs points communs avec les matériaux polymères (grandes déformations, hyperélasticité non linéaire, viscosité,...). L'étude de ces derniers ayant débuté avant celle des matériaux cellulaires, il existe aujourd'hui plusieurs modèles qui peuvent également convenir pour représenter le comportement mécanique d'un matériau cellulaire. Une revue sur le sujet des modèles développés pour les polymères, est proposée par BOYCE et ARRUDA [2000]. Parmi les modèles les plus connus, celui proposé par OGDEN [1972] définit la densité d'énergie de déformation W en une fonction polynomiale dépendante des élongations principales, décrite par la relation :

$$W = \sum_{i=1}^{N} \frac{\mu_i}{\alpha_i} \left(\lambda_1^{\alpha_i} + \lambda_2^{\alpha_i} + \lambda_3^{\alpha_i} - 3\right) \tag{4.12}$$

avec :

$\lambda_{i\ \forall i\in[1,2,3]}$ Rapport d'élongation suivant les directions principales 1, 2, 3

μ_i et α_i Constantes matérielles

N Ordre du modèle

Ce modèle a ensuite été amélioré pour prendre en compte la compressibilité des matériaux en ajoutant une contribution dépendante de la variation de volume J, fonction des élongations principales $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ La forme de cette fonction la plus couramment utilisée est celle proposée par HILL [1979], décrite par :

$$f(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) = \sum_{i=1}^{N} \frac{\mu_i}{\alpha_i} \frac{1}{n} \left(J^{-n\alpha_i} - 1 \right) \tag{4.13}$$

avec :

$J = \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3$ Troisième invariant du tenseur de Cauchy Green droit, correspondant au volume relatif

$n = \frac{\nu}{1-2\nu}$ Constante matérielle

Ce modèle possède ainsi 2N+1 paramètres à identifier. Son avantage réside dans le fait qu'il ne dépend pas uniquement des élongations principales mais d'un invariant lié au volume. Ainsi, ce modèle reste pertinent tant qu'il est utilisé pour représenter des sollicitations pour lesquelles il a été identifié. Il est implanté dans Abaqus sous le nom de *HYPERFOAM et permet une identification pour des essais de traction, de compression ou de cisaillement. Afin de reproduire des sollicitations multiaxiales, le nombre d'essais d'identification nécessaires devient alors élevé, ainsi que la quantité de paramètres à identifier. De plus, il est à noter que la fonction $f(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)$ ne permet de représenter qu'un comportement linéaire entre la pression et le volume, ce qui n'est pas le cas pour tous les matériaux cellulaires.

Modèle de Mooney-Rivlin

Un autre modèle hyperélastique largement utilisé est celui de Mooney-Rivlin. Ce modèle a initialement été proposé par MOONEY [1940], puis modifié par RIVLIN [1948] afin de le définir en utilisant les invariants du tenseur de Cauchy Green gauche obtenu par la relation $\mathbf{B}=\mathbf{F}\mathbf{F}^T$, avec $\mathbf{F}$ le tenseur gradient de la transformation. Ces derniers sont :

$$\begin{aligned} \bar{I}_1 &= J^{-2/3} I_1 \\ \bar{I}_2 &= J^{-4/3} I_2 \end{aligned} \tag{4.14}$$

avec :

$$\begin{aligned} I_1 &= \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \\ I_2 &= \lambda_1^2\lambda_2^2 + \lambda_2^2\lambda_3^2 + \lambda_3^2\lambda_1^2 \\ I_3 &= J = \lambda_1\lambda_2\lambda_3 \end{aligned} \tag{4.15}$$

La fonction de densité d'énergie proposée par ces auteurs, décrite par la relation 4.16, ne possède que deux paramètres à identifier.

$$W_{MR} = C_1(\bar{I}_1 - 3) + C_2(\bar{I}_2 - 3) \tag{4.16}$$

Cependant, comme pour le modèle d'Ogden, cette fonction ne représente qu'un comportement uniquement déviatorique, lié au changement de forme. Ici également, il est possible d'utiliser une fonction supplémentaire afin de prendre en compte une contribution liée au changement de volume du matériau, de la manière décrite par la relation 4.17.

DOLL et SCHWEIZERHOF [2000] résument les principales fonctions disponibles dans la littérature, décrite dans la table 4.1. Ces dernières font apparaître de nouveaux paramètres à identifier, qui ne seront pas détaillés ici.

$$W = W_{MR} + U(J) \tag{4.17}$$

TABLEAU 4.1 – Listes des fonctions U(J) [DOLL et SCHWEIZERHOF, 2000]

Littérature	$U_1(J) = K(J-1)^2/2$
	$U_2(J) = K(\ln J)^2/2$
	$U_3(J) = K\left[(J-1)^2 + (\ln J)^2\right]/4$
	$U_4(J) = K\theta^{-2}(\theta \ln J + J^{-\theta} - 1)\ \forall \theta < -1$
	$U_5(J) = K(J \ln J - J + 1)$
Proposées par DOLL et SCHWEIZERHOF [2000]	$U_6(J) = K\left[(\alpha+1)^{-1} J^{\alpha+1} + (\beta-1)^{-1} J^{-(\beta-1)}\right](\alpha+\beta)^{-1} - K(\alpha+1)^{-1}(\beta-1)^{-1}$
	$U_7(J) = K\left(\exp(J-1) - \ln J - 1\right)/2$
	$U_8(J) = K(J-1)\ln J/2$

Modèle d'Arruda-Boyce

Le modèle proposé par [ARRUDA et BOYCE, 1993] fait partie des modèles mécaniques statistiques. Ces derniers considèrent un comportement statistique d'une chaîne moléculaire. Afin de représenter la réponse d'un réseau de chaîne dont sont composés les polymères, il est nécessaire d'intégrer la réponse individuelle sur un volume unitaire. Dans le but d'éviter cette étape d'intégration numérique, il est également possible de définir un réseau par modèle élémentaire. [ARRUDA et BOYCE, 1993] proposent un réseau à huit chaînes, illustré sur la figure 4.1. La fonction d'énergie de déformation peut ainsi est exprimée par la relation 4.18.

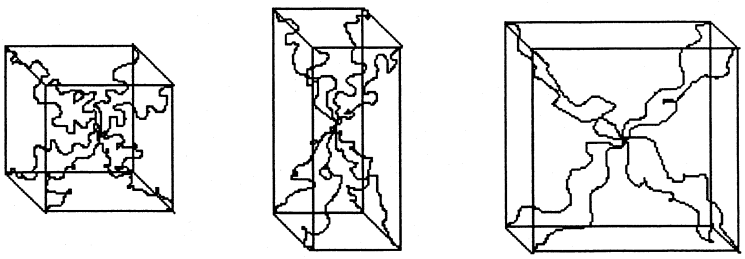


FIGURE 4.1 – Illustration du modèle de 8 chaînes pour un état non déformé, traction uniaxiale, et traction equi-biaxiale [BOYCE et ARRUDA, 2000].

$$W = NkT\sqrt{n}\left[\beta_{chaîne}\lambda_{chaîne} + \sqrt{n}\ln\left(\frac{\beta_{chaîne}}{\sinh\beta_{chaîne}}\right)\right] \tag{4.18}$$

$$\lambda_{chaîne} = \left(\frac{1}{3}(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2)\right)^{1/2} = (1/3I_1)^(1/2) \tag{4.19}$$

$$\beta_{chaîne} = \mathscr{L}^{-1}\left(\frac{\lambda_{chaîne}}{\sqrt{n}}\right) \tag{4.20}$$

avec :

N	Constante matérielle (nombre de chaîne par unité de volume, 8 pour ce modèle)
n	Constante matérielle (nombre de segment par chaîne)
k	Constante de Boltzmann ($1{,}38064852 \times 10^{-23}$ J K^{-1})
T	Température absolue
$\lambda_{chaîne}$	Rapport d'élongation des chaînes
$\beta_{chaîne}$	Fonction statistique inverse de Langevin
$\mathscr{L}$	Fonction de Langevin $\mathscr{L}(\beta) = \coth(\beta) - (1/\beta)$
I_1	Premier invariant du tenseur Cauchy Green gauche

Cependant, ce modèle a été encore une fois développé pour des matériaux élastomères et ne définit donc pas de contribution liée au changement de volume.

Il peut être remarqué à travers cette présentation succincte de modèles potentiellement utilisables pour décrire le comportement mécanique des matériaux cellulaires, que la majorité d'entre eux utilisent une séparation de la contribution du changement de volume et du changement de forme. Ils sont basés sur les invariants des tenseurs, que ce soient les directions principales ou d'autres invariants construits à partir de ces directions.

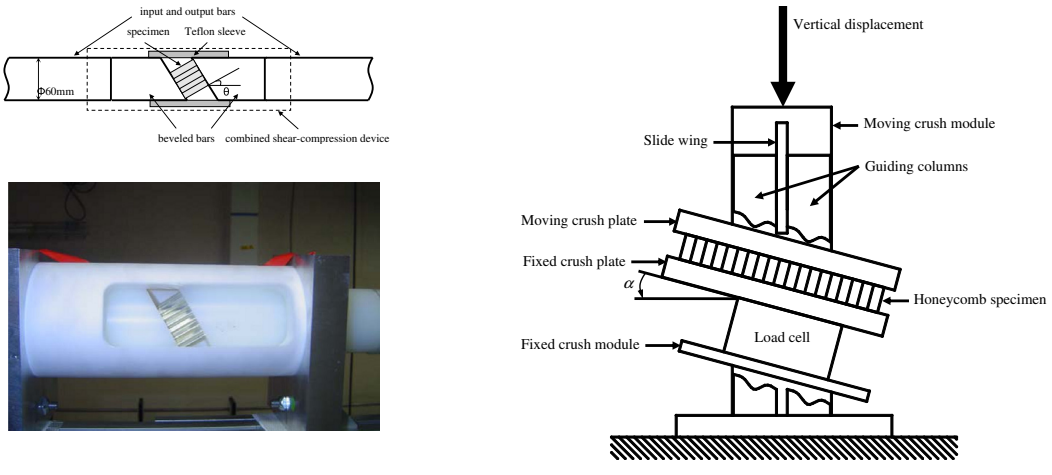
Dans cette étude, il est proposé d'étudier le comportement multiaxial des matériaux cellulaires par une approche expérimentale, avec pour objectif à plus ou moins long terme de développer un modèle de comportement. En s'inspirant des modèles disponibles pour les polymères, et au vu de la forte dépendance au changement de volume de ces matériaux, le modèle sera basé sur une séparation de la contribution en changement de volume et de forme. Afin de garantir cette séparation des deux contributions, mais aussi une représentation en grande transformation, il semble indispensable d'utiliser la déformation logarithmique d'Hencky [Criscione et collab., 2000; Xiao et collab., 2004] et la contrainte de Cauchy. D'autre part, la description du comportement sur la base d'invariants des tenseurs semble primordiale pour garder bonne représentativité sous sollicitations multiaxiales.

4.2.3 Caractérisation expérimentale

En général, le développement de modèles de comportement ne peut se faire sans la réalisation d'essais expérimentaux. Ils permettent tout d'abord d'appréhender les phénomènes mécaniques mis en jeu, puis de caractériser les variables des modèles. Plusieurs essais multiaxiaux ont déjà été présentés dans la section 3.2. Ces derniers consistent à appliquer une une cinématique irrotationnelle par une ou plusieurs sollicitations, proportionnelles ou non, dans une ou plusieurs directions du repère matériel cartésien. Les essais multiaxiaux présentés maintenant appliquent une cinématique rotationnelle, en combinant deux sollicitations : de la compression uniaxiale et du cisaillement simple. En fonction de l'intensité de l'une et l'autre des 2 sollicitations utilisées, une direction de sollicitation pourra être définie à l'aide d'un angle qui sera introduit ultérieurement.

Le post-traitement et la présentation des résultats issus des essais multiaxiaux est également important. La plupart des auteurs dont ceux présentés ci-après utilisent les composantes des tenseurs des contraintes et des déformations exprimées dans le repère rigide cartésien ou dans le repère principal pour analyser et comparer les essais mutliaxiaux. Cette méthode d'analyse offre l'avantage d'utiliser des variables qui sont utilisées couramment pour les essais uniaxiaux. Cependant, cette analyse peut s'avérer complexe pour comprendre le comportement du matériau et ce d'autant plus dans le cas de transformations rotationnelles. D'autres variables basées sur certains invariants des tenseurs seront définies et utilisées au paragraphe 4.2.4.

Afin de réaliser des chargements faisant intervenir deux sollicitations, trois principaux systèmes technologiques sont utilisés dans la littérature. Le plus simple consiste à placer un échantillon de forme parallélépipédique, entre deux plateaux possédant un angle d'inclinaison par rapport à l'horizontale. Cet angle d'inclinaison définit la proportion de compression et cisaillement dans la sollicitation du matériau. La figure 4.2 montre des illustrations de ce moyen d'essais. L'avantage de ce système est sa simplicité de conception, et qu'il peut être adapté à des systèmes d'essais pour vitesses quasi-statiques [Dai et collab., 2011; Hou et collab., 2011], mais également dynamiques [Hong et collab., 2008; Hou et collab., 2011; Mills et Gilchrist, 1999; Tounsi et collab., 2017]. Cependant, la mesure de l'effort se faisant suivant l'axe de déplacement du plateau mobile, les efforts de compression et de cisaillement sont à déduire lors de la phase de post-traitement de l'essai.

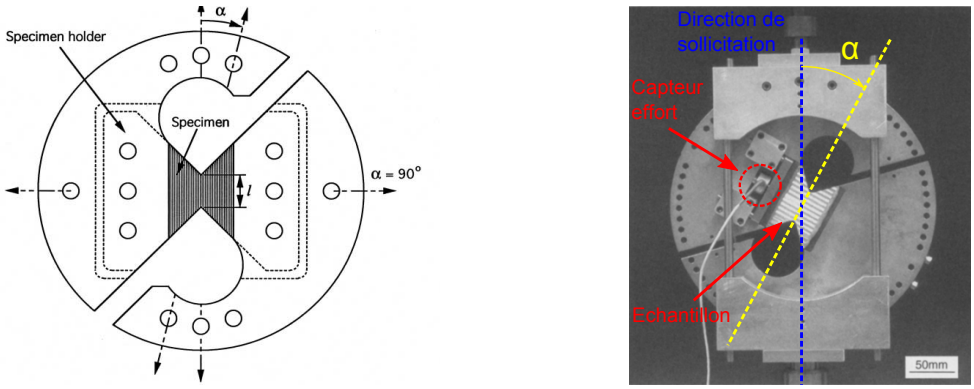


(a) (b)

FIGURE 4.2 – Système de sollicitation par plateaux inclinés développé par Hou et collab. [2011] (a), et Hong et collab. [2008] (b).

Le second système est le montage proposé par ARCAN et collab. [1978], illustré sur la figure 4.3a, et utilisé dans un premier temps pour les tôles métalliques puis adapté pour les matériaux cellulaires. La forme particulière de l'échantillon, forme en papillon, permet de solliciter la zone centrale en cisaillement pur, lorsque la direction de sollicitation verticale (cf. figure 4.3a). Une rotation de l'échantillon suivant un angle α par rapport à cette direction verticale induit un état de contrainte mixte composé de compression/traction et de cisaillement [DOYOYO et MOHR, 2003; DOYOYO et WIERZBICKI, 2003; GDOUTOS et collab., 2002]. MOHR et DOYOYO [2003] proposent une modification du montage initial, en bloquant la rotation possible entre l'axe d'attache du mors et la machine d'essais, qui provoque des concentrations de déformation indésirables. Cependant, ce blocage induit l'apparition d'un moment autour de l'attache, qui contribue dans la mesure de l'effort. Les auteurs intègrent donc un deuxième capteur pour mesurer l'effort de traction/compression, comme il est visible sur la figure 4.3b. L'effort de cisaillement est ainsi déduit par la relation 4.21. Ce système présente l'avantage de facilement appliquer des sollicitations différentes, par modification de l'angle α.

$$F_x = \frac{F_v}{\cos\alpha} - F_y \tan\alpha \tag{4.21}$$

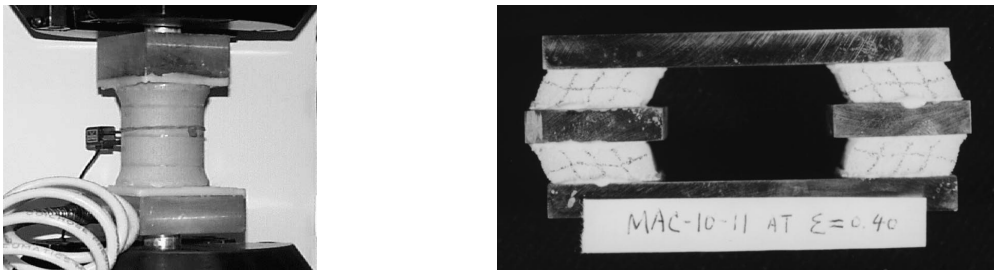


(a) (b)

FIGURE 4.3 – Système Arcan [GDOUTOS et collab., 2002] (a), et Arcan modifié par MOHR et DOYOYO [2003] (b).

Enfin, certaines études appliquent une sollicitation de torsion afin d'obtenir un état de cisaillement sur des échantillons cylindriques (cf. figure 4.4a), combiné à une sollicitation de compression/traction [BLAZY et collab., 2004; CHRISTENSEN et collab., 2002]. Les composantes de cisaillement et compression/traction sont obtenues à partir de la mesure du couple et de l'effort axial. La difficulté réside dans le fait que le champ de déformation ne peut être obtenu que macroscopiquement par l'angle de rotation appliqué, ou par stéréo-corrélation d'images. La déformation ortho-radiale le long du rayon est difficilement atteignable. Une dernière étude menée par LI et collab. [2000] utilise un montage composé de quatre échantillons collés de manière symétrique entre des plaques en acier, comme l'illustre la figure 4.4b. L'ensemble est positionné sur une machine de traction/compression afin d'appliquer un effort de compression entre les deux plaques principales. La sollicitation de cisaillement est réalisée en appliquant un effort transverse, constant au cours de l'essai, sur les plaques intermédiaires.

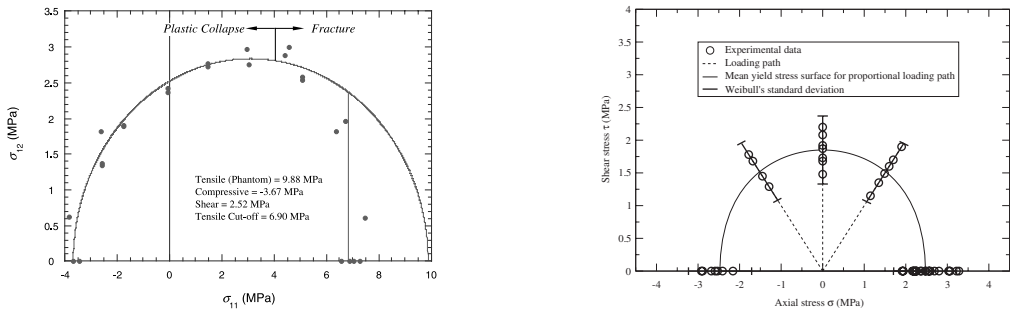
La majorité des études citées précédemment utilise ce type d'essai pour couvrir une plus grande plage d'état des contraintes, et ainsi définir plus précisément la surface de



(a) (b)

FIGURE 4.4 – Échantillon cylindrique utilisé pour des sollicitations de torsion GDOUTOS et collab. [2002] (a). Système développé par LI et collab. [2000] (b).

charge du matériau. CHRISTENSEN et collab. [2002] réalisent des essais de traction, compression, cisaillement, et traction/compression combiné avec du cisaillement sur une mousse polymérique de PVC (Divinycell). Un comportement ductile en compression-cisaillement est observé dans cette étude, qui se transforme en comportement fragile lorsque la contrainte dépasse un seuil de traction (cf. figure 4.5a). Les auteurs proposent un critère de plasticité de type polynomial, qui représente correctement le comportement de la mousse jusqu'à ce seuil en traction. Sur le même matériau, GDOUTOS et collab. [2002] ont réalisé plusieurs essais combinant de la traction/compression avec de la torsion. Ces auteurs mettent en évidence le caractère anisotrope de ce matériau selon la direction de sollicitation, dont la surface de charge est correctement représentée par le critère proposé par TSAI et WU [1971], dans l'espace des contraintes $\sigma_{xx} - \sigma_{zz}$.



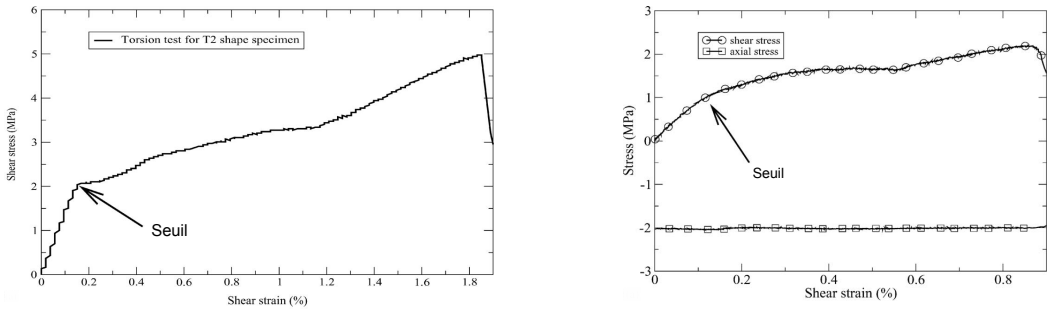
(a) (b)

FIGURE 4.5 – Surfaces de charge obtenues par CHRISTENSEN et collab. [2002] (a), et BLAZY et collab. [2004] (b).

DOYOYO et WIERZBICKI [2003] ont étudié le comportement d'une mousse d'aluminium anisotrope, et proposent un critère de plasticité basé sur des grandeurs phénoménologiques. Les résultats de cette étude montrent une bonne corrélation entre le critère et les résultats expérimentaux dans l'espace des contraintes principales. Néanmoins, le système d'essai Arcan permet difficilement des combinaisons de compression et de cisaillement, limitant la validité du modèle à des états de contraintes combinant traction et cisaillement. BLAZY et collab. [2004] se sont également intéressés à la surface de charge d'une mousse d'aluminium. Ces derniers proposent un critère de plasticité décrivant la surface de seuil dans l'espace des contraintes $\sigma_{zz} - \sigma_{xz}$. La dispersion observée expérimentalement est reproduite grâce à un modèle statistique de Weibull (cf. figure 4.5b).

BLAZY et collab. [2004] observent que le seuil de contrainte présent sur le comportement en compression, est également visible lors de sollicitations combinant compression et cisaillement (cf. figure 4.6). Ce dernier devient cependant moins marqué lorsque

la proportion de compression diminue. Une influence similaire a été observée par plusieurs études, qui trouvent une diminution du module d'Young initial, ainsi que du niveau de contrainte plateau, lorsque la proportion de compression diminue face à celle de cisaillement. [DOYOYO et WIERZBICKI, 2003; HONG et collab., 2006; HOU et collab., 2011; LI et collab., 2000] (cf.figure 4.7).



(a) (b)

FIGURE 4.6 – Seuils de contrainte observés par BLAZY et collab. [2004] pour une sollicitation de cisaillement (a), et une sollicitation de compression suivie d'une sollicitation de cisaillement (b).

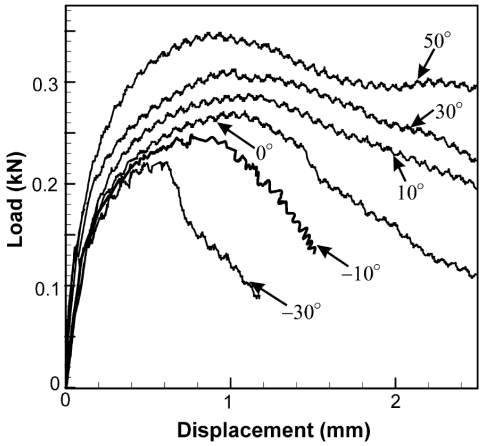
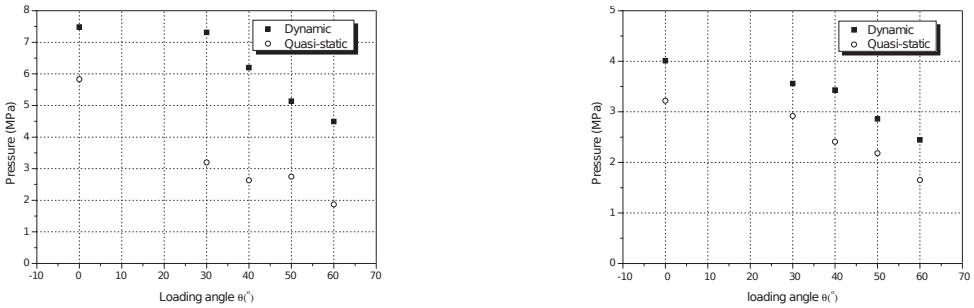


FIGURE 4.7 – Influence de la proportion de compression/traction et cisaillement (α) sur le comportement observé par DOYOYO et WIERZBICKI [2003] (a).

Enfin, toutes les études présentées précédemment dans cette section sont réalisées à vitesse de déformation quasi-statiques. Le comportement multiaxial des matériaux cellulaires sous une combinaison de sollicitation, est encore très peu étudiée à vitesse dynamique. HONG et collab. [2008] ont réalisé des essais d'impact à des vitesses d'environ 5 m/s ($\dot{\varepsilon} \simeq 300\ s^{-1}$), sur un matériau en nid d'abeilles d'aluminium. Le système utilisé est le principe des mors inclinés vu précédemment, adapté à un canon à gaz pour projeter un impacteur sur le mors mobile. Les auteurs observent une augmentation des efforts de compression avec la vitesse de sollicitation, mais pas d'influence sur les efforts de cisaillement. Ils notent également que cette dépendance à la vitesse de sollicitation est moins forte que pour une sollicitation de compression uniaxiale. HOU et collab. [2011] ont étudié également un matériau en nid d'abeille à vitesses quasi-statiques et dynamiques. Pour cela, ces derniers adaptent leur montage sur des barres d'Hopkinson. Les résultats obtenus dans cette étude, montrent également une diminution du module d'Young initial et de la contrainte plateau à la proportion de sollicitation, défini comme l'angle d'incli-

naison. La dépendance de ces deux paramètres est similaire à vitesse quasi-statique et dynamique (cf. figure 4.8).



(a) (b)

FIGURE 4.8 – Évolution du module d'Young initial (a) et de la contrainte plateau moyenne (b) en fonction de l'angle d'inclinaison observé par HOU et collab. [2011].

4.2.4 Méthode d'analyse des essais multiaxiaux

Les essais multiaxiaux sont des essais complexes dont il peut être difficile d'extraire des données et de les analyser. Les courbes classiques d'évolution de la contrainte axiale en fonction de la déformation axiale ne sont pas appropriées pour comparer des chargements multiaxiaux, ou déterminer la réponse d'un matériau. Une méthode d'analyse utilisée dans les études de COMBAZ et collab. [2010, 2011], est d'observer des comportements mécaniques élémentaires en séparant la contribution due au changement de volume, de la contribution due au changement de forme. Ces deux contributions sont classiquement définies par la partie sphérique et déviatorique des tenseurs des contraintes et des déformations. Néanmoins, au vu des grandes transformations (déplacements et rotations) subies par les mousses de polymères, cette méthode n'est juste qu'à condition d'utiliser des tenseurs appropriés. CRISCIONE et collab. [2000] recommandent l'utilisation du tenseur des contraintes de Cauchy σ, associé au tenseur des déformations logarithmiques de Hencky ε_h. Dans ce chapitre, seul le tenseur des déformations logarithmiques sera utilisé. Pour faciliter la lecture, il sera noté simplement ε.

Le changement de volume et de forme peuvent être séparés en effectuant une décomposition sphérique/déviatorique : $\tilde{\sigma} = \tilde{\sigma}^s + \tilde{\sigma}^d$ et $\tilde{\varepsilon} = \tilde{\varepsilon}^s + \tilde{\varepsilon}^d$, où l'exposant s et d font référence à la contribution sphérique et déviatorique respectivement. Les invariants choisis pour cette étude de manière à effectuer la décomposition d'un tenseur quelconque $\tilde{a}$ sont :

$$\begin{cases} \mathrm{I}_{\tilde{a}} = \mathrm{tr}(\tilde{a}) \\ \mathrm{II}_{\tilde{a}} = \frac{1}{2}\left((\mathrm{I}_{\tilde{a}})^2 - \mathrm{tr}\left(\tilde{a}^2\right)\right) \\ \mathrm{III}_{\tilde{a}} = \det(\tilde{a}) \end{cases} \tag{4.22}$$

4.3 Protocole d'essais et post-traitement

4.3.1 Matériaux

Le comportement de la mousse CF-47 utilisée dans le projet GENOSIA, a été étudié dans les chapitres 2 et 3. Il a notamment été observé que cette dernière montre un comportement anisotrope, lié à sa microstructure, et également un coefficient de Poisson apparent relativement fort pour un matériau cellulaire.

Malgré la prise en compte d'une méthodologie de post-traitement qui sera décrite dans une section suivante (cf. section 4.3.4), l'analyse du comportement des matériaux cellulaires pour des sollicitations multiaxiales reste complexe. La prise en compte de l'anisotropie de la mousse CF-47, apporte un degré de complexité supplémentaire à cette analyse. De plus, dans le but d'un développement de modèle de comportement, il parait plus judicieux de commencer par décrire un comportement isotrope dans un premier temps, puis de prendre en compte l'anisotropie dans un second temps.

Il a donc été privilégié dans cette étude, d'utiliser une mousse présentant un comportement mécanique isotrope, afin d'avoir une première analyse du comportement sous sollicitations multiaxiales des matériaux cellulaires. Cette dernière servira ensuite de base théorique dans l'appréhension du comportement anisotrope de la mousse CF-47.

La mousse isotrope utilisée est une mousse de polypropylène, largement étudiée auparavant [BOUIX, 2008; BOUIX et collab., 2009; MAHEO et VIOT, 2013; VIOT, 2007, 2009; VIOT et collab., 2005, 2008]. Son comportement mécanique, illustré sur la figure 4.9, montre une contribution hyperélastique composée des trois phases classiquement observées pour des matériaux cellulaires. Il a notamment été montré que le comportement uniaxial de cette mousse est dépendant à la vitesse de sollicitation [BOUIX, 2008; BOUIX et collab., 2009], à la densité [BOUIX, 2008]. VIOT [2009] a également montré que ces deux paramètres influent sur le comportement de la contribution en changement de volume.

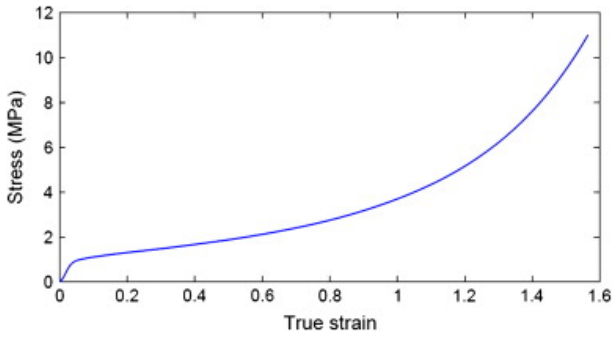


FIGURE 4.9 – Comportement de la mousse isotrope de polypropylène sous une sollicitation de compression uniaxiale à vitesse quasi-statique BOUIX et collab. [2009].

4.3.2 Présentation des moyens d'essais

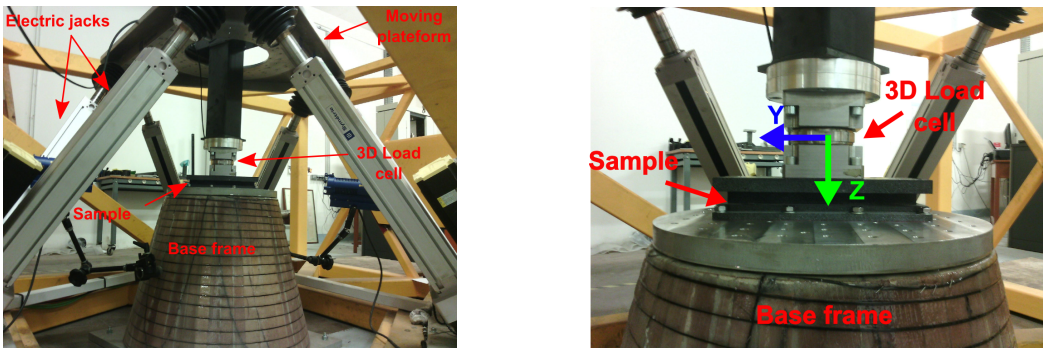
Essais uniaxiaux

Une machine de traction/compression Zwick Z250 Roell a été utilisée dans le but de réaliser des essais de traction uniaxiale à vitesse quasi-statique. La forme d'échantillon utilisée est celle préconisée par la norme NF EN ISO 1798 [AFNOR, 2008]. Une vitesse de déplacement de la traverse de 41.25 mm/min a été imposée de manière à obtenir une vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}_{zz} = 0.0125\ s^{-1}$. La contrainte a été calculée grâce à un capteur

d'effort 10 kN. Les champs de déformation ont été déterminés par le logiciel de corrélation d'image VIC2D, à partir d'images prises à une fréquence de 1 Hz.

Essais multiaxiaux

Les essais multiaxiaux ont été réalisés grâce à un hexapode de mouvement, présenté sur la figure 4.10. Ce dernier est une plateforme de Gough-Stewart modifiée, qui fait partie de la famille des robots parallèles, constitué de deux plateformes : l'une fixe et l'autre mobile. Grâce à six vérins électromécaniques, le mouvement de la plateforme supérieure peut être contrôlé de manière indépendante suivant les six degrés de liberté (trois rotations et trois translations). Cette dernière peut atteindre une vitesse horizontale de 1,4 m/s, et 1 m/s verticalement. Pour les essais réalisés dans cette étude, un bras rigide est monté perpendiculairement à la plateforme. Les échantillons sont collés au préalable entre deux plaques rigides dont l'une est vissée sur le bras, et l'autre sur le massif de réaction. Cette configuration permet de réaliser des sollicitations classiques (compression, cisaillement, torsion, ...), mais aussi complexes comme une combinaison de mouvement, ou des trajectoires multiaxiales [RAMAKRISHNAN, 2014; RAMAKRISHNAN et collab., 2015]. Bien que l'hexapode puisse atteindre une vitesse de 1 m/s suivant toutes les directions, ces travaux se sont concentrés sur des chargements quasi-statiques, réalisés à une vitesse de déplacement de 0,25 mm/s sur chacun des axes, avec une vitesse de déformation de l'ordre de 10^{-2} s^{-1}.



(a) (b)

FIGURE 4.10 – (a)Illustration de l'hexapode à l'intérieur de la cage de protection (en jaune). Le massif de réaction est fixé au sol, sous la plateforme mobile. (b) L'échantillon de mousse de polypropylène de couleur noir est positionné sur le massif, et relié à l'hexapode par le capteur d'effort 3 axes.

Les efforts en cours d'essai sont enregistrés par un capteur d'effort piézoélectrique trois axes (Kistler 9377C) positionné entre le bras rigide et l'échantillon. Le repère local (X, Y, Z) du capteur est défini comme le présente la figure 4.10b. Les capacités du capteur sont fixés à 2, 10 et 10 kN dans les directions X, Y, et Z respectivement. Les signaux d'efforts sont enregistrés à une fréquence de 100 Hz.La figure 4.11 présente un exemple de signaux d'effort mesurés dans le cas d'une compression uniaxiale appliquée sur la direction Z, et un cisaillement simple appliqué simultanément dans le plan YZ.

Un premier appareil photo est positionné de manière à prendre des clichés de la face avant de l'échantillon, comme le montre la figure 4.12. Les champs de déplacements et de déformations sont obtenus en utilisant le logiciel de corrélation d'images VIC2D. La région d'intérêt est définie de manière à exclure les effets de bords situés sur les zones latérales de l'échantillon et celles proches des plaques métalliques (cf. figure 4.12). Une

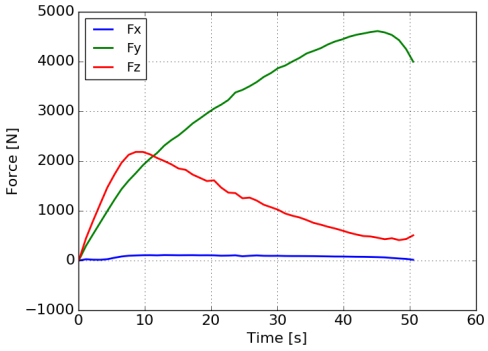


FIGURE 4.11 – Exemple d'efforts enregistrés par le capteur 3 axes, pour une sollicitation de compression uniaxiale et de cisaillement appliquées simultanément.

analyse des effets de bords est proposée au paragraphe suivant 4.3.3. Un deuxième appareil photo est placé perpendiculairement au premier afin d'observer la déformation transverse pouvant résulter des sollicitations de compression uniaxiale et de cisaillement simple.

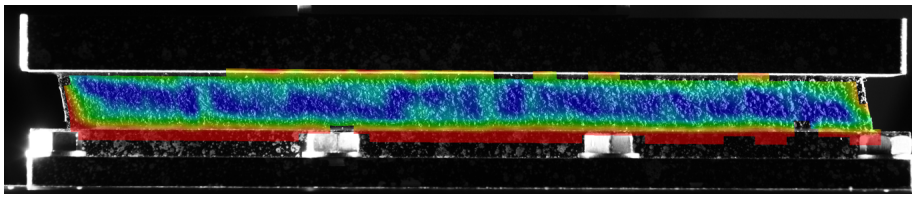


FIGURE 4.12 – Champ de déformation normalisé ε_{yz} obtenu par logiciel de corrélation d'images. La région d'intérêt est choisie de manière à exclure tout effet de bord.

4.3.3 Dimensionnement de l'échantillon

Deux principaux paramètres sont à prendre en considération dans le dimensionnement d'échantillons destinés à la réalisation d'essais mécaniques. Le premier est sa taille qui doit être suffisamment grande pour obtenir une réponse mécanique représentative de son comportement macroscopique. Le deuxième est la forme de l'échantillon qui doit être adaptée à la sollicitation souhaitée.

— Cas de la traction : Dans le cas des essais de traction uniaxiale, un échantillon de type "Dogbone" préconisé par la norme AFNOR [2008] a été utilisé dans le but de concentrer la contrainte sur la section la plus fine de l'échantillon.

— Cas du cisaillement simple : Dans le cas de sollicitation de cisaillement simple, ANDREWS et collab. [2001] ainsi que WADA et collab. [2003] montrent que la forme de l'échantillon affecte fortement les résultats. Les essais de cisaillement simple provoquent des efforts tangentiels et normaux aux faces sollicitées. La combinaison de ces deux forces induit une sollicitation de compression et de traction dans les zones proches des bords libres [BOUVIER et collab., 2006; G'SELL et collab., 1983], qui peut être considérée comme une sollicitation de flexion. Cet effet indésiré peut être réduit en augmentant le rapport d'élongation de l'échantillon $\frac{L}{H}$, où L et H sont respectivement la longueur et la hauteur de l'échantillon. A titre d'exemple, BOUVIER et collab. [2006] utilisent un rapport d'élongation de 10 pour des échantillons

de tôle métallique, G'SELL et collab. [1983] recommandent un rapport supérieur à 15 dans le cas de matériau polymérique, et MOSTAFA et collab. [2013] utilisent des échantillons composés de mousse ayant un rapport de 13.

En complément des informations obtenues dans la littérature, l'effet du rapport d'élongation sur la répartition des déformations a été étudié à l'aide de simulations numériques. L'essai de cisaillement simple a été reproduit grâce au logiciel de calcul par éléments finis LS-Dyna. Plusieurs échantillons de rapport d'élongation de 2.5, 5, 10, 15 et 20 ont été modélisés (cf. figure 4.13). Les nœuds de la face inférieure sont bloqués dans toutes les directions, et un déplacement de 20 mm est imposé aux nœuds de la face supérieure, soit une déformation de cisaillement imposée de $\varepsilon_{yz} = 45\%$. Enfin, le modèle de comportement matériau utilisé est la carte MAT_FU_CHANG_FOAM, qui correspond au modèle proposé par CHANG et collab. [1998], dont les paramètres sont identifiés à partir d'un essai de compression uniaxiale.

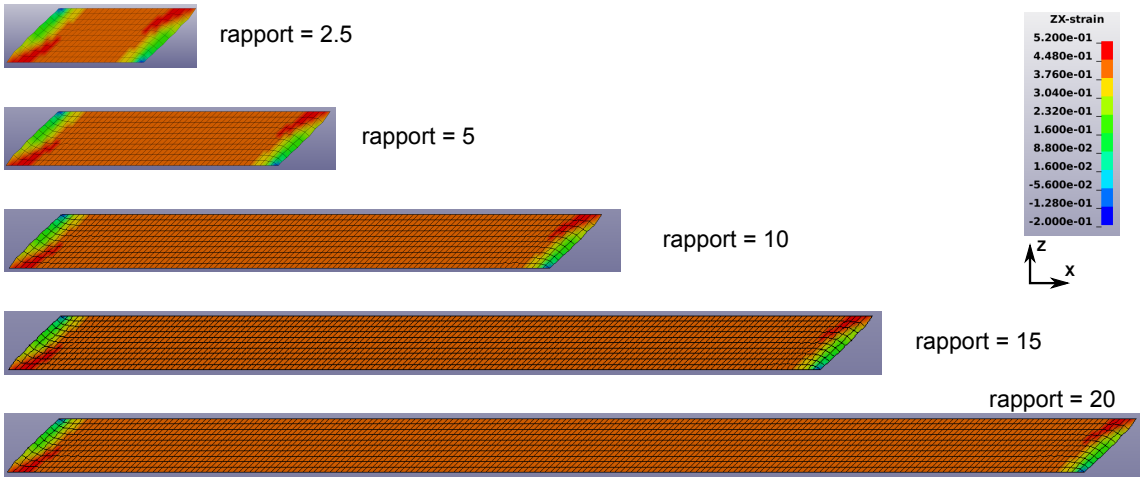
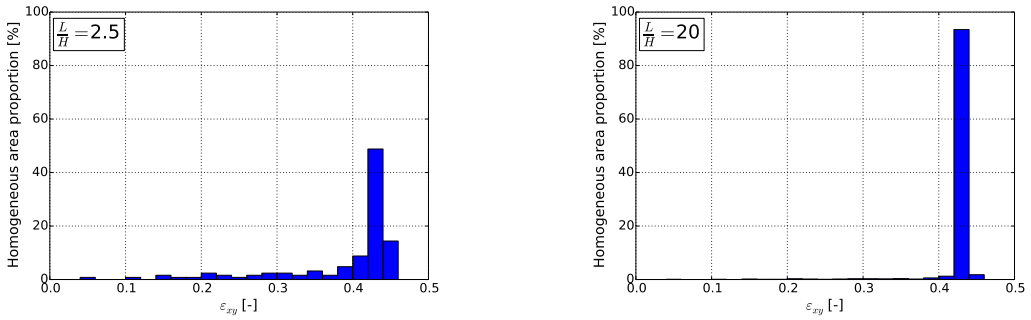


FIGURE 4.13 – Cartographies des déformations de cisaillement γ_{yz} obtenues pour des échantillons avec des rapports d'élongation différents.

Les formes d'échantillons déformées, ainsi que la cartographie de la déformation de cisaillement ε_{yz} sont présentées sur la figure 4.13. Pour chacun des échantillons, une zone homogène est visible en son centre, avec une valeur de $\gamma_{yz} = 42,2\%$, ainsi que deux zones hétérogènes proches des bords libres, en concordance avec la littérature. Ces résultats montrent que les effets de bord sont toujours présents quel que soit le rapport d'élongation de l'échantillon, mais leur proportion devient de plus en plus faible face à celle de la zone homogène. A titre d'exemple, les résultats présentés sur la figure 4.14 montrent la répartition de la proportion d'éléments en fonction de la valeur de ε_{yz}, pour deux rapports d'élongation. La proportion d'éléments ayant une valeur de $43\%^{\pm 1}$ est de 49% avec un rapport de 2,5, contre 93% avec un rapport de 20. Ces résultats mettent en évidence que les effets de bord représentent 51% et 7% de la réponse obtenue pour un échantillon avec un rapport d'élongation de 2,5 et 20 respectivement, d'où l'importance de ce coefficient dans le dimensionnement des échantillons.

Enfin, l'évolution de la proportion de la zone homogène de cisaillement en fonction des rapports d'élongation étudiés est présentée sur la figure 4.15. Il y est observé une forte augmentation de cette proportion jusqu'à un rapport de 10. Passé ce dernier, l'augmentation du rapport d'élongation apporte une faible augmentation de la proportion de zone homogène avec des valeurs de 87%, 91% et 93% pour des rapports de 10, 15 et 20 respectivement.



(a) (b)

FIGURE 4.14 – Exemple de la proportion de la zone homogène de cisaillement obtenue pour deux rapports d'élongation $\frac{L}{H}$ =2,5 (a) et 20(b)

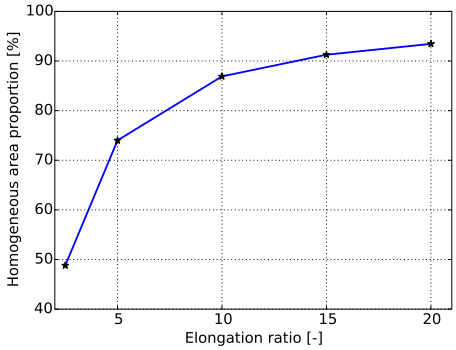


FIGURE 4.15 – Évolution de la proportion de la zone homogène de cisaillement en fonction des rapports d'élongation étudiés.

Il a été choisi dans cette étude, de définir une limite minimale de proportion de la zone homogène de cisaillement à 90%. Un rapport d'élongation de 15 est alors suffisant, et sera utilisé dans le dimensionnement des échantillons. Les dimensions ont ensuite été fixées à 300 mm de longueur, 20 mm de hauteur, et 20 mm de largeur, afin de réaliser des essais sur un volume suffisamment grand pour être représentatif et macroscopiquement homogène, mais de ne pas excéder les limites du capteur d'effort.

4.3.4 Post-traitement des données

Définition des tenseurs mécaniques

Dans les cas d'un chargement de cisaillement simple, d'une compression uniaxiale, ou de ces deux chargements appliqués simultanément, les composantes du tenseur des contraintes de Cauchy, et peuvent être écrites dans le repère cartésien lié à l'hexapode par l'équation 4.23.

$$[\sigma_{ij}] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{yz} \\ 0 & \sigma_{yz} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad \text{où } \sigma_{zz} = \frac{F_z}{S}; \quad \sigma_{yz} = \frac{F_y}{S} \tag{4.23}$$

avec :

F_i	Force mesurée suivant l'axe i [N]
S	Section normale à l'axe $\vec{Z}$ [mm^2]

Il est important de noter que pour ces essais, les composantes de cisaillement σ_{xy} et σ_{xz} n'ont pas été mesurées, mais sont supposées nulles du fait du caractère homogène de la mousse de polypropylène d'un point de vue macroscopique. Les valeurs des efforts F_x mesurés suivant l'axe $\vec{X}$ ont toujours été faibles quelque soit la sollicitation appliquée cf. figure 4.11). Bien que cela signifie que la valeur macroscopique de σ_{xx} est également très faible, il en est sûrement différent pour les valeurs locales à cause notamment des effets de bord qui ne sont alors plus pris en compte. Il en est de même au sujet de la composante σ_{yy}. Bien que la valeur globale de cette dernière peut être considérée comme négligeable, un échantillon ayant une grande dimension transverse, implique des contraintes transverses locales non nulles lorsqu'il est sollicité en compression uniaxiale, hormis pour un matériau à coefficient de Poisson apparent nul. Les déformations transverses seront traitées plus loin, au paragraphe 4.4.1. Étant donné que ces grandeurs locales ne sont pas accessibles expérimentalement, il a été décidé de considérer que σ_{xx} et $\sigma_{yy} = 0$.

Le tenseur des déformations logarithmiques est présenté par l'équation 4.24. Les composantes dans le plan YZ sont obtenues grâce au logiciel de corrélation d'images VIC2D. En prenant comme hypothèse que le matériau testé est macroscopiquement homogène, les composantes ε_{xy} et ε_{xz} peuvent être considérées nulles lors des sollicitations effectuées dans cette étude. Enfin, un second appareil photo a été placé de manière perpendiculaire au premier afin de mesurer la déformation transverse ε_{xx}. Sa valeur n'excède pas 0.6% dans l'ensemble des essais de cisaillement simple réalisé. Par simplicité, il a donc été décidé de considérer $\varepsilon_{xx} = 0$ pour des sollicitations de compression uniaxiale et de cisaillement simple. Il sera montré dans la section 4.4.1 que cette simplification ne peut plus être effectuée pour des sollicitations de traction. La forme du tenseur de déformation utilisé dans cette étude est donc :

$$\left[\varepsilon_{ij}\right] = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ 0 & \varepsilon_{yz} & \varepsilon_{zz} \end{bmatrix} \tag{4.24}$$

Choix des variables

La contribution en changement de volume est évaluée par l'évolution de la pression hydrostatique p en fonction du volume relatif V. Les relations entre ces deux variables peuvent être exprimées à partir du premier invariant du tenseur des contraintes $I_{\tilde{\sigma}}$, et du tenseur des déformations $I_{\tilde{\varepsilon}}$.

$$p = -\frac{I_{\tilde{\sigma}}}{3} \quad ; \quad V = \frac{v}{v_0} = \exp\left(I_{\tilde{\varepsilon}}\right) \tag{4.25}$$

avec :

v	Volume courant de l'échantillon [mm^3]
v_0	Volume initial de l'échantillon [mm^3]

La contribution en changement de forme, qui est complémentaire à celle de changement de volume, peut être évaluée par :

— L'intensité des tenseurs déviatoriques des contraintes Q_σ et des déformations Q_ε, qui peuvent être calculés à partir du second invariant des tenseurs déviatoriques respectifs $II_{\tilde{\sigma}^d}$ et $II_{\tilde{\varepsilon}^d}$.

$$Q_\sigma = \sqrt{\tilde{\sigma}^d : \tilde{\sigma}^d} = \sqrt{-2II_{\tilde{\sigma}^d}} \quad ; \quad Q_\varepsilon = \sqrt{\tilde{\varepsilon}^d : \tilde{\varepsilon}^d} = \sqrt{-2II_{\tilde{\varepsilon}^d}} \tag{4.26}$$

On peut rapprocher ces deux variables des contrainte σ^{vm} et déformation ε^{vm} équivalentes de Von Mises :

$$\sigma^{vm} = \sqrt{\frac{3}{2}\tilde{\sigma}^d : \tilde{\sigma}^d} \quad ; \quad \varepsilon^{vm} = \sqrt{\frac{2}{3}\tilde{\varepsilon}^d : \tilde{\varepsilon}^d}. \tag{4.27}$$

— Les directions dans le plan déviatorique, qui sont obtenues grâce aux angles de Lode φ_σ et φ_ε calculées à partir des second et troisième invariants des tenseurs déviatoriques des contraintes et des déformations respectivement.

$$\varphi_\sigma = \frac{1}{3}\arccos\left(3\sqrt{6}\frac{III_{\tilde{\sigma}^d}}{\left(-2II_{\tilde{\sigma}^d}\right)^{\frac{3}{2}}}\right) \quad ; \quad \varphi_\varepsilon = \frac{1}{3}\arccos\left(3\sqrt{6}\frac{III_{\tilde{\varepsilon}^d}}{\left(-2II_{\tilde{\varepsilon}^d}\right)^{\frac{3}{2}}}\right) \tag{4.28}$$

L'avantage de l'utilisation des invariants des tenseurs est qu'ils offrent la possibilité de comparer des variables représentatives de comportement élémentaire qui ne dépendent pas du repère utilisé.

A partir des descriptions des deux tenseurs ci-dessus (eq 4.23 et 4.24), il est possible de définir les expressions analytiques des variables décrivant les contributions en changement de forme et de volume :

$$\begin{cases} p = -\frac{\sigma_{zz}}{3} \\ Q_\sigma = \sqrt{\frac{2}{3}\sigma_{zz}^2 + 2\sigma_{yz}^2} \\ \varphi_\sigma = \frac{1}{3}\arccos\left(\frac{\frac{2}{3}\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma_{zz}^3 + \sqrt{6}\sigma_{zz}\sigma_{yz}^2}{\left(\frac{2}{3}\sigma_{zz}^2 + 2\sigma_{yz}^2\right)^{\frac{3}{2}}}\right) \end{cases} \tag{4.29}$$

$$\begin{cases} V = \exp(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}) \\ Q_\varepsilon = \sqrt{\frac{2}{3}\left[(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})^2 + (\varepsilon_{yy} - \varepsilon_{zz})^2 + (\varepsilon_{zz} - \varepsilon_{xx})^2\right] + 2\varepsilon_{yz}^2} \\ \varphi_\varepsilon = \frac{1}{3}\arccos\left(\frac{\frac{\sqrt{6}}{9}\left[(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})^3 + (\varepsilon_{yy} - \varepsilon_{zz})^3 + (\varepsilon_{zz} - \varepsilon_{xx})^3\right] + \sqrt{6}\varepsilon_{yz}^2(-2\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz})}{\left(\frac{2}{3}\left[(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})^2 + (\varepsilon_{yy} - \varepsilon_{zz})^2 + (\varepsilon_{zz} - \varepsilon_{xx})^2\right] + 2\varepsilon_{yz}^2\right)^{\frac{3}{2}}}\right) \end{cases} \tag{4.30}$$

Variables

Deux autres variables sont définies dans cette étude afin d'avoir une meilleure compréhension du trajet des déformations et des contraintes.

Tout d'abord pour les déformations, l'angle cinématique θ_ε est l'angle entre la direction de chargement et le plan déviatorique. C'est donc le rapport entre le volume V et l'intensité en distorsion Q_ε. D'une certaine manière, on peut considérer cet angle comme un équivalent de la mesure de triaxialité dans le repère des déformations.

$$\theta_\varepsilon = \arctan\left(\frac{\ln V}{Q_\varepsilon}\right) = \arctan\left(\frac{I_\varepsilon}{Q_\varepsilon}\right) \tag{4.31}$$

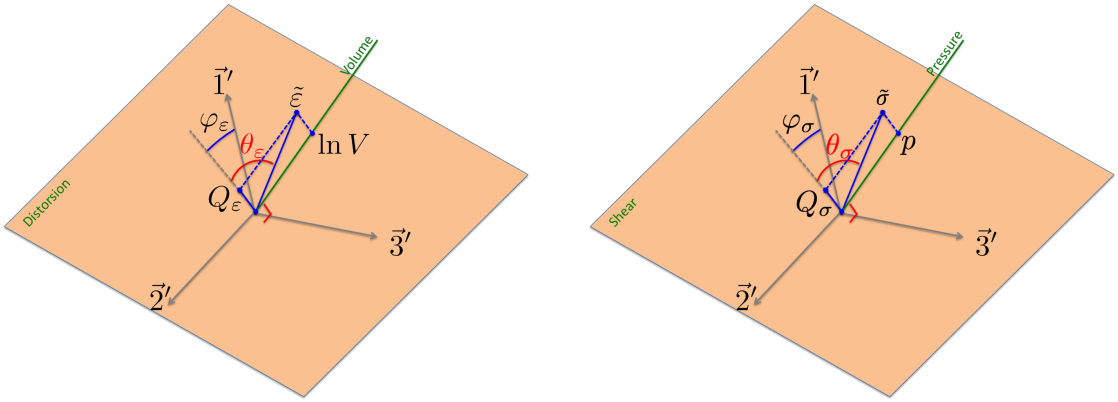
Dans le même esprit que pour les déformations, la seconde variable est l'angle des contraintes θ_σ qui fait référence à l'élévation de la pression par rapport au plan déviatoire des contraintes. C'est donc le rapport entre la pression p et l'intensité en cisaillement

Q_σ. Cet angle peut être considéré comme l'équivalent de la mesure de triaxialité dans le repère des contraintes à un coefficient près.

$$\theta_\sigma = \arctan\left(\frac{p}{Q_\sigma}\right) \tag{4.32}$$

Ces deux variables permettent d'obtenir des informations intéressantes sur la comparaison entre le trajet en déformation et le trajet en contrainte. Ces dernières seront détaillées dans la section 4.3.5 et 4.4.1.

Enfin, il est proposé une représentation schématique des toutes ces variables utilisées dans cette étude, à partir des repères des déformations principales et des contraintes principales, sur la figure 4.16a, et 4.16b respectivement.



(a) (b)

FIGURE 4.16 – Illustration schématique des différentes variables utilisé dans le post-traitement des essais, d'un point de vue des déformations (a) et des contraintes (b).

4.3.5 Description des essais réalisés

Essais classiques

La mousse de polypropylène a d'abord été caractérisée pour des sollicitations classiques : compression uniaxiale, traction uniaxiale, et cisaillement simple, dans le but principal d'avoir une base de comparaison aux essais multiaxiaux réalisés ensuite. Les essais de cisaillement simple et de traction uniaxiale ont été réalisés jusqu'à atteindre la rupture de l'échantillon. Les essais de compression uniaxiale ont été menés jusqu'à un rapport d'élongation $\lambda_{zz} = \frac{H}{H_0} = 50\%$, avant la phase de densification. Les vitesses de déformation utilisées pour ces essais sont de $\dot{\varepsilon}_{zz}$ et $\dot{\varepsilon}_{yz} = 0.0125\ s^{-1}$.

Essais radiaux

L'étude s'est ensuite concentrée sur le couplage en changement de volume et changement de forme. Plusieurs essais multiaxiaux ont été réalisés durant lesquels un trajet de sollicitation radial a été appliqué. Dans chacun de ces essais, la cinématique imposée par l'hexapode à l'échantillon suit un trajet radial qui est défini par l'angle cinématique θ_ε entre l'axe des ordonnés Q_ε et le trajet de suivi (cf. équation 4.31). A partir de l'équation 4.30, le premier invariant du tenseur des déformations et l'intensité de distorsion peuvent être exprimés en fonction du rapport d'élongation λ et du coefficient de Poisson

apparent α, permettant d'obtenir l'expression de l'angle cinématique θ_ε pour une sollicitation uniaxiale (cf. équation 4.33). A titre d'exemple, l'angle cinématique vaut 0° pour une sollicitation de cisaillement simple, -90° et +90° pour une compression ou traction triaxiale respectivement.

$$\theta_\varepsilon = \arctan\left(\frac{(1-2\alpha)\ln\lambda}{(1+\alpha)|\ln\lambda|\sqrt{\frac{2}{3}}}\right) \tag{4.33}$$

Deux nouveaux trajets de chargements radiaux ont été définis de manière arbitraire dans cette étude. Ces derniers combinent une sollicitation de compression uniaxiale et de cisaillement simple, réalisées simultanément. Désignés dans la suite de ce manuscrit par sollicitation combinée #1 et #2, ces dernières ont un angle cinématique de -42° et -31° respectivement. Leurs caractéristiques sont résumées dans la table 4.2.

TABLEAU 4.2 – Définition des trajets cinématique des sollicitations radiales

Sollicitation	Angle cinématique θ_ε
Compression uniaxiale ($\alpha = 0$)	-51°
Combiné 1	-42°
Combiné 2	-31°
Cisaillement simple	0°
Traction uniaxiale ($\alpha = 0.27$)	24°

Essais à sollicitations avec changement de direction

Des essais complémentaires ont été réalisés dans le but d'investiguer (i) l'influence du volume sur la contribution en changement de forme, et (ii) l'influence du trajet de chargement sur les comportements en changement de volume et de forme. Ces derniers, détaillés dans le tableau 4.3, se composent de chargement de compression uniaxiale, et de cisaillement simple, réalisés de manière séquentielle, et à des niveaux de compression différents. De la même manière que les essais précédents, le chemin cinématique de ces essais peut être observé dans l'espace V - Q_ε ou I_ε - Q_ε, et l'angle cinématique θ_ε peut être calculé par la relation 4.31. Il est donc réalisé les deux types d'essais "séquentiels" suivants :

— une compression uniaxiale pour atteindre un ratio de volume de 0.8 ou 0.5 puis un cisaillement simple jusqu'à la rupture

— un cisaillement simple pour atteindre une intensité de distorsion de 0.1, suivi d'une compression uniaxiale pour atteindre un ratio de volume de 0.8 ou 0.5, suivie finalement d'un cisaillement simple jusqu'à la rupture.

TABLEAU 4.3 – Définition essais avec changement de direction de sollicitation

Désignation	1re sollicitation (objectif)	2e sollicitation (objectif)	3e sollicitation (objectif)
Comp f/b Shear - 0.8	Compression (V=0.8)	Cisaillement (rupture)	-
Comp f/b Shear - 0.5	Compression (V=0.5)	Cisaillement (rupture)	-
Shear f/b Comp f/b Shear - 0.8	Cisaillement ($Q_\varepsilon = 0.1$)	Compression (V=0.8)	Cisaillement (rupture)
Shear f/b Comp f/b Shear - 0.5	Cisaillement ($Q_\varepsilon = 0.1$)	Compression (V=0.5)	Cisaillement (rupture)

4.4 Comportement d'une mousse isotrope (Polypropylène)

4.4.1 Sollicitations classiques

Coefficient de Poisson apparent

La caractérisation mécanique des matériaux cellulaires est généralement réalisée à partir d'un essai de compression uniaxiale. L'échantillon adapté à cette sollicitation est un cube suffisamment grand pour être représentatif. Afin d'obtenir des informations sur la rupture, des essais de traction uniaxiale sont également réalisés sur des éprouvettes de type "dog-bone". Les évolutions de la contrainte de Cauchy en fonction de la déformation axiale logarithmique pour ces deux essais sont décrites par les courbes rouge et bleue en trait plein sur la figure 4.17. Le comportement en compression de la mousse PP montre une grande contribution hyperélastique réversible, ainsi qu'une forte boucle d'hystérésis entre la charge et la décharge.

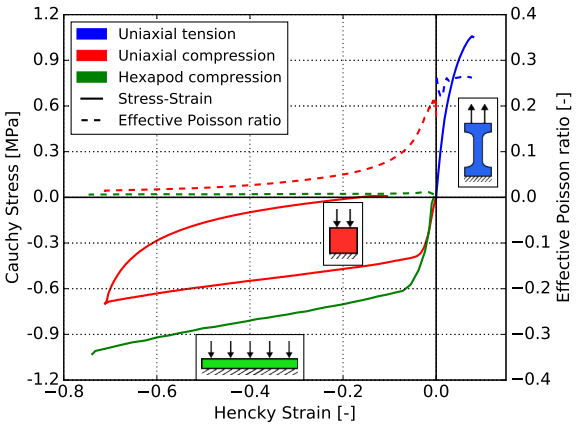


FIGURE 4.17 – Comportement de la mousse de polypropylène sous des sollicitations uniaxiales, à une vitesse de déformation $\varepsilon_{zz} = 0.0125\ s^{-1}$.

Un autre paramètre souvent étudié pour caractériser le comportement des matériaux cellulaires, est la déformation transverse, qui peut être assimilée à un coefficient de Poisson apparent. Ce paramètre, comme il a été vu dans la section 2.3.2, est connu pour être variable et souvent proche de 0 sous compression uniaxiale [CHOI et LAKES, 1992; WIDDLE JR et collab., 2008]. Cela peut être expliqué par les caractéristiques microstructurelles de ces matériaux, mises en évidence dans les travaux de GIBSON et ASHBY [2001] ou de MIHAI et GORIELY [2015]. En effet, lors d'une sollicitation de compression uniaxiale, les cellules de la mousse s'effondrent sur elles-mêmes par un processus de flexion ou de flambement des parois, qui entraine un faible coefficient de Poisson apparent. Lors d'une sollicitation de traction, le processus est différent. Les cellules sont étirées, ce qui provoque une contraction de ces dernières dans la direction transverse et donc un coefficient de Poisson apparent non nul. Lors d'une sollicitation de cisaillement, les cellules de la mousse sont soumises à une combinaison de traction et de compression. L'équilibre du matériau sous une sollicitation de cisaillement simple implique, pour ce qui est de la déformation transverse, une compétition entre le processus de traction et de compression.

A partir des images enregistrées durant les essais, la déformation transverse a été mesurée afin d'obtenir le coefficient de Poisson apparent. Comme il était expliqué précé-

demment, et en concordance avec les résultats observés par WIDDLE JR et collab. [2008], le coefficient de Poisson apparent obtenu pour la mousse PP varie avec le chargement (cf. figure 4.17 traits pointillés). Ce dernier peut être considéré constant en traction uniaxiale avec une valeur de 0.27, et varie entre 0.20 et 0.03 en compression uniaxiale. Lorsque la sollicitation de compression uniaxiale est appliquée à un échantillon "allongé" (échantillon allongé), le coefficient de Poisson apparent est alors différent de celui mesuré sur un échantillon cubique utilisé lors d'essais de compression uniaxiale sur machine d'essais classique. En effet, dans ce cas, le coefficient de Poisson apparent vaut 0.02 tout au long de la sollicitation de compression. Cela est dû à la forme allongée de l'échantillon qui limite les déplacements transverses, et cause une augmentation des niveaux de contrainte, comme il est visible par la courbe verte sur la figure 4.17.

Comme il a été expliqué dans la section 4.3.4, l'hypothèse que la déformation transverse $\varepsilon_{xx} = 0$ pour des sollicitations de compression uniaxiale et de cisaillement simple, a été faite pour simplifier l'analyse des essais multiaxiaux. Aucune déformation notable dans l'épaisseur avait été observée et mesurée par l'analyse d'images. Néanmoins, cette hypothèse ne peut être maintenue pour les essais de traction uniaxiale. Les déformations ε_{xx} et ε_{yy} ont donc été calculées en prenant un compte un coefficient de Poisson apparent de 0.27, comme obtenu expérimentalement. Tous les invariants de déformation présentés dans l'équation 4.30, sont calculés à partir de ces déformations.

Relaxation en compression

La contribution visqueuse du comportement de ce matériau a été caractérisée grâce à des essais de compression uniaxiale avec palier de relaxation. Ces derniers ont été réalisés sur l'hexapode, sur des échantillons destinés aux essais multiaxiaux. Des paliers de relaxation d'une durée de cinq minutes ont été réalisés à deux niveaux de Volume, V = 0.8 et 0.5. Un seul palier de relaxation a été testé par échantillon afin de ne pas avoir d'influence entre les paliers. La vitesse de déformation imposée pour atteindre le niveau de déformation de compression est de $\dot{\varepsilon}_{zz} = 0.0125 s^{-1}$.

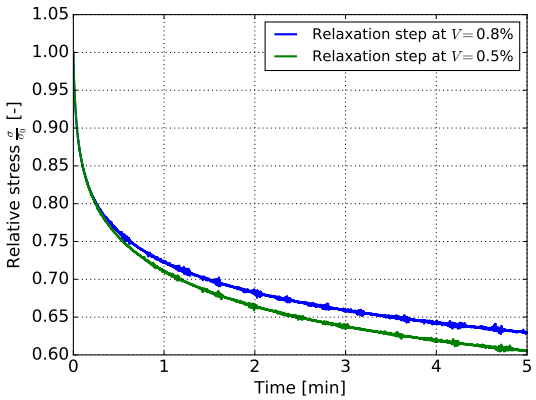


FIGURE 4.18 – Phase de relaxation après une sollicitation de compression réalisé à une vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}_{zz} = 0.0125 s^{-1}$

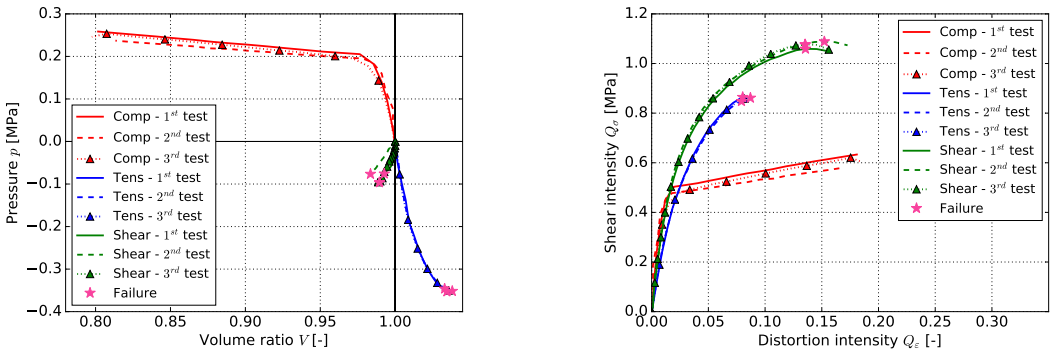
Les résultats présentés sur la figure 4.18, montrent l'évolution de la contrainte relative $\frac{\sigma}{\sigma_0}$ en fonction du temps, avec σ_0 la contrainte en début de palier. Il est à noter que pour les deux niveaux de compression, la contrainte relative a une évolution similaire avec un écart de contrainte de 2% à la fin du palier de relaxation. Ces résultats montrent une première chute rapide du niveau de contrainte, avec une perte de 25% en 30 secondes. A la fin

du palier de relaxation de 5 minutes, la contrainte a diminué d'environ 40%. La contribution visqueuse a donc une part importante dans le comportement mécanique de ce matériau, qui devra être prise en compte dans l'analyse des résultats des essais multiaxiaux.

Résultats et interprétation des essais conventionnels

Les résultats des essais de compression uniaxiale, traction uniaxiale, et cisaillement simple, sont exprimés à partir des variables présentées dans la section 4.2.4 avec une distinction entre la contribution en changement de volume et celle de changement de forme. Les essais de compression uniaxiale et de cisaillement simple ont été réalisés sur l'hexapode, avec la géométrie d'échantillon présentée dans la section 4.3.3. Les essais de traction uniaxiale ont été réalisés sur une machine classique de traction/compression, avec la forme d'échantillon spécifiée par la norme NF EN ISO 1798[AFNOR, 2008]. Tous ces essais ont été réalisés à une vitesse de déformation de $\dot{\epsilon} = 0.0125 s^{-1}$.

La reproductibilité des résultats a été vérifiée en testant au minimum trois échantillons pour chaque sollicitation. Les résultats obtenus sur ces essais montrent très peu de variabilité, comme le montre la figure 4.19. Les faibles variations observées sont dues à une légère variabilité de la densité des échantillons, qui influe sur le comportement mécanique des mousses [GIBSON et ASHBY, 2001], mais n'affecte pas l'analyse des résultats. L'apparition d'une fissure dans l'échantillon, prémices de la rupture, est matérialisée par une étoile rose sur l'ensemble des graphiques de ce chapitre.



(a) (b)

FIGURE 4.19 – Contribution en changement de volume (a) et de forme (b) pour des sollicitations classiques. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons.

Les contributions en changement de volume des différents essais classiques sont présentés sur la figure 4.19a. La compression uniaxiale se traduit par une diminution du volume et une augmentation de la pression. Un seuil de pression est facilement observable à un niveau de $p = 0.2$ MPa et un volume relatif V = 0.98. Ce seuil correspond au changement de comportement observé d'un point de vue microscopique entre la phase élastique initiale correspondant à l'élasticité des porosités et la phase plateau de contrainte correspondant à l'effondrement des porosités, comme décrit par GIBSON et ASHBY [2001]. La sollicitation de traction uniaxiale montre une augmentation du volume et une diminution de la pression jusqu'à la rupture de l'échantillon, qui intervient à un niveau de pression $p = -0.32$ MPa. Quant à la sollicitation de cisaillement simple, une diminution de la pression de 0.08 MPa est observée. Cette diminution est due à la nature de ce chargement, qui n'est pas un chargement de cisaillement pur. Une légère diminution du volume est également observée sur ces essais de cisaillement simple, qui n'est uniquement due

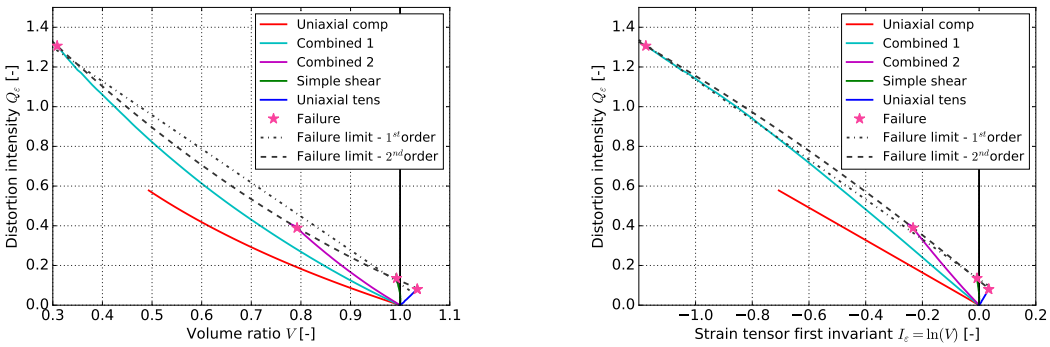
qu'à la rigidité de l'hexapode. Les effets de la rigidité du moyen d'essai ont été corrigés et réduits sur tous les essais de cisaillement, en ajustant la trajectoire de la plateforme mobile de l'hexapode. Un critère arbitraire de 2% de variation maximale de volume a été mis en place pour définir la validité d'un essai de cisaillement simple.

Les contributions en changement de forme sont présentées sur la figure 4.19b. Pour la sollicitation de compression uniaxiale, un seuil de cisaillement est observé à une intensité de cisaillement $Q_\sigma = 0.5$ MPa et une intensité de distorsion $Q_\varepsilon = 0.02$, qui correspond au seuil de pression observé sur la contribution de changement de volume. La contribution en changement de forme pour une sollicitation de cisaillement simple est fortement similaire à celle d'une traction uniaxiale, mais à un niveau d'intensité de cisaillement plus élevé. Cette différence peut provenir du comportement mécanique des polymères, qui est différent en traction et en compression. Cependant, dans le cas de ces essais, cette différence provient principalement de la forme des échantillons utilisés. L'essai de traction a été effectué sur une éprouvette "dog-bone" tandis que les essais de compression et de cisaillement ont été effectué sur des éprouvettes "bûchettes". Ces dernières éprouvettes entraîne une plus grande rigidité, ainsi que des contraintes transverses non nulles σ_{yy} notamment près des mors. La rupture intervient également à des niveaux d'intensité des contraintes et des déformations plus faibles pour la sollicitation de traction uniaxiale, $Q_\sigma = 1.8$ MPa et $Q_\varepsilon = 0.07$, comparée à la sollicitation de cisaillement simple, $Q_\sigma = 1.1$ MPa et $Q_\varepsilon = 0.15$

4.4.2 Sollicitations radiales

Comportement cinématiques

Le champ de déformation obtenu par corrélation d'images permet de calculer le trajet de déformation dans le plan "intensité de distorsion - Volume". Les résultats sont présentés figure 4.20



(a) (b)

FIGURE 4.20 – Trajets radiaux obtenus par logiciel de corrélation d'images, dans le plan "intensité de distorsion Q_ε - Volume V" (a), et "intensité de distorsion Q_ε - premier invariant des déformations I_ε" (b). Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons. Les courbes en pointillé définissent les limites de rupture identifiées

Lorsque les résultats sont présentés dans le diagramme $Q_\varepsilon - V$ (cf. figure 4.20a), les courbes obtenues ne sont pas totalement droites, dû à l'utilisation des grandeurs logarithmiques dans le calcul de Q_ε, et non dans le calcul de $V = \exp(I_\varepsilon)$. Néanmoins, lorsque les résultats sont observés dans le diagramme $Q_\varepsilon - I_\varepsilon$ sur la figure 4.20b, ils correspondent

alors parfaitement au trajet radial imposé, bien que le trajet combiné #1 ne soit pas purement rectiligne, radial. Cela est dû à la rigidité de l'hexapode et du massif qui est d'autant plus visible que le trajet est grand.

La rupture des échantillons apparait pour toutes les sollicitations, exceptée pour la compression uniaxiale. Il peut être observé que plus l'angle cinématique est petit (24°, 0°, -31°, -42°), plus la rupture intervient à un niveau d'intensité de distorsion élevé (0.10, 0.15, 0.40, 1.30, respectivement). La définition d'une limite de rupture semble évidente à décrire sur ce graphique du fait que la rupture évolue de manière régulière avec l'angle cinématique. Cette limite de rupture est approchée par des polynômes linéaires et quadratiques dans les deux espaces observés, et les résultats sont présentés dans le tableau 4.4. Il convient de noter que l'utilisation d'une fonction linéaire donne une bonne approximation, avec un coefficient de détermination R^2 supérieure à 0.99.

TABLEAU 4.4 – Fonction de limite de rupture

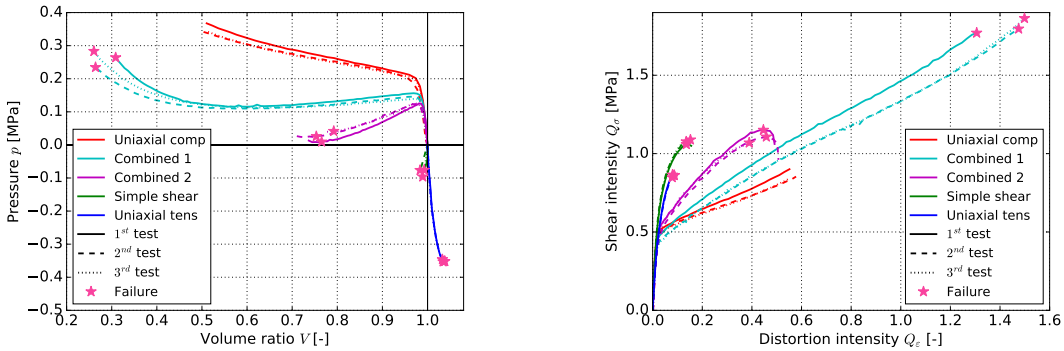
Fonction polynomiale	Equation	Coefficien de détermination R^2
Linéaire	$Q_\varepsilon = -1.702V + 1.808$	0.9929
	$Q_\varepsilon = -1.004I_\varepsilon + 0.131$	0.9991
Quadratique	$Q_\varepsilon = 0.870V^2 - 2.851V + 2.103$	0.9999
	$Q_\varepsilon = -0.146I_\varepsilon^2 - 1.178I_\varepsilon + 0.123$	1.0000

Points importants :

- Un critère de rupture basé sur la cinématique $(V, I_\varepsilon, Q_\varepsilon)$ est proposé.

Comportement en changement de volume et de forme

Pour chaque type de sollicitation, trois échantillons ont été testés afin de vérifier la reproductibilité des résultats. Les résultats obtenus pour la contribution en changement de volume et de forme, sont présentés sur les figures 4.21a et 4.21b respectivement. La dispersion observée entre les résultats est faible, et peut être corrélé à une différence de densité entre les échantillons. Cela ne contredit pas l'analyse qui peut en être faite.



(a) Contribution en changement de volume (b) Contribution en changement de forme

FIGURE 4.21 – Comparaison des contributions obtenues entre les sollicitations radiales.

Avec comme perspective de modéliser le comportement mécanique des matériaux cellulaires en utilisant une séparation des contributions en changement de volume et

de forme, il est nécessaire d'avoir des paramètres qui décrivent chacune de ces contributions. A partir des courbes présentées sur les deux graphiques de la figure 4.21, il est possible de différencier les courbes en fonction (i) d'une première pente suivie (ii) d'un seuil au-delà duquel on note (iii) une seconde pente jusqu'à (iv) la limite à rupture. Les différents paramètres associés aux observations précédentes sont présentés dans le tableau 4.5.

TABLEAU 4.5 – Définition des paramètres descriptifs des courbes.

Description	Changement de volume Paramètres	Changement de forme Paramètres
Première pente	K_1	μ_1
Seuil	P_σ^0	Q_σ^0
Seconde pente	K_2	μ_2
Rupture	V^f et P_σ^f	Q_ε^f et Q_σ^f

Pour ce qui est de la contribution de changement de volume, la première pente K_1 est similaire pour tous les tests dans lesquels un chargement uniaxial est appliqué ($\simeq$ 11.5MPa). Cette première pente diffère pour la sollicitation de cisaillement simple à cause des problèmes liés à la rigidité du moyen d'essais, comme expliqué dans la section 4.4.1. Il est ensuite observé une influence de l'angle cinématique sur le seuil de pression P_σ^0 et sur la seconde pente K_2, et par conséquent sur le comportement en changement de volume. Lorsque θ_ε augmente (-51°, -42°, -21°), le seuil de pression P_σ^0 (0.21, 0.15, 0.13) et la seconde pente K_2 (-0.28, 0.12, 0.59) diminuent relativement. Hormis pour la sollicitation de compression uniaxiale, pour laquelle la rupture n'intervient pas, la pression au moment de la rupture P_σ^0 diminue lorsque θ_ε augmente. Tous les effets de l'angle cinématique sur le comportement en changement de volume se traduisent dans les résultats présentés dans le tableau 4.6.

TABLEAU 4.6 – Effet de l'angle cinématique sur le comportement en changement de volume.

Chargement (θ_ε)	K_1 [MPa]	P_σ^0 [MPa]	K_2 [MPa]	V^f [-]	P_σ^f [MPa]
Compression uniaxiale (-51°)	-11.5	0.21	-0.28	-	-
Combiné 1 (-42°)	-11.7	0.15	0.12	0.28	0.26
Combiné 2 (-21°)	-11.8	0.13	0.59	0.77	0.03
Cisaillement simple (0°)	-	-	-	0.99	-0.08
Traction uniaxiale (24°)	-	-	-	1.04	-0.35

Pour ce qui est de la contribution en changement de forme, la première pente μ_1 est similaire pour toutes les sollicitations (classiques et multiaxiales), excepté pour la traction uniaxiale. Cette différence de raideur pourrai être expliquée, par une différence de comportement mécanique en traction et compression des polymères, mais comme nous l'avons vu dans la section 4.4.1, elle provient certainement de la géométrie différente des échantillons utilisés en traction comparés aux échantillons "hexapode".

En ce qui concerne le seuil et la deuxième pente, il convient de souligner que tous les chargements incluant une sollicitation de compression uniaxiale (compression uniaxiale, combiné #1 et combiné #2), montrent un seuil similaire $Q_\sigma^0 = 0.5$ MPa. La seconde pente augmente ensuite avec l'augmentation de l'angle cinématique pour ces trois chargements.

Dans l'objectif final de développer un modèle pour décrire le comportement mécanique des matériaux cellulaires, une première étape est de définir des fonctions mathématiques qui décrivent la contribution en changement de volume et de forme. Si les fonctions sont les mêmes pour toutes les sollicitations (traction, compression, cisaillement),

la seconde étape qui consiste à définir un potentiel hyperélastique avec une séparation de ces deux contributions, se trouve alors plus facile à réaliser. Dans ce contexte, l'existence d'un seuil $Q_\sigma = 0.5$ MPa peut être étendue à tous les chargements, y compris la traction uniaxiale et le cisaillement simple. La seconde pente augmente donc avec l'angle cinématique, et atteint son maximum sur une sollicitation de cisaillement simple. Cette hypothèse peut permettre d'expliquer la différence entre les deux courbes de cisaillement simple et de traction uniaxiale, observée dans la section 4.4.1.

Enfin, la diminution de l'angle cinématique retarde l'apparition de la rupture d'un point de vue de l'intensité de distorsion et de cisaillement. Tous les résultats traduisant l'effet de l'angle cinématique sur la contribution en changement de forme, sont résumés dans le tableau 4.7.

TABLEAU 4.7 – Effet de l'angle cinématique sur le comportement en changement de forme.

Chargement (θ_ε)	μ_1 [MPa]	Q_σ^0 [MPa]	μ_2 [MPa]	Q_ε^f [-]	Q_σ^f [MPa]
Compression uniaxiale (-51°)	34.1	0.51	0.66	-	-
Combiné 1 (-42°)	31.0	0.46	1.17	1.43	1.81
Combiné 2 (-21°)	30.0	0.55	1.83	0.43	1.11
Cisaillement simple (0°)	32.7	(0.47)	(11.15)	0.14	1.08
Traction uniaxiale (24°)	22.3	(0.55)	(7.33)	0.08	0.86

Points importants :

- Une forme mathématique comprenant une première pente, un seuil, et une seconde pente, permettrait de décrire les différents chargements radiaux.
- Les paramètres de cette fonction sont dépendants, ou non, de l'angle cinématique θ_ε

Réponse en contrainte du matériau

L'angle des contraintes θ_σ décrit par l'équation 4.32, reflète l'évolution du chargement d'un point de vue de l'intensité de cisaillement et de la pression, ce qui correspond à un facteur près à la valeur de triaxialité. A titre d'exemple, l'angle des contraintes θ_σ est égale à 0° dans le cas d'un cisaillement pur. Pour une sollicitation uniaxiale, celui-ci peut s'exprimer par la relation :

$$\theta_\sigma = \arctan\left(\frac{-\frac{\sigma}{3}}{|\sigma|\sqrt{\frac{2}{3}}}\right) \simeq \pm 22^\circ \tag{4.34}$$

Il peut être intéressant d'observer l'évolution des différents chargements dans un diagramme "Intensité de cisaillement Q_σ - Pressure p", comme présenté sur la figure 4.22.

Il est remarquable sur ces résultats que les chargements de traction uniaxiale, et compression uniaxiale donnent des trajets parfaitement rectilignes. L'angle des contraintes n'est pas exactement nul pour la sollicitation de cisaillement simple, du fait que la sollicitation n'est pas du cisaillement pur, comme il a déjà été noté dans la section 4.4.1. Pour les essais combinés #1 et #2, les pentes initiales valent 23° et 18° respectivement. Un fort changement de pente est ensuite observé à $Q_\sigma^{\#1} = 0.49$ MPa et $Q_\sigma^{\#2} = 0.55$ MPa, correspondant aux seuils de cisaillement et de pression observés précédemment. Les pentes qui s'ensuivent sont similaires à celles observées pour un chargement combinant traction uniaxiale et cisaillement simple, avec des angles de contrainte de $\theta_\sigma^{\#1} = -4°$ et $\theta_\sigma^{\#2} = -10°$. Le chargement combiné #1 change progressivement vers une troisième pente, similaire

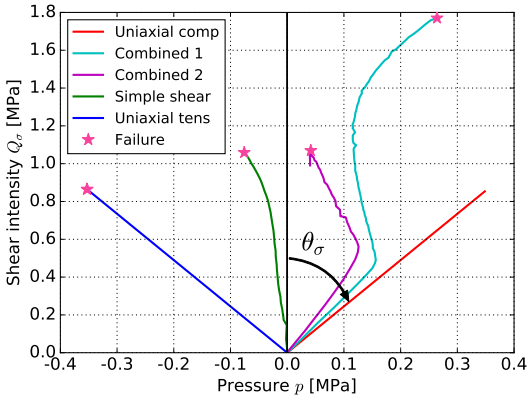


FIGURE 4.22 – Trajets de chargement obtenus grâce au capteur 3 axes pour des sollicitations radiales.

à celle obtenue sous une sollicitation de compression uniaxiale, avant d'atteindre la rupture de l'échantillon. Un point important qui peut être noté est qu'avec des trajets cinématiques imposés radiaux (rectilignes) (cf. figure 4.20), les trajets de chargements obtenus ne le sont pas. Les différences majeures de comportement observées entre les chargements de compression uniaxiale et de cisaillement simple (cf. section 4.4.1) engendrent de brusques de variations dans le trajet de chargement lorsque les deux types de chargement sont combinés. Ce point-clé sera confirmé dans la section suivante avec l'observation des angles de Lode. Enfin, la définition d'un critère de rupture semble plus difficile dans le plan (p, Q_σ) sur la figure 4.22, que dans les plans (V, Q_ε), ou (I_ε, Q_ε), sur la figure 4.20.

Points importants :

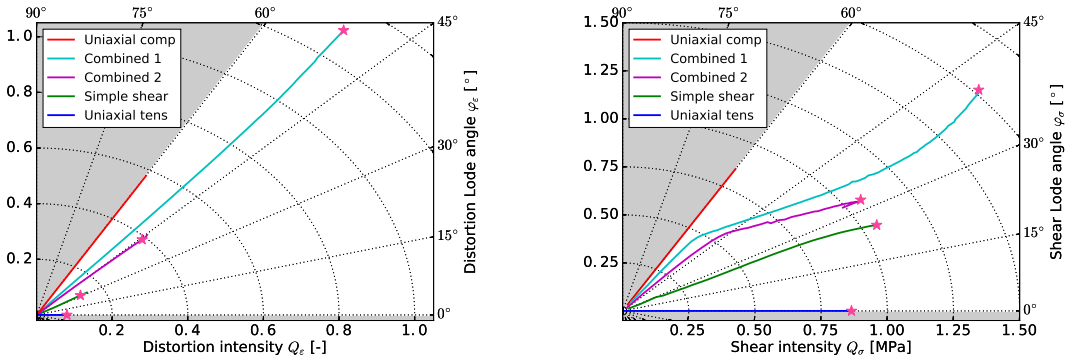
- un trajet cinématique radial n'entraine pas un trajet de chargement radial quand des sollicitations de compression et de cisaillement sont appliquées.
- La différence de comportement entre la compression uniaxiale et le cisaillement simple est à l'origine de ces trajets non radiaux.

Angles de Lode

Les trajets de chargement dans le plan déviatorique des contraintes et des déformations peuvent être approchés en utilisant l'angle de Lode calculé à partir des contraintes ou des déformations comme défini dans la section 4.2.4 et 4.3.4. Les résultats obtenus sur les différents essais sont présentés sur la figure 4.23.

Tous les résultats observés d'un point de vue de l'angle de Lode des déformations montrent des trajets rectilignes. Pour une sollicitation de traction et de compression uniaxiale, l'angle de Lode des déformations vaut $\theta^\varepsilon = 0°$ et $\theta^\varepsilon = 60°$ respectivement, ce qui est en concordance avec les valeurs théoriques. Dans le cas d'une sollicitation de cisaillement simple, l'angle de Lode calculé à partir des résultats obtenus par corrélation d'images est de 30°. Pour les essais combinés #1 et #2, l'angle de Lode obtenu est approximativement 45° et 50° respectivement.

Pour les mêmes raisons que mentionnées dans la section précédente, aucun des angles de Lode calculés à partir des contraintes ne donne de valeur d'angle constante, excepté ceux obtenus pour des sollicitations de traction et compression uniaxiale. L'angle



(a) (b)

FIGURE 4.23 – Angle de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus pour des sollicitations radiales.

de Lode obtenu en cisaillement simple s'éloigne progressivement de l'angle de cisaillement pur ($\theta_\sigma = 30°$), en se rapprochant d'un angle de traction, ceci étant principalement, principalement dû au chargement imposé. Pour les essais combinés, du fait que les sollicitations de cisaillement simple et de compression uniaxiale sont très différentes, l'angle de Lode varie soudainement lorsque le seuil de cisaillement est atteint. Ce changement de comportement correspond également aux brusques changements (i) d'angle de contrainte θ_σ observé sur la figure 4.22 et (ii) d'angle de lode en contrainte observé sur la figure 4.23. Enfin, la rupture qui dépend aussi bien de l'angle de Lode des contraintes que des déformations, apparaît plus tôt pour des angles de Lode plus petits.

Points importants :

- Un trajet radial dans le plan déviatoire des déformations n'implique pas forcément un trajet radial dans le plan déviatoire des contraintes, notamment quand une sollicitation de compression et de cisaillement est appliquée.

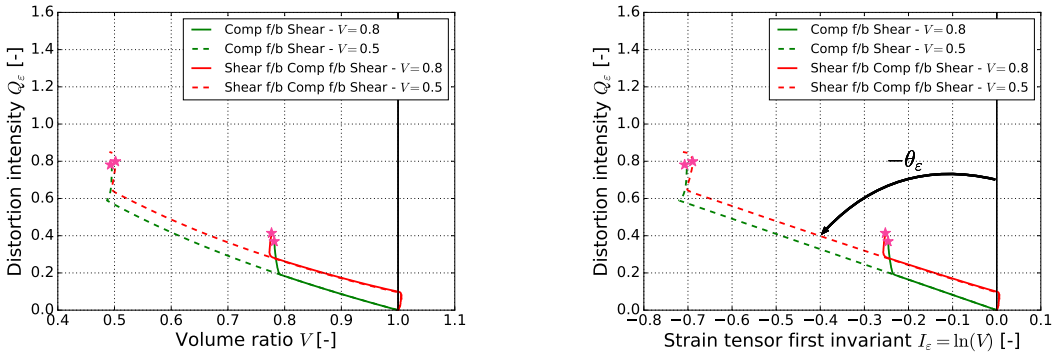
4.4.3 Sollicitations avec changement de direction

Les trajets radiaux présentés dans la partie précédente 4.4.1 combinent à la fois une compression uniaxiale et un cisaillement simple en même temps. Grâce aux capacités de l'hexapode, il est possible de décomposer chacune des sollicitations pour les réaliser l'une après l'autre. Il est ainsi possible d'étudier l'influence du trajet de chargement sur le comportement mécanique de la mousse.

Comportement cinématiques

Pour chacune des sollicitations réalisées, la cinématique obtenue est présentée sur la figure 4.24 par l'évolution de l'intensité de distorsion Q_ε en fonction du volume V (a), et du premier invariant du tenseur des déformations I_ε (b). Les instants auxquels surviennent les changements de sollicitations sont visibles par une variation brusque de l'angle cinématique θ_ε sur les deux graphiques. Les différentes sollicitations imposées sont d'ailleurs identifiables par l'angle cinématique relatif au dernier changement de sollicitation θ^r_ε. Dans le cas des essais "comp f/b shear", les sollicitations de cisaillement simple suivent bien un angle cinématique relatif $\theta^r_\varepsilon = 0°$, de même que les deux phases de cisaillement des essais "shear f/b comp f/b shear". La phase de compression de ces mêmes essais

montre un angle cinématique relatif $\theta_\varepsilon^r = -53°$, qui peut être considéré comme une sollicitation de compression uniaxiale ($\theta_\varepsilon = -51°$). Enfin, il peut être intéressant de noter que malgré des trajets cinématiques différents, les ruptures des échantillons interviennent à des états de déformation identiques pour les essais dont l'objectif de variation de volume final est identique ($Q_\varepsilon = 0.8$ et $I_\varepsilon = -0.7$ pour V=0.8 ; et $Q_\varepsilon = 0.4$ et $I_\varepsilon = -0.25$ pour V=0.5).



(a) (b)

FIGURE 4.24 – Trajets cinématiques obtenus pour des sollicitations avec changement de direction, dans le plan "intensité de distorsion Q_ε - Volume V" (a), et "intensité de distorsion Q_ε - premier invariant des déformations I_ε" (b). Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons.

Points importants :

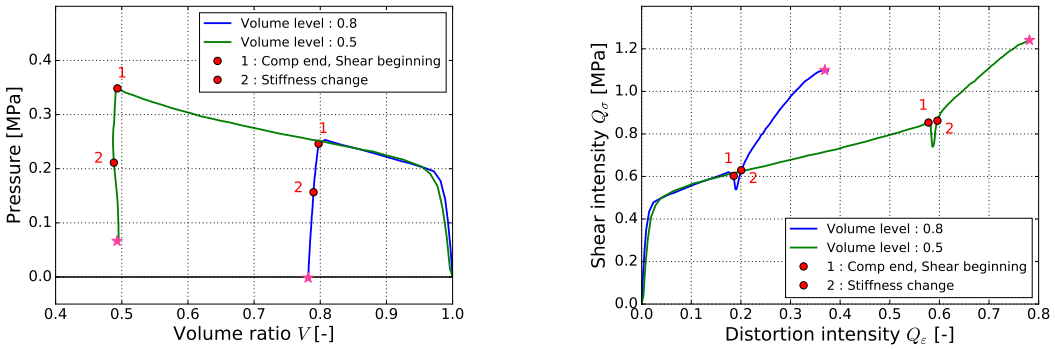
- Pour les deux trajets cinématiques étudiés, la rupture intervient au même endroit dans les espaces $V - Q_\varepsilon$ et $I_\varepsilon - Q_\varepsilon$.

Comportement en changement de volume et de forme

Comme pour les essais radiaux, la reproductibilité des résultats obtenus sur les essais à changement de sollicitation a été vérifiée sur un minimum de trois échantillons. Au vu de la faible dispersion observée sur ces derniers et afin de garder une bonne lisibilité des graphiques, un seul essai représentatif par configuration d'essai est représenté dans les graphiques ci-après.

Les contributions en changement de volume et de forme obtenues sur les essais "Compression f/b shear" sont présentées sur la figure 4.25. La fin de la première phase de compression uniaxiale est matérialisée par le point rouge #1. Le comportement observé pour les deux contributions durant cette phase est identique à ce qui a été vu dans la section 4.4.1. Pour les deux configurations d'essais (V = 0.8 et 0.5), la seconde phase de cisaillement simple induit sur la contribution en changement de volume, une perte du niveau de pression p d'environ 0.25 MPa. La variation de volume observée est due à la rigidité du moyen d'essai et n'excède pas 2%. Pour ce qui est de la contribution en changement de forme, le début de la phase de cisaillement simple est marqué par une diminution de l'intensité de cisaillement Q_σ, suivie d'une augmentation jusqu'à rupture de l'échantillon. Un point rouge #2 a été positionné sur les courbes de changement de forme, une fois que l'intensité de cisaillement a regagné le niveau qu'elle avait à la fin de la phase de compression. A partir de ce point, on constate un changement de la rigidité en cisaillement. Elle est de 3 MPa et de 2 MPa pour un chargement atteignant un rapport

de volume de 0.8 et 0.5 respectivement. Ce point rouge a également été positionné sur les courbes en changement de volume. On constate que malgré la faible évolution en changement de forme entre le point #1 et #2, la chute de pression observée sur le graphe de changement de volume est importante. Enfin, il peut également être noté une augmentation des niveaux de rupture de l'échantillon lorsque le niveau de volume diminue (Q_σ = 1.1 MPa et Q_ε = 0.4 à V = 0.8, contre Q_σ = 1.25 MPa, Q_ε = 0.8 à V = 0.5).



(a) Contribution en changement de volume

(b) Contribution en changement de forme

FIGURE 4.25 – Contributions obtenues sur les essais "comp f/b shear". Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons.

Il a été question lors de cette étude de comprendre l'origine du phénomène de perte du niveau d'intensité de cisaillement, observé sur ces essais entre les points #1 et #2. Deux origines possibles ont été étudiées : la cinématique de l'essai, et la viscosité du matériau. Une sollicitation de cisaillement peut être décomposée en une combinaison d'une sollicitation de compression uniaxiale et de traction uniaxiale suivant deux directions orthogonales [FOREST et collab., 2010]. Une première supposition est donc que la sollicitation de cisaillement simple réalisée après une sollicitation de compression permet un entraine une cinématique d'allongement de la mousse venant d'être comprimée, et induit donc une perte de l'intensité de contrainte Q_σ. La deuxième origine envisagée est la viscosité du matériau qui engendre une forte diminution de la contrainte de compression au moment du changement de sollicitation comme le montre la figure 4.26. Au moment du changement de sollicitation (20 s sur le graphique), l'effort F_z (courbe verte) chute fortement pendant 3 s avant une diminution linéaire et régulière. Pendant ce temps, l'effort F_y (courbe bleue) croit de manière régulière ne pouvant "empêcher" la chute de la valeur de Q_σ.

Afin de déterminer si la perte d'intensité de cisaillement au moment du changement de sollicitation est lié à la cinématique de l'essai ou à la viscosité du matériau, les mêmes essais ont été réalisés avec une phase de relaxation de 5 minutes entre chaque changement de sollicitation. Les résultats sont présentés sur la figure 4.27 dont la phase de relaxation est matérialisée entre les points A et B. D'un point de vue du changement de forme, cette phase de relaxation montre une baisse du niveau d'intensité de cisaillement de 0.22 MPa, et 0.35 MPa pour des niveaux de volume de 0.8 et 0.5 respectivement. La phase de cisaillement simple, effectuée directement après le point B, ne montre uniquement qu'une augmentation de l'intensité des contraintes Q_σ. La sollicitation en cisaillement simple entraîne un comportement avec deux pentes où la transition entre elles est observée pour une intensité de cisaillement équivalente à celle obtenue à la fin de la compression. Ces observations permettent donc de confirmer que les baisses d'intensité de

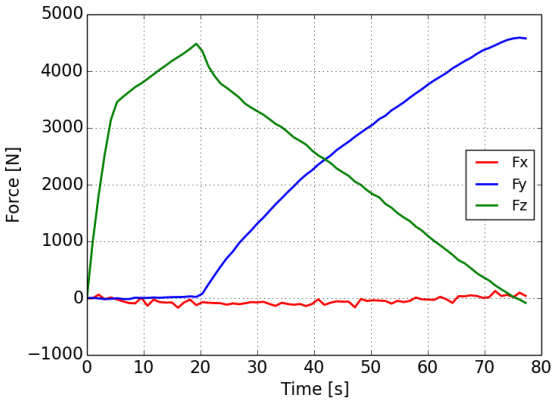
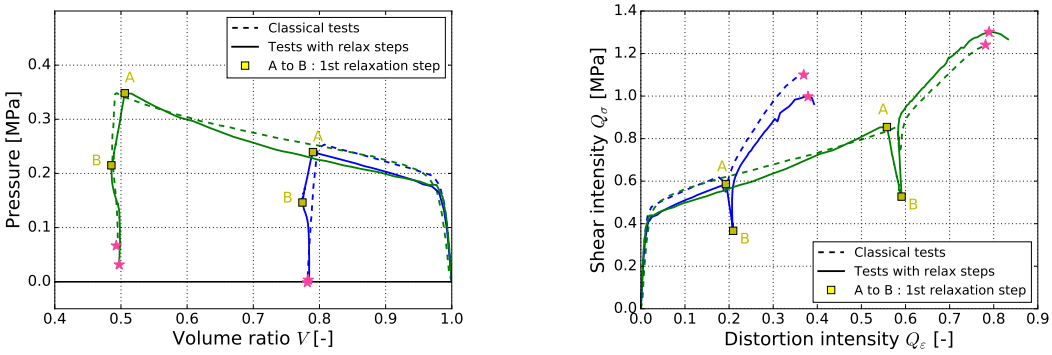


FIGURE 4.26 – Exemple d'efforts enregistrés par le capteur 3 axes lors d'un essai "comp f/b shear", avec une compression uniaxiale suivant l'axe Z et un cisaillement simple suivant l'axe Y.

cisaillement observées sur la figure 4.25b ne sont dues qu'à la viscosité du matériau. Enfin, les phases de relaxation n'influent pas sur les contributions en changement de volume présentées sur la figure 4.27a. Des variations de volume plus importantes sont observées durant les phases de relaxation, qui proviennent de la difficulté du moyen d'essai à assurer un maintien en position.



(a) Contribution en changement de volume (b) Contribution en changement de forme

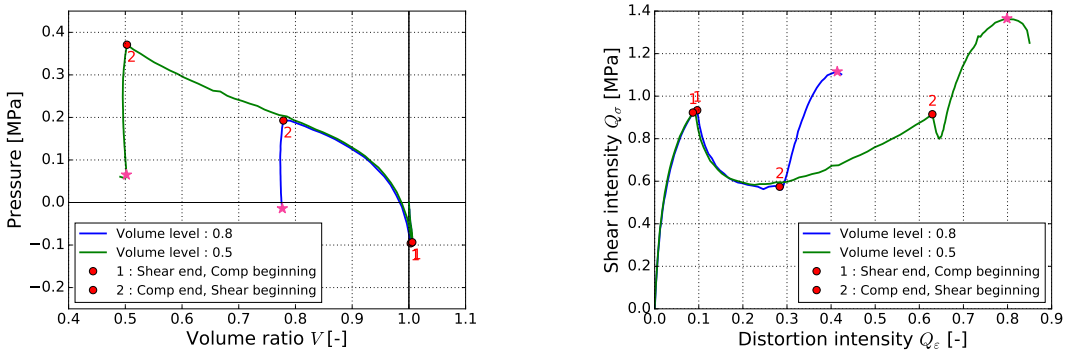
FIGURE 4.27 – Comparaison des contributions obtenues pour des essais "comp f/b shear" avec et sans palier de relaxation entre les deux sollicitations. Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes A et B. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons, les points 1 et 2, le changements de sollicitations..

Ces premiers essais ont permis de montrer une influence du niveau de volume sur la raideur de la contribution en changement de forme. Il est maintenant question de s'intéresser à l'influence du trajet de cinématique sur les contributions en changement de volume et de forme. Pour cela, des essais "shear f/b comp f/b shear" composés des mêmes sollicitations que les essais "comp f/b shear" avec une sollicitation de cisaillement au préalable ont été effectués.

Points importants :

- Une diminution de Q_σ est observée entre les deux sollicitations malgré une augmentation de Q_ε.
- Une compression effectuée avant une phase de cisaillement, réduit la raideur observée sur la contribution en changement de forme.
- La baisse de Q_σ entre les deux sollicitations est expliquée par la relaxation de la mousse
- Malgré une relaxation après de la compression, le niveau Q_σ est le même que pour les essais sans relaxation.

Les contributions en changement de volume et de forme des essais "shear f/b comp f/b shear" sont présentés sur la figure 4.28. La première phase de cisaillement simple est observée jusqu'au point rouge #1. Deux niveaux de volume ont été visés, V = 0.8 et V = 0.5, lors de la phase de compression uniaxiale, réalisée entre les points #1 et #2. Enfin, cette dernière est suivie d'une seconde phase de cisaillement simple jusqu'à atteindre la rupture de l'échantillon, matérialisée par les étoiles roses.



(a) Contribution en changement de volume (b) Contribution en changement de forme

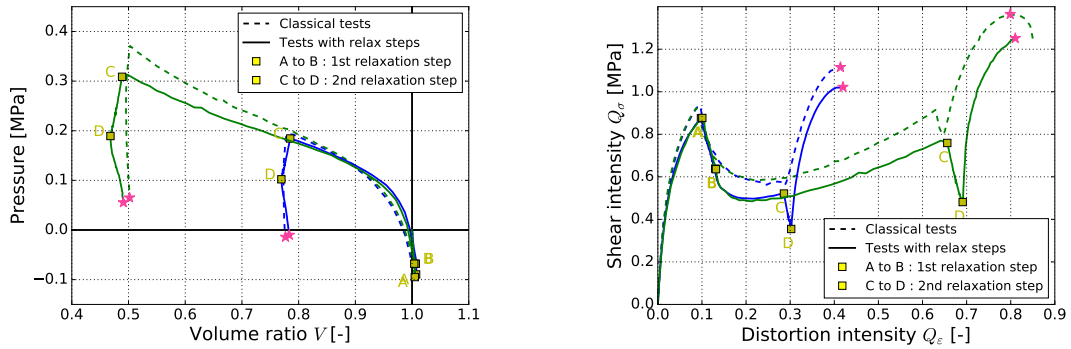
FIGURE 4.28 – Contributions obtenues sur les essais "shear f/b comp f/b shear". Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons.

Les contributions observées durant la première phase de cisaillement simple sont identiques à celles observés dans la section 4.4.1. Suite à cette première phase, la contribution de changement de volume montre une augmentation de pression avec un seuil de pression beaucoup moins prononcé que lors d'une sollicitation de compression uniaxiale seule, et d'environ 0.05 MPa. La perte de pression observée durant la dernière phase de cisaillement est similaire à celle observée sur les essais "compr f/b shear", avec une diminution de 0.21 MPa et 0.3 MPa pour des niveaux de volume de 0.8 et 0.5 respectivement.

D'un point de vue de la contribution en changement de forme, la phase de compression uniaxiale est caractérisée par une diminution de l'intensité de cisaillement Q_σ de 0.93 MPa à 0.59 MPa lorsque le niveau d'intensité de distorsion Q_ε augmente de 0.1 à 0.25. Le niveau d'intensité de cisaillement augmente ensuite pour atteindre 0.9 MPa pour une valeur de Q_ε = 0.63. Lors du début de la dernière phase de cisaillement simple, une perte de niveau de l'intensité de cisaillement identique à celles obtenues dans les essais précédents (cf. figure 4.25b) est observée sur l'essai à un volume visé de V = 0.5. Pour l'essai à volume visé de V = 0.8, la chute du niveau de Q_σ est très faible. Enfin, il est également

important de noter qu'il n'est pas observé de changement de raideur sur cette dernière phase, contrairement aux essais "comp f/b shear".

Comme pour les essais précédents, ces résultats décrivent le comportement complet du matériau y compris la partie visqueuse. Afin de d'étudier son influence dans l'analyse, des essais avec des phases de relaxation de 5 minutes entre chaque changement de sollicitation ont été réalisés. Les contributions en changement de volume et de forme sont présentés sur la figure 4.29. Les phases de relaxation sont représentées dans les deux graphiques entre les points A-B et C-D.



(a) Contribution en changement de volume (b) Contribution en changement de forme

FIGURE 4.29 – Comparaison des contributions obtenues pour des essais "shear f/b comp f/b shear" avec et sans palier de relaxation entre chaque sollicitation. Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes A-B et C-D. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons.

Durant la première phase de relaxation (A-B), la contribution en changement de volume montre une augmentation de la pression p d'environ 0.02 MPa. Le comportement est légèrement modifié durant la phase de compression. Les niveaux de pression s'en retrouvent plus forts au début de cette phase pour les essais avec relaxation. En deçà d'une variation de volume de 0.9, la pression devient moins importante pour les essais avec relaxation. Enfin, la perte de pression suite à la deuxième phase (C-D) de relaxation est d'environ 0.1 MPa avec une variation du volume due à la rigidité de l'hexapode.

Pour ce qui est de la contribution en changement de forme, la perte du niveau d'intensité de cisaillement Q_σ durant la première phase de relaxation (A-B) est d'environ ΔQ_σ^{A-B} = 0.2 MPa, avec une augmentation de l'intensité de distorsion de 0.05 due à la difficulté du moyen d'essai de maintenir la position. La sollicitation de compression induit au début de celle-ci, une diminution du niveau de Q_σ de 0.1 MPa, pour atteindre une valeur minimale durant cette phase de Q_σ = 0.5 MPa à Q_ε = 0.2. A la suite à la première phase de relaxation, les niveaux d'intensité de cisaillement sont plus faibles sur ces essais que sur les essais sans relaxation. Comme pour les essais "comp f/b shear", une augmentation du niveau d'intensité de cisaillement est observée directement après la seconde phase de relaxation, permettant d'affirmer que la baisse observée sur la figure 4.28b lors du passage compression-cisaillement n'est due qu'à la viscosité du matériau. Le comportement observé sur cette deuxième phase de cisaillement est similaire à celui obtenu sur les essais sans relaxation, avec une rupture de l'échantillon à des niveaux d'intensité de distorsion identiques (Q_ε = 0.4 et 0.8 pour un niveau de de volume V = 0.8 et 0.5 respectivement), mais des niveaux d'intensité de cisaillement inférieurs de 0.1 MPa (Q_σ = 1 MPa et 1.2 MPa respectivement).

Les essais "shear f/b comp f/b shear" permettent de mettre en évidence plusieurs points. Les contributions en changement de volume et de forme lors d'une sollicitation de compression uniaxiale sont modifiées lorsqu'une sollicitation de cisaillement est appliquée en amont. Malgré la réalisation des essais avec des paliers de relaxation pour limiter l'effet de la viscosité sur les résultats, les comportements restent différents pour cette sollicitation. Néanmoins, les essais "comp f/b shear" et "shear f/b comp f/b shear" ne suivent pas le même trajet cinématique durant cette phase, comme le montre la figure 4.24. Cela peut expliquer les différences observées. Durant la dernière phase de cisaillement, les essais suivent alors le même trajet cinématique. Cependant, la dépendance de la raideur de cisaillement au niveau de volume, observée sur les essais "comp f/b shear", n'est pas observée sur les essais "shear f/b comp f/b shear". Il peut être supposé que l'application d'une cinématique rotationnelle, influe sur cette dépendance. D'autre essais à des niveaux de distorsion sur première phase de cisaillement sont nécessaires pour confirmer cette supposition.

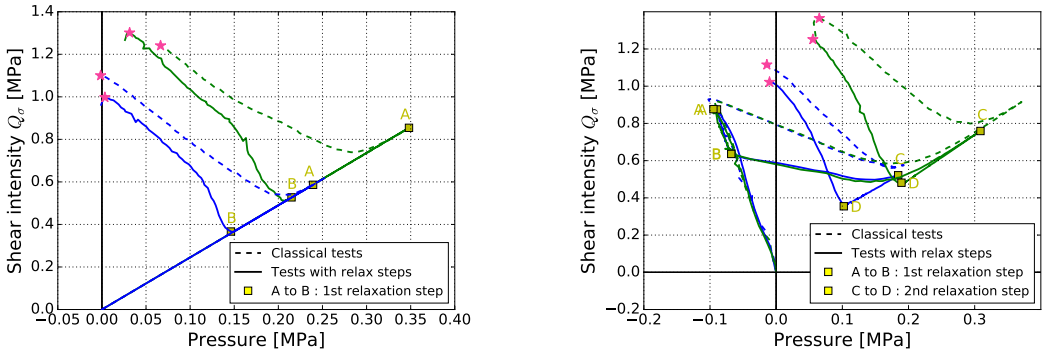
Points importants :

- Une forte diminution de Q_σ est observé entre la phase de cisaillement et de compression, malgré une augmentation du Q_ε.
- La raideur en cisaillement est plus importante après un cisaillement et une compression, qu'après une compression seule.
- La baisse de Q_σ entre la phase de cisaillement et de compression est en partie expliquée par la relaxation de la mousse.
- L'intensité Q_σ est plus faible pendant tout l'essai lorsqu'une relaxation est appliquée après la phase de cisaillement.

Réponse en contrainte

Les réponses observées d'un point de vue des contraintes dans l'espace "intensité de cisaillement Q_σ - pression p", sont présentées pour les essais "comp f/b shear" sur la figure 4.30a, et sur la figure 4.30b pour les essais "shear f/b comp f/b shear". Les essais sans relaxation sont représentés dans ces graphiques par les traits interrompus, tandis que les traits pleins correspondent aux essais avec paliers de relaxation.

L'angle des contraintes de la première phase de compression des essais "comp f/b shear" correspond bien à un état de compression, avec un angle $\theta_\sigma = 22°$. Durant cette phase, les essais montrent un niveau maximum à $Q_\sigma = 0.6$, $p = 0.25$ et $Q_\sigma = 0.9$, $p = 0.35$, pour les essais à V = 0.8 et V = 0.5 respectivement. Lorsque la sollicitation de cisaillement simple débute, il est observé sur les essais sans relaxation une décharge de l'état de contrainte (Q_σ et p) à un angle θ_σ constant à 22°, avant d'observer une variation d'angle suivant une pente d'environ $\simeq -15°$, qui se traduit par une augmentation d'intensité de cisaillement Q_σ, et une diminution de la pression p. Cette décharge à $\theta_\sigma = 22°$ correspond à la baisse de Q_σ observée sur la contribution en changement de forme sur la figure 4.25b, et permet de confirmer que cette dernière est due à un relâchement des contraintes de compression. Quant aux essais avec paliers de relaxation, les phases de relaxation matérialisées entre les points A et B, montrent une décharge de l'état de contrainte à un angle $\theta_\sigma = 22°$, qui signifie alors une relaxation des contraintes de compression. Le début de la sollicitation de cisaillement simple (points B) provoque d'abord une variation faible de l'angle des contraintes suivant une pente $\simeq -5°$ jusqu'à atteindre le niveau de Q_σ du dé-



(a) (b)

FIGURE 4.30 – Trajets de chargement obtenus sur les essais "comp f/b shear" (a) et "shear f/b comp f/b shear" (b). Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons.

but de relaxation (point A), qui coïncide avec l'instant de changement de raideur observé sur la contribution de changement de forme. Cette variation de l'état de contrainte devient ensuite plus importante avec une pente de $\simeq -15°$, et similaire à celle observée sur les essais sans relaxation.

Les états de contraintes des essais "shear f/b comp f/b shear" sont présentés sur la figure 4.30b. Une bonne reproductibilité est observée entre les essais à volume visé V = 0.8 et V = 0.5. La première phase de cisaillement simple montre un angle des contraintes $\theta_\sigma = -5°$, jusqu'à atteindre une intensité de cisaillement $Q_\sigma \simeq 0.9$ MPa, pour une pression $p \simeq 0.1$ MPa à la fin de cette sollicitation. La phase de compression uniaxiale des essais sans relaxation est marquée par une première variation de l'angle des contraintes suivant une pente $\simeq 145°$, puis atteint progressivement autour d'une valeur de $\theta_\sigma = 22°$. Un comportement similaire est observé pour les essais avec paliers de relaxation, avec une première pente de variation de l'angle de 122°. Durant la deuxième phase de cisaillement, les pentes observées sont d'environ $-17°$ pour les essais sans relaxation, et d'environ $-7°$ pour les essais avec paliers de relaxation. Enfin, il est intéressant de noter que durant les phases de relaxation, les états de contraintes suivent subissent une décharge suivant des angles de $-5°$ et 22° durant le premier palier (point A à B) et le deuxième (point C à D) respectivement, soit une relaxation d'un état de contrainte de cisaillement simple et de compression uniaxiale.

Les différents états de contraintes observés sur les quatre types d'essais sont résumés dans le tableau 4.8. Le trajet de chargement a donc peu d'influence sur l'état de contrainte pour les trajets testés dans cette étude.

TABLEAU 4.8 – Résumé des états de contraintes lors des différentes phases de sollicitation. Les chiffres en bleu définissant un état de contrainte en charge, et ceux en rouge un état de contrainte en décharge.

	Angle des contraintes θ_σ				
Chargement	Cisaillement simple	Relaxation	Compression uniaxiale	relaxation	Cisaillement simple
Comp f/b shear	-	-	22°	-	22° puis -15°
Comp f/b shear (avec paliers de relaxation)	-	-	22°	22°	-15°
Shear f/b comp f/b shear	-5°	-	-35° puis 22°	-	22° puis -17°
Shear f/b comp f/b shear (avec paliers de relaxation)	-5°	-5°	-58° puis 22°	22°	-7°

En conclusion, suite à une cinématique irrotationnelle, le changement de direction du trajet est immédiat (après la relaxation du matériau). A contrario, le changement de direction du trajet n'est pas immédiat à la suite d'une cinématique rotationnelle malgré une relaxation complète du matériau.

Points importants :

- Une fois les contraintes relaxées, le changement de direction du trajet de chargement est immédiat si la cinématique est irrotationnelle (compression).

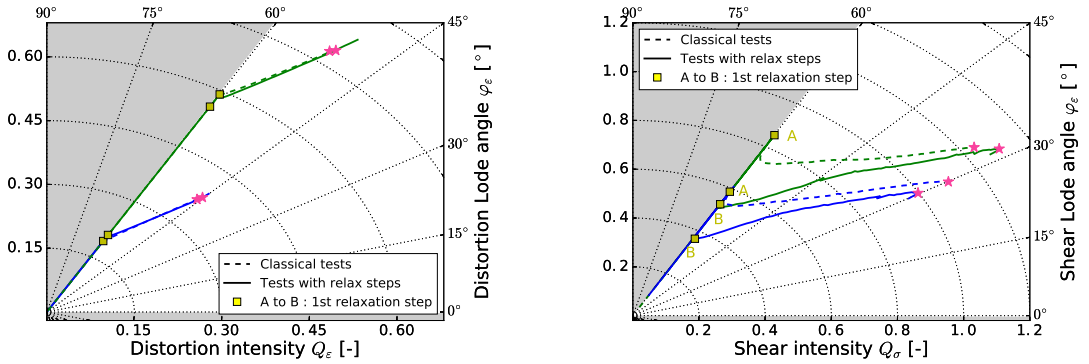
Angle de Lode

Les résultats des essais "comp f/b shear" d'un point de vue de l'angle de Lode des déformations et des contraintes sont présentés sur la figure 4.31. L'angle de Lode des déformations montre bien une première phase de compression qui évolue à un angle $\varphi_\varepsilon = 60°$, suivie d'une phase cisaillement où ce dernier suit une évolution parallèle à l'axe de 30°, jusqu'à atteindre la rupture. Les phases de relaxation montrent une faible augmentation de l'intensité de distorsion Q_ε, comme il a été vu précédemment, en restant à un angle de 60°.

L'angle de Lode des contraintes φ_σ donne la valeur attendue de 60° pour les premières phases de compression. La phase de cisaillement simple des essais sans relaxation montre d'abord une baisse de l'intensité de cisaillement pour un angle de Lode $\varphi_\sigma = 60°$, puis ce dernier évolue vers une direction parallèle à un axe de 14° par rapport à l'horizontale lorsque le niveau de Q_σ augmente, jusqu'à atteindre la rupture. Durant la phase de cisaillement des essais avec palier de relaxation, une première évolution de l'angle de Lode est visible suivant un angle de 25° jusqu'à atteindre le niveau d'intensité de cisaillement Q_σ au début du palier (point A). Ensuite, l'angle de Lode varie suivant une direction parallèle à un axe de 14° pour l'essai à volume V = 0.8, et de 16° pour l'essai à V = 0.8.

Points importants :

- La relaxation de la mousse après une compression uniaxiale s'effectue sur l'angle de compression uniaxiale ($\varphi_\sigma = 60°$) à une intensité Q_σ décroissante.



(a) (b)

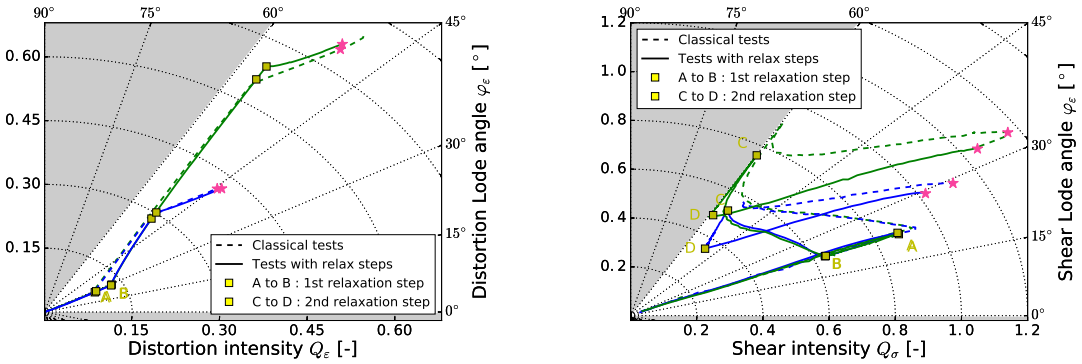
FIGURE 4.31 – Angles de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus sur les essais "comp f/b shear". Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons.

Les angles de Lode obtenus sur les essais "shear f/b comp f/b shear" sont présentés sur la figure 4.32. D'un point de vue de l'angle de Lode des déformations, la première phase de cisaillement montre une évolution de l'intensité de distorsion Q_ε pour un angle de Lode $\varphi_\varepsilon = 30°$. Une faible augmentation du niveau de Q_ε due à la raideur machine est observée durant le premier palier des essais avec relaxation, ce qui provoque un léger décalage avec les essais sans relaxation sur le début de la phase de compression. Durant la phase de compression, l'angle de Lode φ_ε augmente jusqu'à tendre vers la valeur de 56° pour les essais à un volume visé V = 0.5. L'évolution de l'angle de Lode durant cette phase de compression suit un axe de 62° par rapport à l'horizontale. Les deuxièmes phases de cisaillement observées sont parallèles entre elles, et suivent un axe d'environ 28° par rapport à l'horizontale. On peut naturellement se poser la question de cet angle de 62°, supérieur à celui des 60° de la compression uniaxiale. Durant cette phase de compression, il faut comprendre que la cinématique imposée de 60° va être légèrement modifiée par une décharge de cisaillement sur l'axe 30°. La cinématique peut alors entraîner une trajectoire excédant les 60° visés.

D'un point de vue de l'angle de Lode des contraintes φ_σ, les premières phases de cisaillement sont marquées par un angle de Lode de 22°, dû à la cinématique imposée qui n'est pas du cisaillement pur. Les phases de compression uniaxiale entraînent une diminution de l'intensité de cisaillement et une évolution non radiale de l'angle de Lode suivant une direction parallèle à un axe de 150° et 170° pour les essais avec et sans relaxation, respectivement. L'angle de Lode évolue ensuite progressivement pour atteindre une valeur de 60° en état de compression uniaxiale. Ces derniers tendent ensuite vers une valeur de 60°. Les dernières phases de cisaillement simple montrent des comportements similaires à ceux obtenus sur les essais "comp f/b shear", avec une évolution de l'angle de Lode suivant une direction parallèle à des axes de 15° et 22° pour les essais sans et avec relaxation, respectivement.

Là encore on constate l'évolution de l'état de cisaillement de la mousse selon des directions parallèles à des angles de 150° et 170°. Ces angles supérieurs à 60° résultent de la contribution de deux sollicitations simultanées qui se produisent lors de la deuxième phase de compression. En même temps, la mousse est contrainte en compression uniaxiale (60° positivement) et est sujette à la relaxation en cisaillement (30° négativement. Ceci explique le trajet qui n'est pas directement une compression uniaxiale de 60°.

Enfin, pour la dernière phase de cisaillement, malgré l'imposition d'une sollicitation



(a) (b)

FIGURE 4.32 – Angles de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus sur les essais "shear f/b comp f/b shear". Les paliers de relaxation sont réalisés entre les marques jaunes. Les étoiles roses représentent les ruptures des échantillons.

uniquement de cisaillement simple, l'angle de Lode évolue au début de la sollicitation selon la direction parallèle à l'axe de 60° (compression uniaxiale) avec une diminution de l'intensité de cisaillement. Cette évolution montre que la première partie de la sollicitation concerne majoritairement la relaxation de la contrainte en compression. Ensuite, l'influence de la relaxation diminue au profit de la contrainte en cisaillement à la fin. Dans le cas où une relaxation est appliquée avant la sollicitation en cisaillement simple, lors du début de cette sollicitation, aucune décharge en compression est observée et la contrainte observée suit un angle de Lode de 15° et 22°, pour un volume cible en compression de 0.8 et 0.5, respectivement. Ces essais avec phase de relaxation confirme donc l'influence de la relaxation lors de l'enchaînement direct des sollicitations.

Sachant que la sollicitation de cisaillement peut être également décomposée en deux sollicitations proportionnelles de compression et de traction, on peut faire la même analyse que précédemment en décomposant tout chargement comme étant la contribution d'une compression et d'une traction en charge ou en décharge.

Points importants :

- Le cisaillement (φ_ε = 30°) peut être vu comme une combinaison d'une traction (φ_ε =0°) et d'une compression (φ_ε =60°).
- Lors du changement de sollicitation (cisaillement-compression) la relaxation du cisaillement (30° négatif) combinée à la compression (60° positif) entraîne un trajet avec un angle 60°.
- Progressivement, la relaxation en cisaillement décroit au profit de la compression entraînant un φ_σ qui tend vers 60°.

En conclusion des essais avec changement de direction de sollicitation, ces derniers ont permis d'observer une dépendance du de la variation de volume sur le comportement en changement de forme. Les différentes contributions ont été analysées grâce à l'angle des contraintes, et les angles de Lode afin d'expliquer notamment le rôle de la viscosité dans le comportement de la mousse lors de changement de direction.. Il est proposé dans la section suivante, une comparaison entre les essais radiaux et les essais avec change-

ment de direction.

4.4.4 Comparaison entre les essais multiaxiaux

Cette section se concentre maintenant sur la comparaison des différents essais multiaxiaux entre eux. Les comportements déjà décrits auparavant ne seront pas rediscutés. Les points de différences/similarités de comportement, ainsi que les ruptures des échantillons sont exposées.

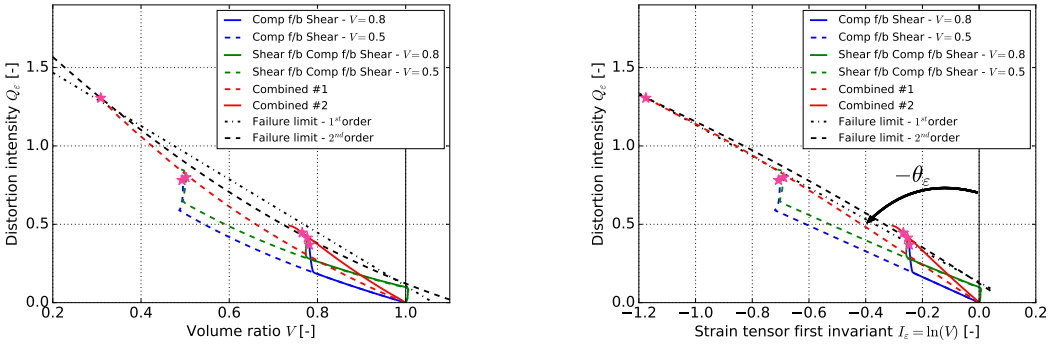
Comportement cinématique

Les comportements cinématiques obtenus sont présentés sur la figure 4.33. Pour les essais à volume visé V = 0.8 et l'essai combiné #2 (traits plein sur les figures), la rupture intervient à une position cinématique similaire, mais pour une variation de volume très légèrement supérieure dans le cas de l'essai combiné #2. Pour les essais à volumes visés V = 0.5 et l'essai combiné #1 (traits pointillés), la rupture intervient pour une variation de volume beaucoup plus importante pour ce dernier. Pour expliquer ce décalage, deux hypothèses peuvent être formulées :

— La première consiste à dire que le trajet cinématique est plus long pour des essais à changement de direction que pour les essais radiaux. La rupture pourrait, en plus d'être liée au critère défini précédemment, être dépendante de la distance du trajet. Pour tous les essais effectués, trois répétitions à chaque fois, cette dépendance est constatée.

— La seconde hypothèse provient de l'observation du trajet de l'essai combiné #1 qui est proche du critère de rupture sans pour autant le franchir. Cela explique ainsi le long trajet cinématique avant rupture pour l'essai combiné #1.

En se basant sur l'hypothèse 1, on peut ainsi supposer que la distance du trajet cinématique agit sur le critère de rupture en abaissant la droite noire en pointillé.



(a) (b)

FIGURE 4.33 – Comparaison des différents trajets cinématiques obtenus sur les sollicitations radiales, et avec changement de direction de sollicitation.

Cela étant, l'erreur commise en ne prenant pas en compte la distance du trajet cinématique dans le critère de rupture reste petite. Pour preuve, les erreurs relatives $\delta Q_\varepsilon^r = \frac{Q_\varepsilon^{exp}}{Q_\varepsilon^{crit}} - 1$ sont résumées dans le tableau 4.9, avec Q_ε^{exp} la moyenne des valeurs expérimentales pour les essais à changement de direction, et Q_ε^{crit} la valeur théorique du critère. Les

valeurs obtenues dans l'espace $Q_\varepsilon - I_\varepsilon$ ne dépassent pas une erreur de -10% de la valeur prédite par le critère, tandis que dans l'espace $Q_\varepsilon - V$ les valeurs sont majoritairement autour de -15% de la valeur théorique. D'un point de vue des erreurs relatives obtenues, le critère proposé le plus fidèle est la fonction linéaire dans l'espace $Q_\varepsilon - I_\varepsilon$.

TABLEAU 4.9 – Erreurs observées entre les critères de rupture et les ruptures obtenues sur les essais avec changement de direction.

Espace	$Q_\varepsilon - V$		$Q_\varepsilon - I_\varepsilon$	
Fonction	Linéaire	Quadratique	Linéaire	Quadratique
V = 0.8	-18.9%	-4.5%	2.6%	-4.1%
V = 0.5	-17.8%	-12.2%	-5.1%	-9.7%

Points importants :

- La distance parcourue par le trajet semble avoir une influence sur le critère de rupture.

Contribution de changement de volume et de forme

D'un point de vue des contributions en changement de volume et de forme, il est observé sur les figures 4.34 et 4.34 des comportements distincts entre les différents essais. Il peut être néanmoins intéressant de noter que malgré des contributions différentes, les ruptures interviennent à des couples $p - V$ et $Q_\sigma - Q_\varepsilon$ similaires entres eux, hormis pour l'essai combiné #1 qui intervient pour une intensité de cisaillement et de distorsion plus importante. En reprenant le tableau 4.5 qui définit les paramètres du comportement comme les deux pentes et le seuil, il est possible de faire une analyse sur la première sollicitation de chaque essai :

— La proportion de cisaillement dans la sollicitation n'influence pas les premières pentes K_1 et μ_1 ni le seuil en cisaillement Q_σ (à condition de faire l'hypothèse du même seuil en cisaillement, courbe verte).

— La proportion de cisaillement va cependant influencer le seuil P_σ et les secondes pentes K_2 et μ_2 en :

  — diminuant P_σ quand la proportion de cisaillement augmente

  — augmentant μ_2 quand la proportion de cisaillement augmente

  — diminuant relativement K_2 quand la proportion de cisaillement augmente (sauf pour le cisaillement qui n'a pas de seconde pente en cisaillement)

Ensuite, pour les autres sollicitations (courbes bleue et verte), il est constaté que les comportements en changement de volume et en changement de forme lors d'une compression sont différents si une sollicitation en cisaillement a été préalablement appliquée :

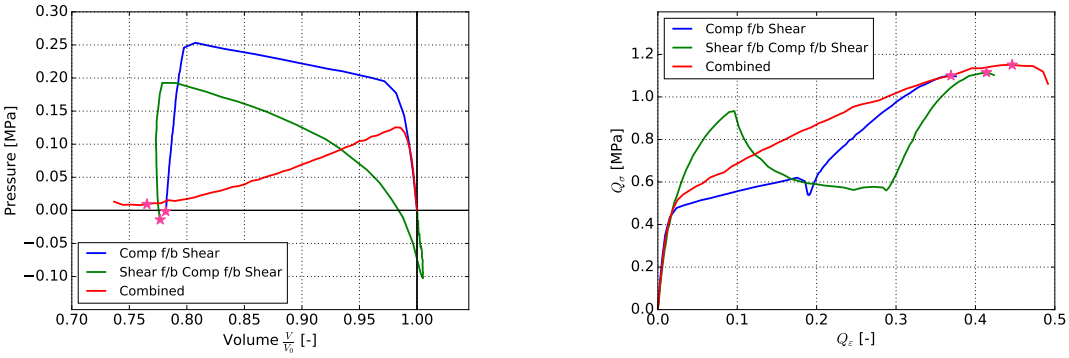
— la pression sera notamment plus faible

— l'intensité de cisaillement sera plus faible pour une intensité de distorsion plus importante

Enfin, pour la dernière sollicitation en cisaillement, le comportement en changement de volume ne sera pas très différent, alors que le comportement en changement de forme montre :

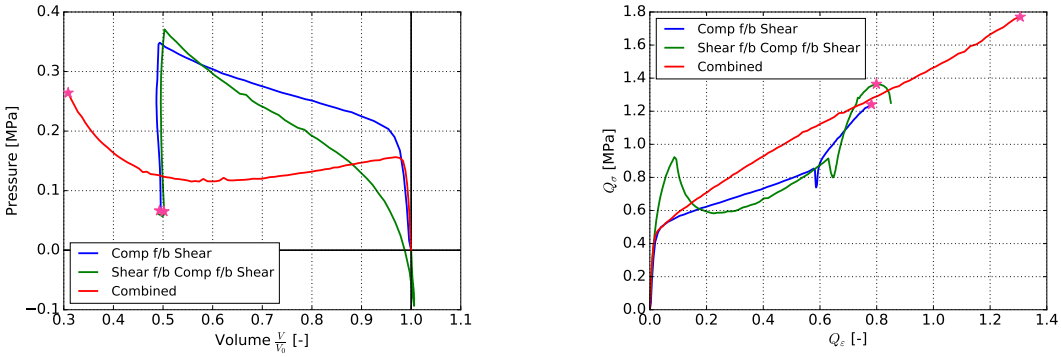
— une raideur plus importante après un cisaillement et une compression (courbe verte) comparé à une compression seulement (courbe bleue

— une intensité de distorsion plus importante avant rupture après une compression seulement (courbe bleue)



(a) Contribution en changement de volume (b) Contribution en changement de forme

FIGURE 4.34 – Comparaison des contributions obtenues pour le chargement combiné #2 et les essais avec changement de direction pour un volume visé V = 0.8.



(a) Contribution en changement de volume (b) Contribution en changement de forme

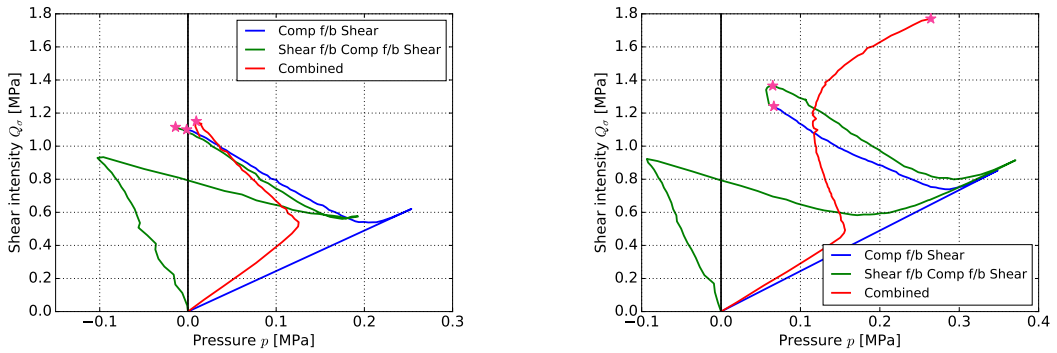
FIGURE 4.35 – Comparaison des contributions obtenues pour le chargement combiné #1 et les essais avec changement de direction pour un volume visé V = 0.5.

Points importants :

- Il a été observé que le comportement en changement de forme et de volume sont différents entre une compression et un cisaillement.
- Pour un trajet de compression seulement ou pour un trajet de cisaillement puis compression, les comportement tendent vers le même état de contrainte et de déformation si le trajet de compression est suffisamment long.

Réponse en contrainte

D'un point de vue des réponses en contraintes, il peut être observé sur les résultats de la figure 4.36 que les trajets de chargement sont également différents entre les essais. Cependant, les essais à volume visé V = 0.8 et l'essai combiné #2 convergent vers un même état de contrainte au moment de la rupture. Dans le cas des essais à volume visé V = 0.5, l'essai combiné #1 montre un changement d'angle des contraintes θ_σ avant d'atteindre l'état de contrainte à rupture des autres essais. Il en résulte une rupture de l'échantillon à un état de contrainte très différent pour cet essai. Enfin, l'évolution de l'état de contrainte sur les dernières phases de cisaillement est fortement similaire pour les essais "comp f/b shear" et "shear f/b comp f/b shear" à un même niveau de volume visé, ce qui vient confirmer que le trajet cinématique suivi influe très peu sur le trajet en contrainte.



(a) Combiné #2 et volume visé V = 0.8

(b) Combiné #1 et volume visé V = 0.5

FIGURE 4.36 – Comparaison des trajets de chargement obtenus entre les chargements radiaux et avec changement de sollicitation.

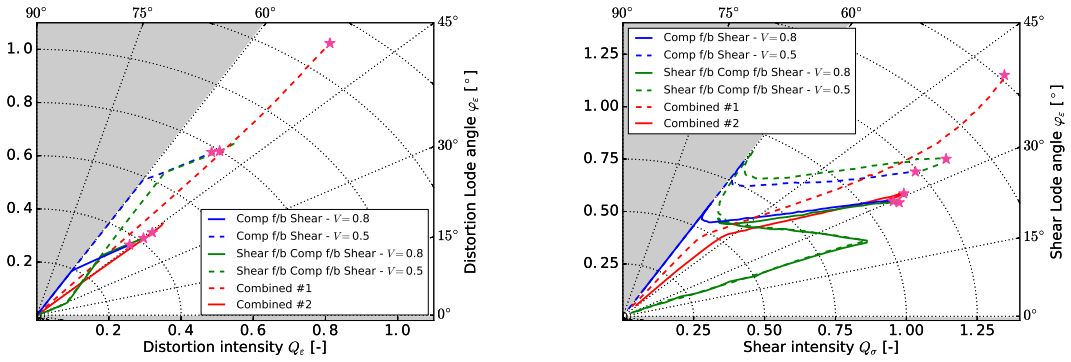
Points importants :

- Le trajet cinématique n'influe que très peu sur le trajet en contrainte.

Angles de Lode

Les angles de Lode obtenus pour les différents essais sont maintenant comparés sur la figure 4.37. D'un point de vue de l'angle de Lode des déformations, les différentes sollicitions appliquées sont cinématiquement bien observées avec les sollicitations de compression à 60°, celles de cisailement à 30° et les combinées à des angles intermédiaires.

D'un point de vue de l'angle de Lode des contraintes, les trajets de chargement obtenus pour les essais à changement de direction avec un volume visé V = 0.8, ainsi que sur l'essai combiné #2 sont différents mais convergent en un même état de contrainte au moment de la rupture. Pour ce qui est de l'essai combiné #1, un écart d'environ 3° est observé entre son trajet de chargement et l'état de contrainte au moment de la rupture des essais à volume visé de V = 0.5. Les différentes sollicitations sont bien observées dans le plan déviatoire avec celles en compression à 60°, celles de cisaillement à 22° environ ainsi que les combinées pour des angles intermédiaires. On note également les phases intermédiaires entre deux sollicitations durant lesquelles le trajet combine à la fois la relaxation (diminution de l'intensité Q_σ) et la nouvelle sollicitation (augmentation de Q_σ) selon deux angles de Lode différents.



(a) (b)

FIGURE 4.37 – Comparaison des angles de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus pour les chargements combinés et avec changement de sollicitation.

Points importants :

- Les dernières phases de cisaillement suivent quasiment le même trajet des contraintes, pour tous les trajets cinématiques testés.

La comparaison des essais multiaxiaux a donc permis de montrer une bonne corrélation du critère de rupture linéaire proposé dans l'espace $Q_\varepsilon - I_\varepsilon$, avec les différents résultats des essais présentés. Les observations faites sur les essais à changement de sollicitation dans la section précédente ont été confirmées en comparant les essais entre eux, au travers des différents graphiques.

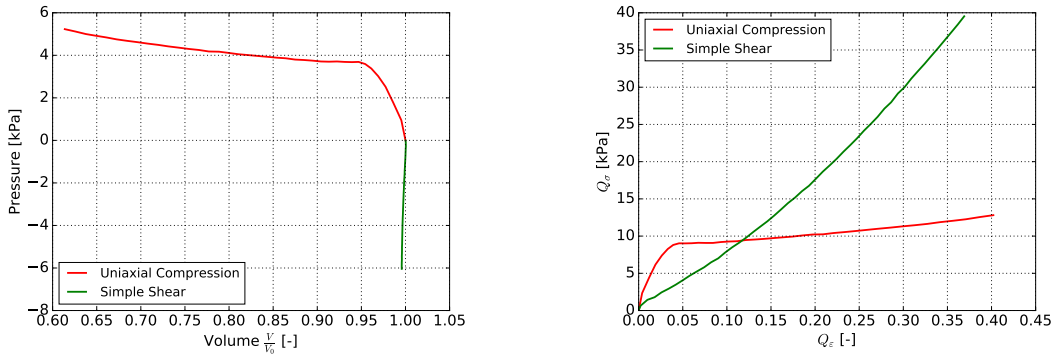
4.5 Cas des mousses anisotropes : influence sur le comportement multiaxial (CF-47)

Comme il a été vu dans le chapitre 2, la mousse CF-47 observe un comportement mécanique anisotrope transverse dû à sa micro-structure. Dans le but futur de développer un modèle de comportement multiaxial, il a été décidé de privilégier un matériau isotrope, comme la mousse de polypropylène, dans la réalisation des essais présentés précédemment. Il est néanmoins intéressant d'observer l'influence que peut avoir un comportement anisotrope sur les réponses mécaniques obtenues durant ces essais, cela dans le but d'intégrer cette influence dans le modèle lors d'une deuxième phase de développement. Dans ce cadre, des premiers essais de cisaillement et à chargements radiaux ont également été réalisés sur la mousse CF-47. Cependant, la reproductibilité de ces derniers n'a pas été vérifiée, ou l'a été sur un nombre insuffisant d'échantillons. Il est donc proposé dans cette section une première analyse de ces résultats, qui devra à terme être confirmée par la répétition de ces essais.

4.5.1 Cisaillement simple et compression uniaxiale

La mousse CF-47 a d'abord été caractérisée sous des sollicitations classiques de compression uniaxiale, et de cisaillement simple. Les déformations imposées sont $\varepsilon_{zz} = 50\%$ et $\varepsilon_{yz} = 60\%$ pour les sollicitations de compression et de cisaillement respectivement. Pour ces deux sollicitations, la rupture n'est pas observée pour le niveau de déformation atteint. Les échantillons utilisés pour cette mousse ont les mêmes dimensions en hauteur

et largeur que les échantillons de la mousse polypropylène, mais avec une largeur plus importante (300x20x70 mm). La valeur de la vitesse de déformation est également maintenue à 0.0125 s^{-1}. Les contributions en changement de volume et de forme obtenues sont présentées sur la figure 4.38.



(a) Contribution en changement de volume (b) Contribution en changement de forme

FIGURE 4.38 – Contribution en changement de volume et de forme de la mousse CF-47, pour des sollicitations de compression uniaxiale et cisaillement simple.

D'un point de vue de la contribution en changement de volume, le comportement est similaire à celui obtenu sur la mousse de polypropylène avec une diminution du volume avec une augmentation de la pression sous une sollicitation de compression. Un seuil de pression P_0 est observé à une valeur d'environ 4 kPa. A cause de la déformation transverse observée sur ce matériau sous une sollicitation de compression uniaxiale (cf. chapitre 2.3.2), le volume final atteint est de 60% pour une déformation ε_{zz} = 50%. La sollicitation de cisaillement simple montre une diminution de la pression à un volume maintenu constant. La contribution en changement de forme sous une sollicitation de compression uniaxiale présente un seuil de cisaillement à une intensité de cisaillement Q_σ = 9 kPa et une intensité de distorsion Q_ε = 0.04. La sollicitation de cisaillement simple se caractérise par une augmentation quasi-linéaire pour atteindre une intensité de cisaillement Q_σ = 40 kPa à une intensité de distorsion Q_ε = 0.37. Contrairement à la mousse de polypropylène, les contributions des deux sollicitations ne présentent pas de pentes initiales μ_1 similaires. Les valeurs de cette dernière est de 182 kPa pour la sollicitation de compression, contre 68 kPa pour la sollicitation de cisaillement simple. Cette différence entre les deux matériaux peut s'expliquer en s'appuyant sur les travaux de HUBER et GIBSON [1988]. En effet, à partir d'une modélisation analytique de la flexion des poutres d'une cellule de Gibson et Ashby, les auteurs montrent que les modules de cisaillement dépendent de l'anisotropie de la forme des cellules. Ces derniers décrivent le rapport de deux modules par la relation :

$$\frac{G_{xy}}{G_{yz}} = \frac{1+R_{zy}}{1+R_{xy}} \; ; \quad \text{où} \quad R_{zy} = \frac{l_z}{l_y}, \; R_{xy} = \frac{l_x}{l_y} \tag{4.35}$$

avec :

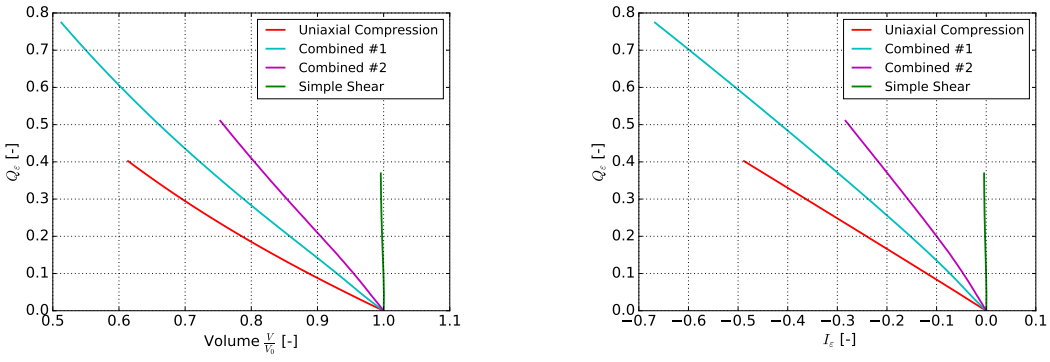
G_{xy} et G_{yz}	Modules de cisaillement dans le plan X-Y et Y-Z respectivement.
R_{zy} et R_{xy}	Les rapports d'anisotropie des cellules dans les directions respectives.
l_i	Dimension moyenne des cellules dans la direction i

Dans le cas des essais réalisés dans ces travaux de thèse, les échantillons sont sollicités de manière à faire coïncider l'axe d'allongement des cellules avec l'axe vertical Z de compression uniaxiale. Avec un rapport d'anisotropie des cellules de R = 1.9 observé dans le chapitre 2.3.1, le rapport des modules de cisaillement G_{xy} et G_{yz} peut être calculé, et vaut alors $\frac{G_{xy}}{G_{yz}} \simeq \frac{3}{2}$. Une sollicitation de cisaillement appliquée sur l'échantillon avec une orientation des cellules différente, aurait donc montrée une raideur 1.5 fois plus importante. Cela n'explique pas totalement l'écart observé entre la raideur initiale de compression uniaxiale et de cisaillement simple, mais montre une influence de l'anisotropie du matériau sur son comportement sous une sollicitation de cisaillement simple.

4.5.2 Chargements radiaux

Influence du trajet cinématique

Les essais radiaux réalisés sur la mousse CF-47 ont des angles cinématiques proches de ceux réalisés sur la mousse de polypropylène (-26° au lieu de -31° pour le chargement combiné #2, et -38° au lieu de -41° pour le combiné #1). Les trajets cinématiques obtenus, présentés sur la figure 4.39, présentent une légère courbure visible sur les trajets des essais radiaux dans l'espace $Q_\varepsilon - I_\varepsilon$. Il est également à noter que les ruptures des échantillons ne sont pas atteintes durant les différents essais.

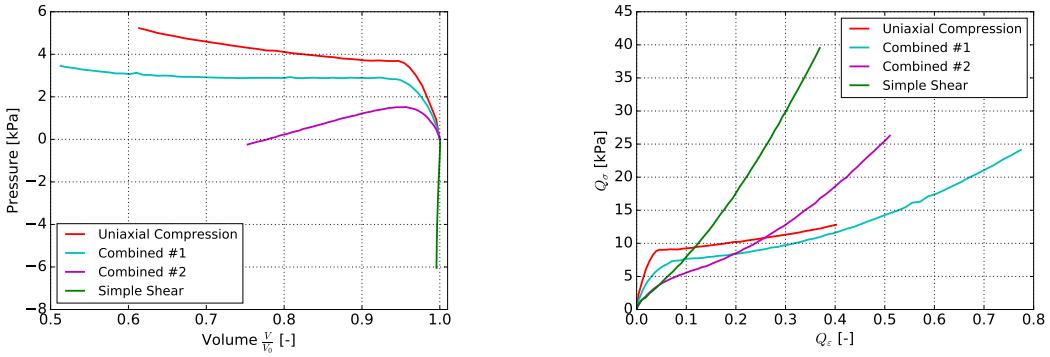


(a) (b)

FIGURE 4.39 – Trajets cinématiques obtenus pour des chargements radiaux sur la mousse CF-47.

Les contributions en changement de volume et de forme obtenues sont présentées sur la figure 4.40. D'un point de vue des contributions en changement de volume, les comportements peuvent être décrits en deux pentes et un seuil de pression comme il a été fait pour la mousse isotrope de polypropylène. Les valeurs des différents paramètres sont résumées dans le tableau 4.10. Il peut y être observé une diminution de la pente K_1 et du seuil de pression P_σ^0 lorsque l'angle cinématique θ_ε augmente. A l'inverse, la deuxième pente K_2 augmente avec l'angle cinématique θ_ε.

TABLEAU 4.10 – Effet de l'angle cinématique sur le comportement en changement de volume d'une mousse anisotrope.



(a) Contribution en changement de volume (b) Contribution en changement de forme

FIGURE 4.40 – Comparaison des contributions obtenues pour des chargements radiaux sur la mousse CF-47.

Chargement (θ_ε)	K_1 [kPa]	P_σ^0 [kPa]	K_2 [kPa]
Compression uniaxiale (-51°)	-64.5	3.7	-4.0
Combiné 1 (-42°)	-58.4	2.8	-0.2
Combiné 2 (-21°)	-49.6	1.5	10.5
Cisaillement simple (0°)	-	-	-

D'un point de vue des contributions en changement de forme présentées sur la figure 4.40b, l'essai combiné #1 montre une augmentation de l'intensité de cisaillement suivant une première pente μ_1 jusqu'à atteindre un seuil de cisaillement à $Q_\sigma^0 = 7.5$ kPa, à une intensité de distorsion $Q_\varepsilon = 0.07$. Cette augmentation se fait ensuite suivant une deuxième pente μ_2 quasi constante et similaire à la deuxième pente de la sollicitation de compression uniaxiale. La contribution en changement de forme de l'essai combiné #2 est caractérisée par une augmentation du niveau d'intensité de cisaillement suivant une même raideur que la sollicitation de cisaillement simple, jusqu'à atteindre un seuil d'intensité de cisaillement $Q_\sigma^0 \simeq 5$ kPa à une intensité de distorsion $Q_\varepsilon = 0.09$. Une raideur moyenne de 26 kPa est ensuite observée jusqu'à une intensité de distorsion Q_ε de 0.15 puis l'intensité de cisaillement augmente de manière non linéaire, comme il a été observé sur le chargement combiné #1 et sur le chargement de cisaillement simple. Les trois paramètres utilisés pour décrire les comportements de la mousse isotropes peuvent être réutilisés ici. Leurs valeurs sont présentées dans le tableau 4.11. Les phases d'augmentation non linéaire des essais combinés ne sont pas référencées dans ce dernier. Il peut y être observé une augmentation de la pente μ_1 et du seuil de cisaillement Q_σ^0 lorsque l'angle cinématique θ_ε diminue. Il est cependant difficile de conclure sur l'évolution de la pente μ_2 entre les différents chargements réalisés.

TABLEAU 4.11 – Effet de l'angle cinématique sur le comportement en changement de forme d'une mousse anisotrope.

Chargement (θ_ε)	μ_1 [MPa]	Q_σ^0 [MPa]	μ_2 [MPa]
Compression uniaxiale (-51°)	182.0	9.0	10.1
Combiné 1 (-42°)	109.2	7.5	9.3
Combiné 2 (-21°)	70.7	$\simeq 5$	26.5
Cisaillement simple (0°)	68.0	-	-

Il est observé au travers de ces résultats, une évolution de la pente initiale des contributions en changement de volume K_1 et de forme μ_1 en fonction de l'angle cinématique

imposé. Or, ces paramètres restent constants entre les différents chargements réalisés sur la mousse isotrope de polypropylène. Bien que ces essais doivent être répétés pour confirmer ces premières observations, il peut être noté une influence du comportement anisotrope sur ces deux paramètres.

Réponse en contrainte

Les trajets de chargement obtenus sur ces différentes sollicitations sont présentés sur la figure 4.41. Il peut tout d'abord être observé un angle des contraintes $\theta_\sigma = 22°$ pour la sollicitation de compression uniaxiale. La sollicitation de cisaillement simple montre un angle de $\theta_\sigma = 0°$ en début de chargement, puis varie et se stabilise à $\theta_\sigma = -10°$. Comme pour la mousse de polypropylène, cette valeur d'angle des contraintes vient de la cinématique imposée qui est du cisaillement simple, et non du cisaillement pur. Concernant le chargement combiné #1, un premier angle des contraintes proche de celui de la sollicitation de compression (20°) est observé jusqu'à un état de changement d'angle, qui correspond aux seuils de pression et de cisaillement observés précédemment. Passé ce point, l'angle des contraintes θ_σ vaut 0° dans un premier temps, puis augmente progressivement sans se stabiliser durant l'essai. Enfin le chargement combiné #2 montre un premier angle des contraintes $\theta_\sigma = 17°$, qui varie également suite au passage par les seuils de pression et de cisaillement pour se stabiliser à un angle relatif à cet état $\theta^r_\sigma = -6°$.

Il n'est pas observé de différence majeure entre ces résultats et ceux observés sur la mousse isotrope. Un deuxième changement d'angle des contraintes a été observé sur le chargement combiné #1 sur la mousse de polypropylène, qui n'est pas observé ici. Néanmoins, ce chargement atteint des niveaux de volume et de distorsion plus important sur la mousse isotrope ($V = 0.3$ et $Q_\varepsilon = 1.4$) que sur cette mousse anisotrope ($V = 0.5$ et $Q_\varepsilon = 0.8$).

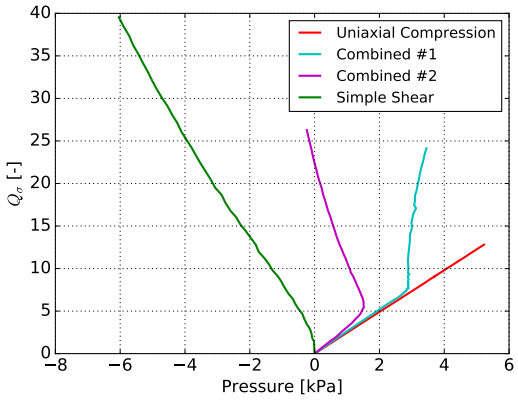
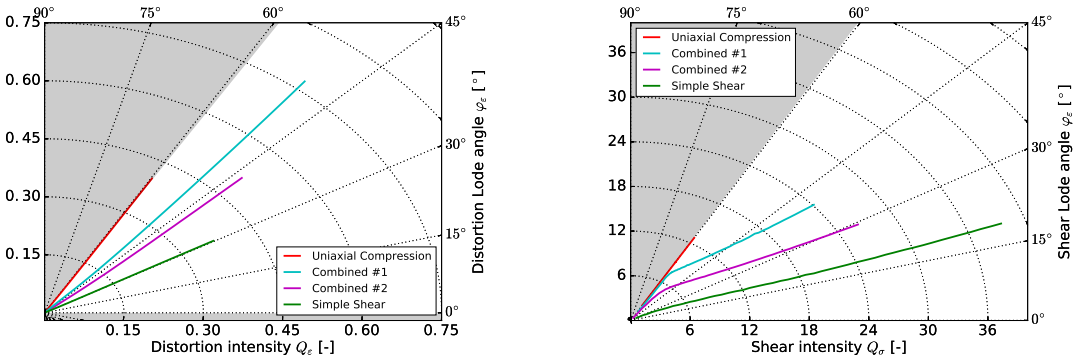


FIGURE 4.41 – Trajets de chargement obtenus pour des chargements radiaux sur la mousse CF-47.

Angles de Lode

Les angles de Lode des déformations φ_ε et des contraintes φ_σ obtenus sont présentés sur la figure 4.42. D'un point de vue des déformations, les différents chargements montrent des évolutions linéaires avec un angle φ_ε constant. Les valeurs des angles des chargements combinés sont légèrement plus faibles que celles observées sur la mousse isotrope, dû aux angles cinématiques θ_ε qui sont également différents.

Un angle de Lode des contraintes de $\theta_\sigma = 60°$ est bien observé sur la sollicitation de compression uniaxiale. Pour ce qui est de la sollicitation de cisaillement simple, l'angle



(a) (b)

FIGURE 4.42 – Angles de Lode des déformations (a) et des contraintes (b) obtenus pour des chargements radiaux sur la mousse CF-47.

de Lode des contraintes θ_σ vaut environ 25° en début de sollicitation, puis se stabilise à une valeur de 19° à partir d'une intensité de cisaillement Q_σ = 5 kPa. L'angle de Lode initial observé sur le chargement combiné #1 est de 58°. Passé le niveau d'intensité de cisaillement Q_σ = 7.5 kPa, l'angle de Lode évolue suivant un angle de Lode relatif φ_σ^r = 30°. Enfin, le chargement combiné #2 montre un premier angle de Lode des contraintes φ_σ = 52° jusqu'à une intensité de cisaillement Q_σ = 5 kPa. L'angle de Lode évolue ensuite jusqu'à la fin de l'essai suivant un angle de Lode relatif φ_σ^r = 25°.

Peu de différences sont également observées sur les comportements des angles de Lode obtenus entre la mousse anisotrope et isotrope.

En conclusion, au travers des différents essais réalisés dans cette étude, il a été observé une différence entre la raideur initiale de compression et la raideur de cisaillement, sur la contribution de changement de forme. Cette différence se répercute lors des chargements radiaux par une évolution de la raideur initiale en changement de volume K_1, et de forme μ_1, avec l'angle cinématique imposé.

4.6 Proposition d'une modélisation du comportement multiaxial par assemblage d'éléments 1D

4.6.1 Implémentation du modèle

Hypothèses et maillage

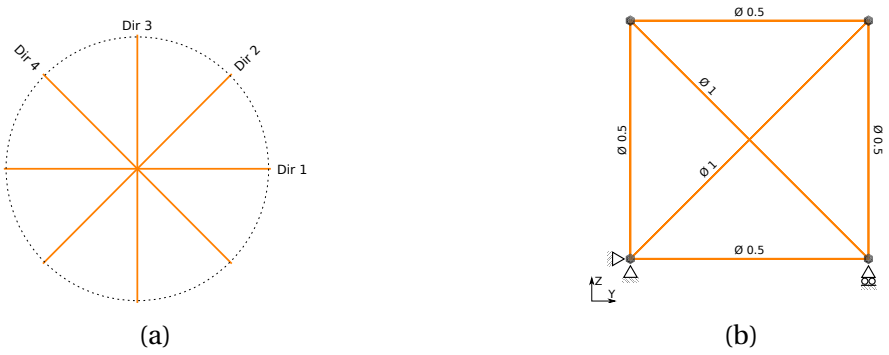
L'analyse des comportements observés sur les essais multiaxiaux, permet difficilement de dissocier l'aspect visqueux et hyperélastique du matériau. Notamment lors des chargements avec changement de sollicitation, certains comportements ont été attribués à de la viscosité, grâce à des essais avec paliers de relaxation. Néanmoins, la cinématique des essais joue également un rôle dans la réponse du matériau. La contribution respective de chacune de ces deux composantes (visqueuse et cinématique) peut alors être estimée en s'appuyant sur un modèle éléments finis.

Le modèle développé dans cette étude s'inspire des modèles de comportement utilisés pour représenter le comportement macroscopique des élastomères à partir de leur

microstructure. En effet, ces matériaux possèdent des chaînes moléculaires dont leur orientation peut être plus ou moins maîtrisée selon les procédés de fabrication, et de mise en forme [CHEVALIER et collab., 2001]. Certains modèles disponibles dans la littérature, représentent le comportement macroscopique de ces matériaux à partir d'un comportement statistique d'une chaîne, répété suivant différentes directions. A titre d'exemple, les modèles proposés par WANG et GUTH [1952], TRELOAR [1946], ou ARRUDA et BOYCE [1993], sont définis suivant 3, 4 et 8 directions respectivement. D'autres auteurs utilisent une modélisation non affine de la déformation d'une sphère, discrétisée en 42 directions [MIEHE et collab., 2004; RASTAK et LINDER, 2018]. Enfin, REBOUAH et collab. [2015] modélisent le comportement anisotrope d'un élastomère, dû à des inclusions de silice, en représentant les liens entre les chaînes et les inclusions, par une discrétisation d'une sphère en 42 directions également.

Un lien peut être observé entre le comportement macroscopique des matériaux cellulaires et élastomères : ils dépendent de leur microstructure respective (poutres/parois ou chaînes moléculaires). C'est à partir de cette similitude, que le modèle de simulation a été développé dans ces travaux. Il a été supposé que le comportement macroscopique uniaxial d'un matériau cellulaire, régi par le comportement mésoscopique, à l'échelle des cellules, peut être reproduit suivant différentes directions, afin de représenter un comportement multiaxial.

Les essais multiaxiaux n'étant définis que sur deux directions, il a été choisi dans ces travaux de se limiter au développement d'un modèle de simulation en deux dimensions. Le nombre de directions de représentation du comportement 1D, a été fixé de manière arbitraire à 4 suivant un angle de 0°, 45°, 90° et 135° par rapport à l'horizontale, comme l'illustre la figure 4.43a. Il a été choisi par simplicité, d'utiliser un modèle par éléments finis pour représenter cette modélisation, où chaque direction est représentée par un élément 1D. Pour faciliter l'implémentation du maillage des éléments, ces derniers ont été positionnés de manière à représenter une forme élémentaire, comme le montre la figure 4.43b. Afin que les directions à 0° et 90° n'aient pas une représentation double, les éléments sur ces directions ont une section deux fois plus petite que les autres. Les conditions limites sont imposées aux différents nœuds de manière à reproduire les essais réalisés. La cinématique est appliquée aux nœuds supérieurs, et les nœuds inférieurs sont définis comme fixes. Enfin, le logiciel de calcul par éléments finis utilisé est un code universitaire, Herezh++ [RIO, 2006].



(a) (b)

FIGURE 4.43 – Illustration des directions de discrétisation d'un élément 2D, utilisées dans cette étude (a). Maillage éléments finis reprenant les directions de discrétisation (b).

Post-traitement

Ce modèle de simulation est développé de manière à ce que le maillage présenté sur la figure 4.43b, représente le comportement d'un élément de matière. Les tenseurs des contraintes et des déformations sont donc à construire de manière à être représentatif de l'ensemble de cette cellule.

Pour ce qui est des déformations, les valeurs des différentes composantes du tenseur logarithmique sont directement obtenues grâce au logiciel d'éléments finis Herez++. Pour ce qui est des contraintes, les composantes du tenseur sont définies à partir des efforts observés au niveau des noeuds supérieurs F_y et F_z. La section de la cellule est considérée de valeur unitaire. Les valeurs des composantes des contraintes sont ensuite divisées par le nombre de direction représentée par le modèle (ici 4) afin de ne pas être dépendant de ce paramètre. Le tenseur des contraintes définit par la relation 4.23 devient donc :

$$[\sigma_{ij}] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{yz} \\ 0 & \sigma_{yz} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad \text{où} \quad \sigma_{zz} = \frac{F_z}{N_{dir} S} ; \quad \sigma_{yz} = \frac{F_y}{N_{dir} S} \tag{4.36}$$

avec :

F_i	Force suivant l'axe i [N]
S	Section de la cellule = 1 [mm^2]
N_{dir}	Nombre de direction de discrétisation = 4

A partir de ces tenseurs, les grandeurs observées sont calculées de la même manière qu'il est expliqué dans la section 4.3.4.

Loi de comportement associée aux éléments

Chaque élément 1D représente le comportement mécanique macroscopique d'un matériau cellulaire suivant une direction. Ce comportement sous sollicitation uniaxiale a été étudié dans la section 4.4.1, et peut être résumé en un comportement linéaire en traction uniaxiale, et un comportement découpé en deux phases linéaires en compression uniaxiale, avec un seuil de changement de raideur. De plus, une composante visqueuse a également été observée par un essai compression avec phases de relaxation.

Afin de décrire le comportement de la mousse de polypropylène, une loi matériau phénoménologique initialement développée par FAVIER [1988] et ORGÉAS [1992], et reprise récemment par les travaux de thèse de ZRIDA [2009], VANDENBROUCKE [2010], et GUITTON [2014], est utilisée. Ces auteurs identifient trois contributions dans le comportement de matériaux polymères : une contribution hyperélastique ayant un comportement non linéaire réversible, une contribution visqueuse dépendante du temps, et une contribution hystérétique décrivant les transformations irréversibles et utilisant une mémorisation discrète du trajet de chargement. ZRIDA [2009] et VANDENBROUCKE [2010] utilisent donc la loi nommée Hyperelasto-Visco-Hystérétique (HVH), dont la particularité est de décomposer le comportement matériau en une contribution additive des contraintes. Ainsi, la contrainte totale σ_{tot} se décompose en la somme de trois contraintes : la contrainte hyperélastique σ_e, la contrainte visqueuse σ_v, et la contrainte hystérétique σ_h. D'une même manière, JU et collab. [2015] proposent de décomposer la contrainte en deux contributions : hyperélastique et visqueuse, pour des mousses de polyuréthane souples. Dans le cas de la mousse de polypropylène, il a été décidé d'utiliser

ce type de loi avec les mêmes contributions que proposées par JU et collab. [2015],qui sont également les deux comportements étudiés dans cette étude.

La contribution hyperélastique est décomposée en deux parties : un comportement en traction, et un comportement en compression. Pour ce qui est de la traction, bien que le comportement observé ne soit pas parfaitement linéaire, il a été décidé de le représenter par une loi de Hooke classique. Pour représenter correctement le comportement en compression uniaxiale, il est nécessaire d'utiliser une loi hyperélastique non linéaire, avec de préférence un seuil marqué. Parmi les différentes lois disponibles dans le logiciel de calcul Herezh++, il a été décidé d'utiliser le potentiel proposé par ORGÉAS [1992]. Ce dernier initialement développé pour des alliages à mémoire de forme, permet de décrire un comportement en trois phases, comme il est illustré sur la figure 4.44. Ce potentiel est défini à partir de trois invariants : le volume V, l'intensité de distorsion Q_ε, et l'angle de phase des déformations, autrement appelé l'angle de Lode φ_ε. Dans le cas de cette modélisation, ce modèle est appliqué à des éléments 1D, uniquement lorsque ces derniers sont sollicités en compression. La valeur de l'angle de Lode des déformations est alors constant à 60°. Dans le cas particulier de cette simulation, ce modèle requiert 8 paramètres liés aux deux autres invariants, dont K le module de compressibilité qui est le seul paramètre lié au volume V. Les 7 derniers paramètres influencent donc le comportement en changement de forme de la manière illustrée sur la figure 4.44.

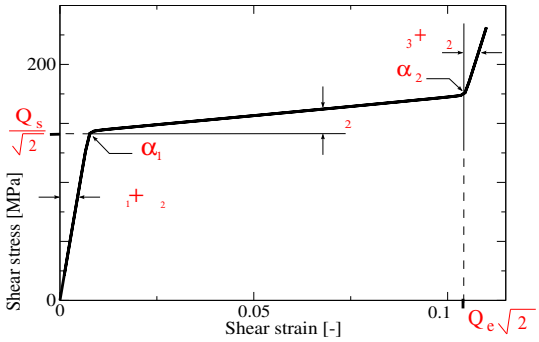


FIGURE 4.44 – Influence des paramètres du modèle hyperélastique d'Orgéas sur la contribution en changement de forme [RIO et collab., 2009].

La contribution visqueuse est décrite grâce au modèle de Maxwell, dont la représentation rhéologique, illustrée sur la figure 4.45, est constituée d'un ressort et d'un amortisseur en série. L'équation différentielle régissant ce modèle est :

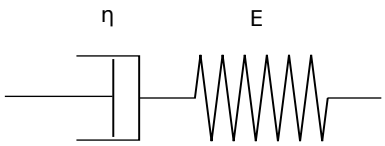


FIGURE 4.45 – Modèle rhéologique de Maxwell

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{\sigma}{\eta} \tag{4.37}$$

avec :

$\dot{\varepsilon}$	Vitesse de déformation
$\dot{\sigma}$	Vitesse de contrainte
σ	Contrainte
E et η	Les paramètres du modèle

Le modèle de Maxwell est classiquement utilisé pour représenter des essais de relaxation. En effet, à déformation fixe ($\varepsilon_0 = 0$), la caractéristique de retard de l'amortisseur a pour conséquence de relâcher le ressort, et ainsi diminuer l'effort engendré par la déformation appliquée. Si le temps de relaxation est suffisamment long, le ressort tend à retrouver son état initial, et la contrainte devient alors nulle. L'évolution de la contrainte au cours du temps peut être obtenue par la résolution de la relation 4.37, lorsque la déformation ε_0 est maintenue constante :

$$\sigma(t) = \sigma_0 \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \tag{4.38}$$

avec :

$\sigma_0 = E\varepsilon_0$	la contrainte initiale en début de relaxation [MPa]
$\tau = \frac{\eta}{E}$	le temps caractéristique de relaxation [s]

Le modèle de Maxwell suffit pour une représentation simple de l'évolution de la contrainte durant un essai de relaxation. Néanmoins, cela est rarement suffisant pour une représentation fidèle du comportement. Une solution souvent utilisée pour améliorer la réponse, est de multiplier le nombre de modèles en les assemblant en parallèle les uns aux autres, comme l'illustre la figure 4.46. On parle alors d'un modèle de Maxwell généralisé à n branches. La contrainte totale correspond à l'addition des contraintes des différentes branches, et la relation 4.38 devient alors :

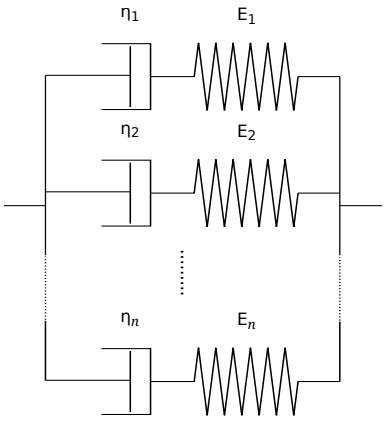


FIGURE 4.46 – Modèle rhéologique de Maxwell généralisé

$$\sigma(t) = \sum_{i=1}^{n} \sigma_i \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right) \tag{4.39}$$

Il est généralement ajouté à ce modèle, une branche uniquement élastique en parallèle des autres, qui définit la contrainte minimale pour un temps de relaxation largement supérieur aux temps caractéristiques des branches. Dans le cas de cette étude, la contribution hyperélastique joue le rôle de cette branche supplémentaire. Il a été considéré dans ces travaux, au vu de la comparaison avec les résultats expérimentaux, que l'utilisation d'un modèle de Maxwell généralisé à 3 branches, était suffisante dans l'obtention d'une réponse représentative du comportement obtenu lors des essais de relaxation.

Identification du modèle

Les paramètres des deux contributions visqueuse et hyperélastique ont été identifiés à partir des essais expérimentaux de compression uniaxiale, traction uniaxiale, et compression avec palier de relaxation. Cette identification a été réalisée de manière empirique, en reproduisant les sollicitations avec le modèle de simulation développé, et par comparaison des résultats numériques et expérimentaux. Le but de ce premier travail de modélisation n'est pas d'obtenir un modèle complètement identifié en utilisant une méthode d'optimisation, mais d'investiguer les capacités d'un tel modèle à décrire le comportement d'une mousse sous des sollicitations multiaxiales. Les valeurs des paramètres retenus sont disponibles dans le tableau 4.12.

TABLEAU 4.12 – Valeurs des paramètres des lois de comportement associées aux éléments 1D

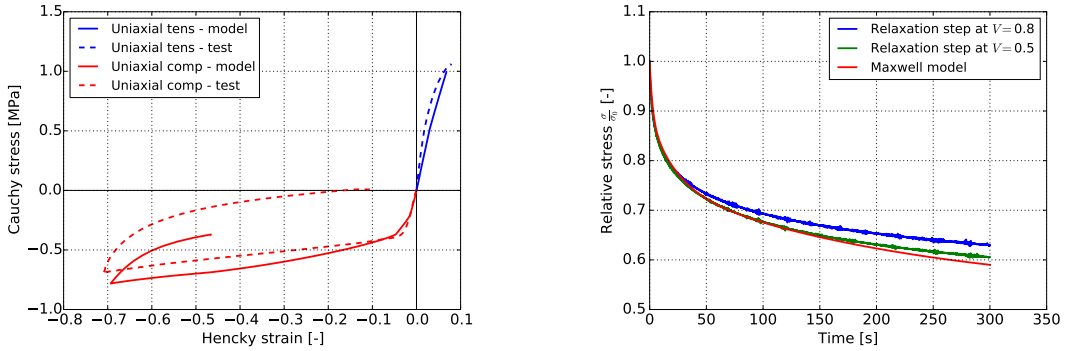
Modèle	Paramètres							
Orgéas	K [MPa] 100	Q_s [MPa] 0.4	μ_1 [MPa] 13	μ_2 [MPa] -0.4	(μ_3) [MPa] (0.6)	α_1 [-] 0.001	(α_2) [-] (2)	Q_e [-] 0.9
Hooke	E [MPa] 45							
Maxwell	E_1 [MPa] 1.5	η_1 [MPa.s] 345	E_2 [MPa] 1.2	η_2 [MPa.s] 25	E_3 [MPa] 4	η_3 [MPa.s] 10		

Afin d'observer la fidélité du modèle aux comportements expérimentaux, les résultats numériques obtenus sur les trois sollicitations d'identification sont présentés sur la figure 4.47.

Le comportement expérimental sous compression et traction uniaxiale est bien reproduit par le modèle développé. Une différence de raideur est à noter sur la deuxième phase linéaire sous compression uniaxiale, créant un écart entre les résultats expérimentaux et numériques. La phase de décharge est également bien reproduite d'un point de vue qualitatif. Le modèle d'Orgèas présente une troisième phase générée par les paramètres α_2 et μ_3. Cette dernière n'étant pas atteinte dans les essais utilisés pour l'identification de la loi, les paramètres proposés ici ne sont qu'hypothétiques.

La réponse obtenue par le modèle sur une phase de relaxation, présentée sur la figure 4.47b est également fidèle aux comportements expérimentaux observés durant les paliers de relaxation à V = 0.8 et 0.5. Une identification par méthode d'optimisation aurait permis de réduire les écarts entre les résultats expérimentaux et numériques. Néanmoins, il a été décidé ici de favoriser une représentation qualitative, dans le but d'approfondir l'analyse des comportements observés sur les essais expérimentaux.

Bien que cette identification soit uniaxiale, il est intéressant d'observer la déformation transverse induite par ces deux sollicitations. Cette dernière est analysée au travers du



(a) (b)

FIGURE 4.47 – Comparaison des réponses en contrainte-déformation pour des essais de traction et compression uniaxiale (a), et par l'évolution de la contrainte relative en fonction du temps lors de paliers de relaxation (b), obtenues expérimentalement et par simulation.

coefficient de Poisson apparent, qui est calculé par la relation :

$$\nu_{\log} = -\frac{\varepsilon_{yy}}{\varepsilon_{zz}} \tag{4.40}$$

avec :

ε_{yy}	Déformation transverse logarithmique [-]
ε_{zz}	Déformation axiale logarithmique [-]

Une cellule comme celle représentée Figure 4.43b a été sollicitée en compression uniaxiale et en traction uniaxiale. L'évolution du coefficient de Poisson apparent au cours des sollicitations de compression et traction uniaxiale, est présentée sur la figure 4.48. Les formes obtenues des cellules sont illustrées sur la figure 4.49. Pour une sollicitation de compression, le coefficient de Poisson apparent diminue de manière linéaire pour une déformation entre 0% et 3%. Ensuite, une forte corrélation est observée entre les évolutions du coefficient de Poisson expérimental et numérique. Un écart entre les valeurs est observé de 0.2 en début de sollicitation, et 0.04 à une déformation $\varepsilon_{zz} = 0.7$.

Lors de la sollicitation de traction uniaxiale, une première phase linéaire similaire à celle observée en compression, est visible entre $\varepsilon_{zz} = 0\%$ et 2%. Ensuite, le coefficient de Poisson apparent augmente fortement, pour atteindre une valeur de 0.76 à une déformation axiale $\varepsilon_{zz} \simeq 7\%$, ce qui est au-dessus de la limite habituelle de 0.5 pour ce paramètre. Dans cette modélisation, la déformation transverse est générée par les éléments diagonaux, qui ont tendance à tendre vers un angle de 90° par rapport à l'horizontale, lorsqu'une déformation de traction est appliquée. Les éléments horizontaux limitent cette déformation transverse, mais sont alors sollicités en compression. Or, la loi de comportement associée à ces éléments, présente une faible raideur en compression lorsque le seuil de contrainte ≃0.4 MPa est passé. Ainsi, les éléments horizontaux ne compensent plus suffisamment l'augmentation des efforts induits pas les éléments diagonaux, lorsque ce seuil est dépassé. Cela se traduit par une forte déformation transverse, qui explique les valeurs non habituelle obtenues pour le coefficient de Poisson.

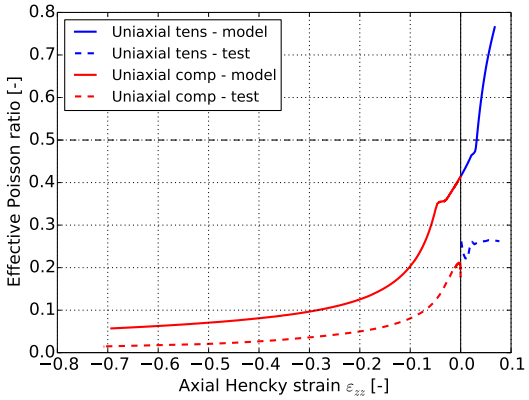


FIGURE 4.48 – Comparaison de l'évolution du coefficient de Poisson apparent obtenu de manière expérimentale et numérique, pour des sollicitations de compression et traction uniaxiale

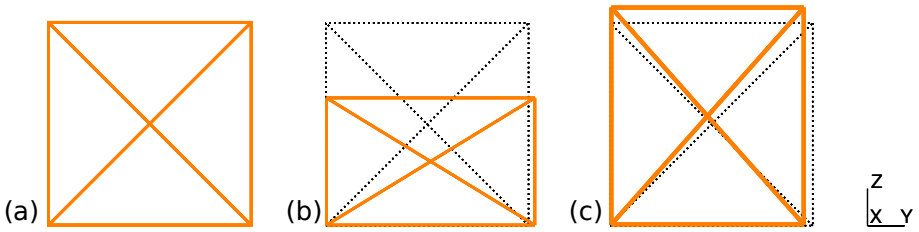


FIGURE 4.49 – Illustration de la cellule en état initial (a), fin de compression (b), et fin de traction (c). Les traits en pointillés représentent la forme de la cellule à l'état initial.

Malgré la valeur de déformation transverse en traction, ce modèle montre donc une bonne capacité à reproduire les sollicitations uniaxiales d'un point de vue qualitatif. Une optimisation de l'identification des paramètres aurait permis une meilleure corrélation quantitative. Cependant, les valeurs de contraintes observées par le modèle sont déjà proches des valeurs expérimentales obtenues. Ce modèle est utilisé par la suite pour reproduire les sollicitations multiaxiales présentées dans les sections précédentes, afin d'appréhender de ces essais complexes.

4.6.2 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Il est maintenant proposé de comparer les résultats expérimentaux obtenus dans la section 4.4 sur la mousse isotrope, et ceux obtenus par le modèle. Dans un premier temps, les sollicitations radiales sont reproduites. Les résultats sont comparés suivant les mêmes observables que ceux utilisés dans la section expérimentale. Dans un deuxième temps, le modèle de simulation est utilisé pour reproduire les sollicitations avec changement de direction. Lors de ces simulations, les contributions visqueuse et hyperélastique seront dissociées pour approfondir l'analyse des comportements obtenus expérimentalement.

Sollicitations radiales

Les sollicitations ont été reproduites en utilisant le logiciel Herezh++ de manière à obtenir les mêmes trajets cinématiques que lors des essais expérimentaux. Afin de reproduire les faibles déformations transverses dues au collage des échantillons sur les mors, il est appliqué un blocage en déplacement suivant l'axe Y des nœuds inférieurs, comme

l'illustre la figure 4.50. La distance suivant cet axe est également gardée constante entre les nœuds supérieurs.

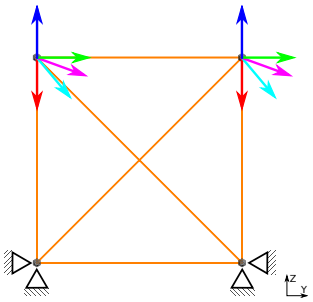


FIGURE 4.50 – Conditions aux limites appliquées aux modèles

Les trajets cinématiques obtenus numériquement correspondent parfaitement à ceux réalisés expérimentalement, comme il est visible sur la figure 4.51. Il est à noter que la sollicitation combinée #1 n'a pas été menée jusqu'à l'instant de rupture expérimentale, car ces niveaux de déformation dépassent les niveaux sur lesquels la loi de comportement a été identifiée. Cependant, une différence est observée entre le trajet cinématique expérimental et numérique pour la sollicitation de traction. Les conditions limites imposées ici induisent un coefficient de Poisson apparent constant de $\nu = 0$ lors de la sollicitation de traction. Il a été vu également dans la section 4.4.1 que le coefficient de Poison obtenu expérimentalement est $\nu \simeq 0.3$. Ce paramètre influant directement sur le volume V et la distorsion Q_ε (cf. equation 4.33), il en résulte un angle cinématique différent dans ce graphique entre l'expérimental et la simulation ($\theta_\varepsilon^{exp} = 24°$ contre $\theta_\varepsilon^{num} = 51°$).

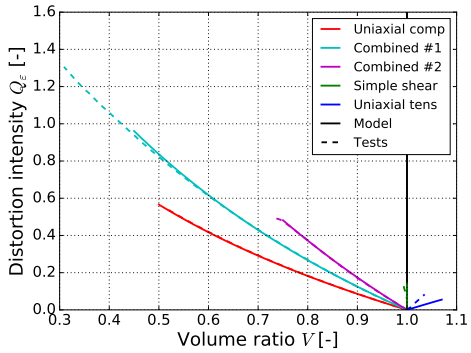


FIGURE 4.51 – Comparaison des trajets cinématiques obtenus de manière expérimentale et numérique

La figure 4.52 présente les contributions en changement de volume et de forme obtenues par simulation (figure 4.52a et 4.52b) et expérimentalement (figure 4.52c et 4.52d). D'un point de vue de la contribution en changement de volume, il est intéressant de noter que tous les comportements sont reproduits par le modèle d'une manière qualitative :

— Compression uniaxiale : Représentation des deux pentes avec un seuil de pression P_0

— Combiné #1 : Représentation des deux premières pentes avec un seuil de pression P_0 inférieur à celui de la compression uniaxiale. Le raidissement en fin de sollicitation est également représenté.

— Combiné #2 : Représentation des deux pentes avec un seuil de pression P_0 inférieur à celui de la sollicitation Combiné #1.

— Cisaillement simple : Baisse de la pression p sans modification du volume V

— Traction : Baisse de la pression p et augmentation du volume V

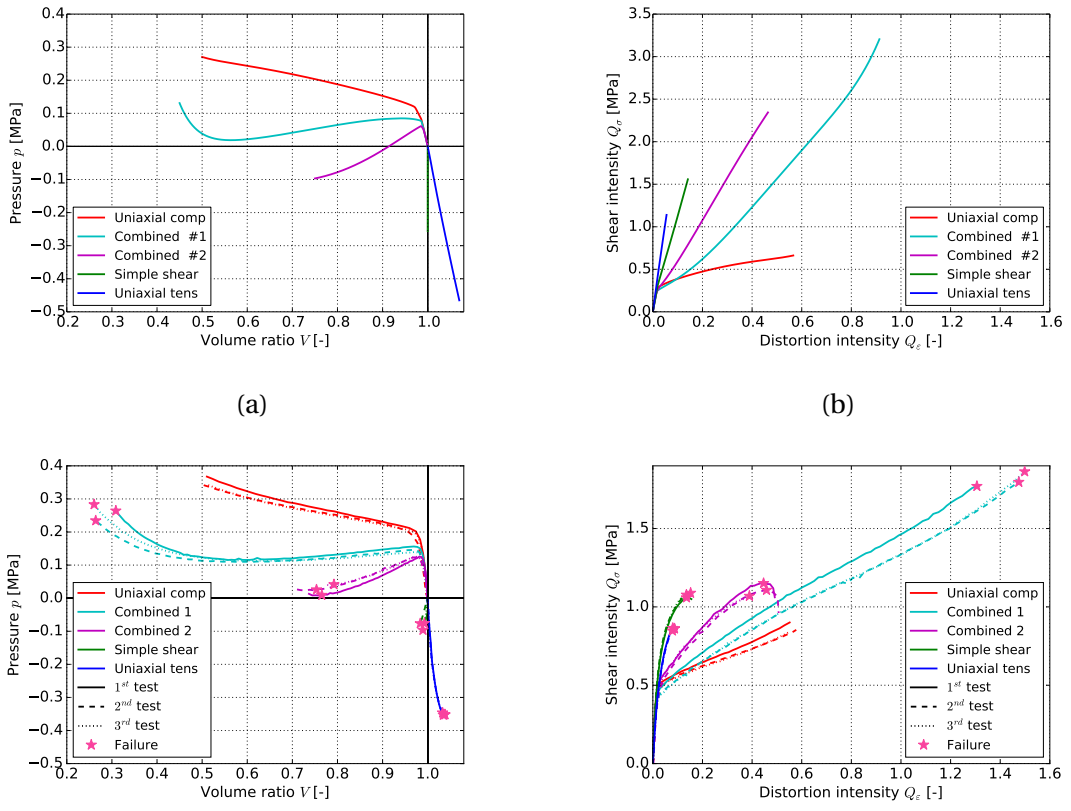


FIGURE 4.52 – Contributions en changement de volume (figures de gauche) et de forme (figures de droite) obtenues par simulation (a) et (b), et par expérimentation (c) et (d), pour les différents chargements radiaux.

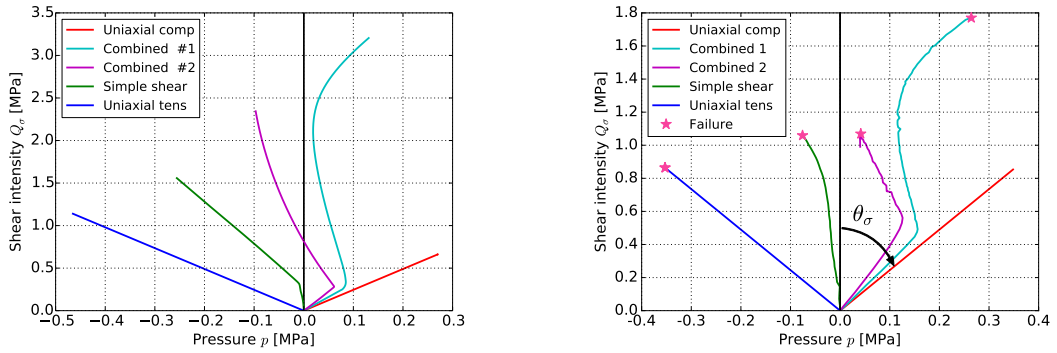
Ainsi, l'influence de l'angle cinématique sur la contribution en changement de volume observée de manière expérimentale, se retrouve numériquement. La phase de raidissement qui apparaît à la fin de la sollicitation combinée #1 est principalement due à l'élément d'un angle initial de 135°, qui se retrouve fortement comprimé à la fin de cette sollicitation. Ce dernier atteint la troisième phase du modèle d'Orgèas, dont les paramètres ont été donnés de manière hypothétique. Néanmoins, ils permettent de rendre compte de la capacité du modèle de simulation développé dans cette étude, à représenter ce raidissement observé expérimentalement.

D'un point de vue de la contribution en changement de forme, il est également observé une bonne représentation des comportements expérimentaux par le modèle. En effet, un seuil de cisaillement Q_σ^0 est observé pour les sollicitations de compression uniaxiale, combinée #1 et #2, et de cisaillement simple. La raideur observée sur ces essais suite à ce seuil diminue avec l'angle cinématique θ_ε, comme il a été observé sur les résultats expérimentaux. Enfin, il peut être noté une raideur pour une sollicitation de traction plus forte que pour une sollicitation de cisaillement simple, ce qui est l'inverse de ce qui a été observé expérimentalement. Cependant, cela peut s'expliquer par la différence de

cinématique entre la simulation et les essais expérimentaux, au sujet de la sollicitation de traction.

Les réponses en contraintes obtenues par simulation, sont présentées sur la figure 4.53a. Celles obtenues par les essais expérimentaux sont rappelées sur la figure 4.53b. Globalement, les évolutions obtenues par les deux méthodes sont similaires pour les différentes sollicitations, avec l'apparition d'un seuil de changement d'angle pour les essais combinés. Il est néanmoins à noter l'apparition d'un seuil pour la sollicitation de cisaillement simple, qui n'est pas observé de manière aussi nette expérimentalement.

Les valeurs des angles des contraintes obtenues ne sont pas comparées ici, car ces derniers dépendent directement de la réponse du modèle développé. L'identification de ce dernier n'étant pas optimisée, la comparaison des grandeurs quantitatives n'apporte pas d'analyse supplémentaire, ou de validation du modèle.



(a) (b)

FIGURE 4.53 – Réponses en contraintes observées sur les chargements radiaux par simulation (a) et expérimentalement (b).

Les évolutions des angles de Lode des déformations φ_ε et des contraintes φ_σ obtenues par simulation sont présentés sur les figures 4.54a et 4.54b. Les résultats expérimentaux sont rappelés sur les figures 4.54c et 4.54d. Pour ce qui est des angles de Lode des déformations, il est observé une très bonne adéquation entre les résultats expérimentaux et numériques, avec des valeurs d'angles identiques. Les évolutions des angles de Lode des contraintes sont également similaires, avec des changements d'angle qui apparaissent sur les sollicitations combinées. Il est également observé un changement d'angle sur la sollicitation de cisaillement simple numériquement, qui n'est pas observé aussi clairement sur les essais expérimentaux.

En conclusion de ces observations sur la simulation des sollicitations radiales, il a été montré que la modélisation en 2 dimensions par une discrétisation en 4 directions, permet de reproduire qualitativement les comportements expérimentaux. L'influence de l'angle cinématique sur les contributions en changement de volume et de forme a été obtenue. Ce modèle pourrait être amélioré par une identification plus approfondie de la loi de comportement. Le nombre de direction de discrétisation est également un facteur qui devra être pris en compte dans une phase d'optimisation.

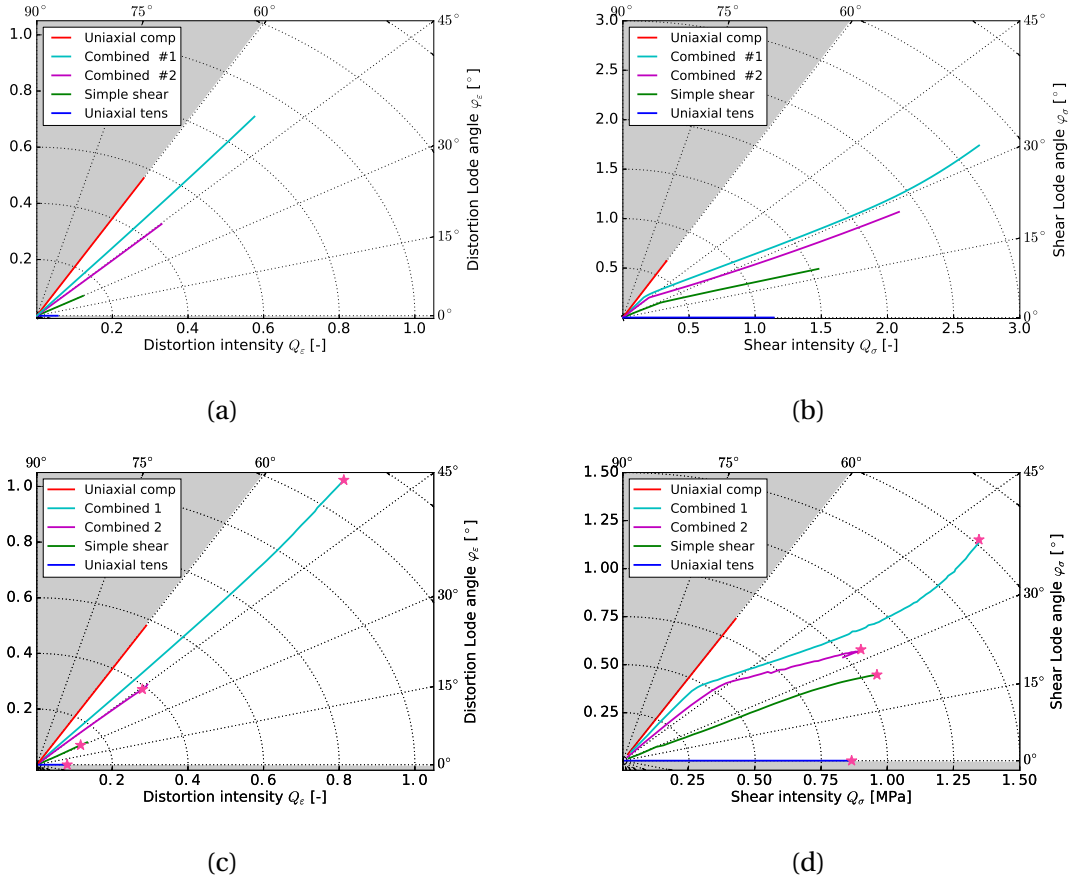


FIGURE 4.54 – Évolution des angles de Lode des déformations (figures de gauche) et des contraintes (figures de droite). Les résultats obtenus par simulation sont présentés sur les figures (a) et (b), et les résultats expérimentaux sur les figures (c) et (d).

Chargement avec changement de direction de sollicitation

Il est maintenant proposé d'observer les résultats des simulations des essais avec changement de direction, et de les utiliser dans le but de valider certaines analyses effectuées sur les résultats expérimentaux. Pour ces sollicitations, il est parfois difficile d'affirmer si l'origine de certains comportements provient de la cinématique imposée au matériau ou de sa contribution visqueuse. Pour cela, des essais avec palier de relaxation entre les changements de sollicitation ont été réalisés expérimentalement. Par le biais du modèle développé, les sollicitations sont reproduites en y incluant, ou non, la contribution visqueuse de la loi de comportement. La comparaison des résultats permet ainsi de trancher sur l'origine des comportements observés.

Dans un premier temps, il est proposé de s'intéresser à la baisse du niveau d'intensité de cisaillement lors du changement de sollicitation sur les essais "comp f/b shear". La cinématique imposée au modèle de simulation est représentée sur la figure 4.55. La figure 4.56 montre la contribution en changement de forme obtenue expérimentalement, par simulation avec une loi hyperélastique et hyperélastique-visqueuse. Lorsque le changement de sollicitation a lieu (point 1), une faible baisse du niveau d'intensité de cisaillement est d'abord visible lorsqu'une loi uniquement hyperélastique est utilisée. Une deuxième diminution est observée juste avant l'augmentation constante du niveau d'in-

tensité de cisaillement. Lorsque la contribution visqueuse est ajoutée à la loi de comportement, alors la baisse d'intensité de cisaillement est visible, avec une baisse plus importante à un volume visé V = 0.5 que pour un volume V = 0.8. Il est à noter que pour ces deux simulations, les baisses d'intensité de cisaillement s'effectuent sur une augmentation de la distorsion de 4% et 7%, pour un volume visé V = 0.5 et 0.8 respectivement, contre 0.5% expérimentalement.

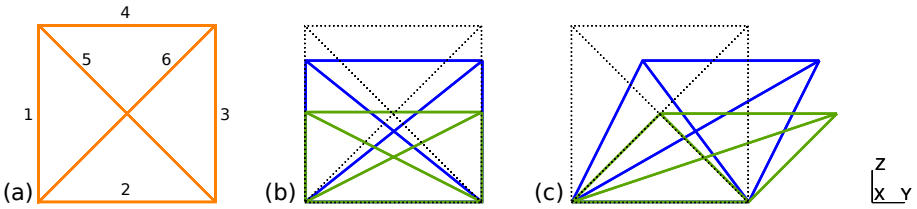


FIGURE 4.55 – Évolution de la forme de la cellule au long d'une sollicitation "comp f/b shear" : état initial (a), fin de compression, début de cisaillement (b), fin de cisaillement (c). La cellule bleue représente une sollicitation à V = 0.8, et la cellule verte V = 0.5. Les traits en pointillés noirs représentent la cellule à l'état initial.

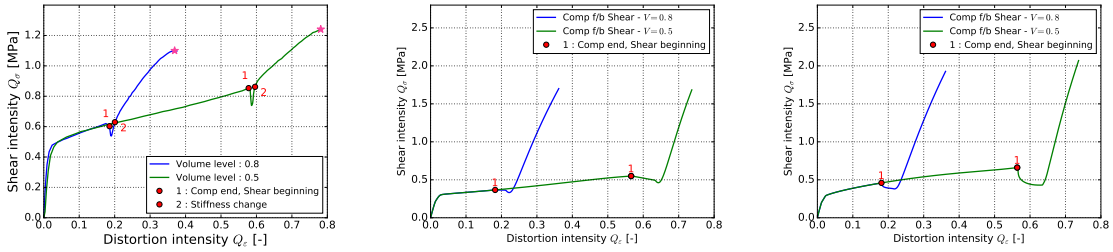
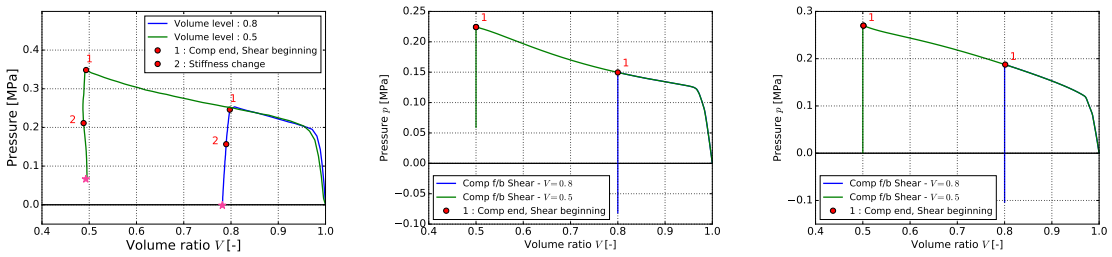


FIGURE 4.56 – Contribution en changement de forme obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélastique-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Comp f/b shear".

Ces observations permettent de confirmer que la viscosité du matériau est principalement à l'origine de cette baisse du niveau d'intensité de cisaillement observée expérimentalement. Cependant, la cinématique y contribue également mais dans une proportion bien plus faible. Enfin, la baisse de l'intensité de cisaillement Q_σ s'effectue sur une plus grande plage de distorsion Q_ε pour les résultats numériques que pour les résultats expérimentaux. Cette différence n'a pas été investiguée dans cette étude.

Du point de vue de la contribution en changement de volume, présentée sur la figure 4.57, la perte de pression observée durant la phase de cisaillement, est reproduite par les simulations. Cette dernière est donc bien liée à la cinématique, la contribution visqueuse ne faisant qu'augmenter la baisse observée.

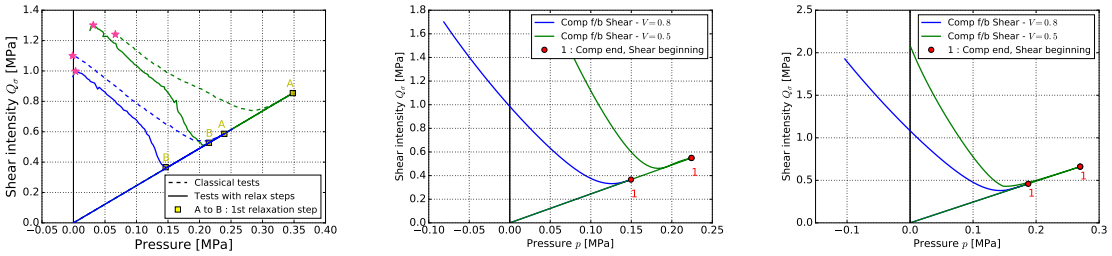
Enfin, il a été vu par expérimentation que la baisse de niveau d'intensité de cisaillement Q_σ, pouvait être liée à un relâchement des contraintes de compression, lorsque les résultats sont observés dans l'espace $p - Q_\sigma$ (cf. figure 4.58a). Cela avait été confirmé en réalisant des essais avec paliers de relaxation entre les deux sollicitations. Les résultats des simulations présentés sur la figure 4.58, montrent également un relâchement des contraintes de compression, pour les deux lois de comportement utilisées. Cette observation confirme donc que la cinématique joue un rôle dans la baisse du Q_σ observée sur les essais sans relaxation. Par ailleurs, il peut être supposé que lors des essais avec paliers



(a) (b) (c)

FIGURE 4.57 – Contribution en changement de volume obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélasto-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Comp f/b shear".

de relaxation, cette légère baisse induite par la cinématique n'est pas observable, car la viscosité du matériau implique l'augmentation du niveau de contrainte jusqu'à atteindre des valeurs similaires à celles d'avant palier. Cela expliquerait l'évolution de la réponse en contrainte suivant deux pentes, pour les sollicitations avec paliers de relaxation : la première pente correspondant à un état de regain des contraintes dû à la relaxation, et la seconde similaire aux essais sans relaxation, correspondant à l'évolution due à la cinématique de ces essais.



(a) (b) (c)

FIGURE 4.58 – Évolution de la réponse en contrainte obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélasto-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Comp f/b shear".

Le second intérêt de la simulation dans l'analyse des essais multiaxiaux concerne les essais "Shear fb comp f/b shear". Tout d'abord, ces derniers présentent une baisse du niveau d'intensité des contraintes lors de la phase de compression. Les essais avec relaxation ont montré que cette baisse est liée à une composition de la cinématique du chargement, et de la viscosité du matériau. La cinématique imposée au modèle de simulation est représentée sur la figure 4.59. Les résultats obtenus par simulation, présentés sur la figure 4.60 montrent également une baisse similaire pour une loi purement hyperélastique, ou hyperélasto-visqueuse, ce qui confirme les conclusions faites au travers des essais expérimentaux. Une deuxième observation peut être faite sur le début de la seconde sollicitation de cisaillement. Expérimentalement, il avait été observé une baisse du niveau d'intensité de cisaillement similaire aux chargements "Comp f/b shear", uniquement pour un volume visé V = 0.5. Pour un volume visé V = 0.8, le niveau d'intensité de cisaillement augmente directement après le changement de sollicitation. Les simulations reproduisent également cette particularité, avec ou sans viscosité intégrée à la loi de comportement. Il peut donc être supposé que ce comportement au deuxième change-

ment de sollicitation, pour un volume visé V = 0.8, est le résultat d'une composition entre la cinématique et la viscosité du matériau.

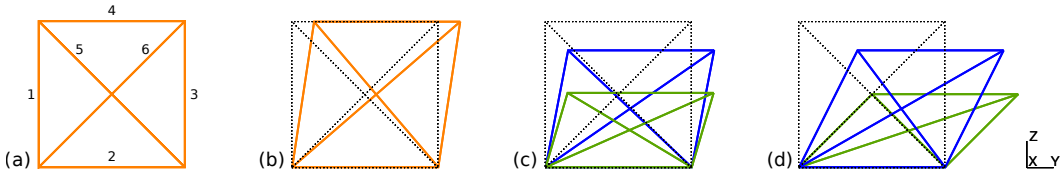
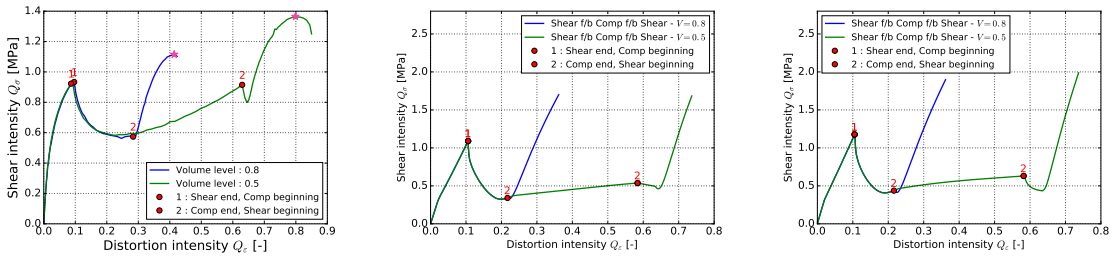


FIGURE 4.59 – Évolution de la forme de la cellule au long d'une sollicitation "shear f/b comp f/b shear" : état initial (a), fin de cisaillement, début de compression (b), fin de compression, début de cisaillement (c), fin de la deuxième phase de cisaillement (d). La cellule bleue représente une sollicitation à V = 0.8, et la cellule verte V = 0.5. Les traits en pointillés noirs représentent la cellule à l'état initial.

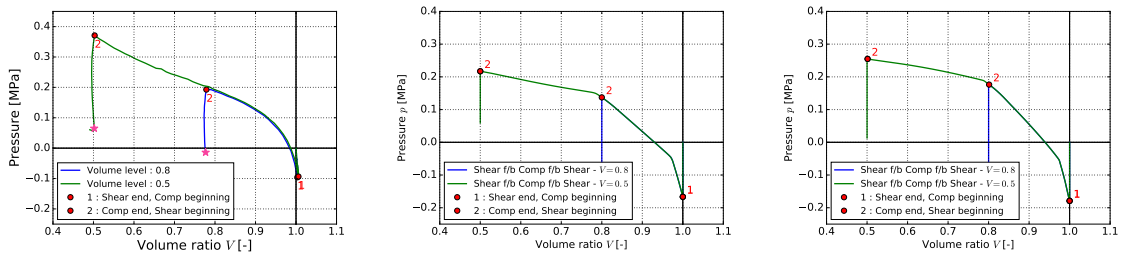


(a) (b) (c)

FIGURE 4.60 – Contribution en changement de forme obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélasto-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Shear f/b Comp f/b shear".

Les contributions en changement de volume obtenues pour cette sollicitation sont présentées sur la figure 4.61. Il a été noté sur les résultats expérimentaux une courbure plus importante au passage du seuil de pression, lorsqu'une sollicitation de cisaillement est effectuée au préalable de la sollicitation de compression. Sur les résultats numériques, cette courbure se traduit par une évolution en trois pentes, dont les instants de changement de raideur correspondent à un passage d'un élément 1D par le seuil de contrainte en compression. Cette courbure aurait donc tendance à être plus lisse si le nombre de direction de discrétisation était plus grand. D'autre part, cette courbure s'explique grâce aux simulations, par le fait que la sollicitation initiale de cisaillement simple, apporte un allongement des éléments (sauf l'élément numéro 5 sur la figure 4.59), et une rotation de ces derniers. Lorsque la sollicitation de compression débute, la majorité des éléments voit diminuer leur longueur induit par le cisaillement, avant d'être réellement sollicité en compression. Ce qui augmente le niveau de volume auquel le seuil de pression est censé être franchi. La rotation apporte un allongement plus important sur l'élément #6 que sur les éléments initialement verticaux (#1 et #3), ce qui désynchronise l'instant de passage de la contrainte des éléments par le seuil de pression, créant ainsi les trois pentes observées. Par la combinaison de ces deux observations, le seuil de pression est donc atteint avec une courbure plus grande, et avec un niveau de volume plus grand.

Au travers de ces simulations, il a été mis en évidence le rôle de la cinématique dans les comportements observés. Cependant, ce terme mérite d'être nuancé. Différentes baisses



(a) (b) (c)

FIGURE 4.61 – Contribution en changement de volume obtenue expérimentalement (a), par simulation avec une loi de comportement Hyperélastique (b) et Hyperélasto-Visqueuse (c), pour une sollicitation "Shear f/b Comp f/b shear".

du niveau d'intensité de cisaillement Q_σ ont été observées, dont l'origine liée à la contribution visqueuse a pu être vérifiée grâce aux essais expérimentaux avec paliers de relaxation, et en intégrant un modèle de viscosité de Maxwell dans la loi de comportement. Une seconde origine non vérifiée peut cependant être citée : le comportement hyperélastique asymétrique entre un comportement en traction et compression. Par exemple, concernant la baisse du niveau de d'intensité de cisaillement Q_σ observée entre un cisaillement et une compression (malgré une phase de relaxation expérimentale), il peut être envisagé deux origines : une viscosité emmagasinée (liée à une concurrence des sollicitations de traction et de compression qu'impose un cisaillement) qui se libère lors du changement de direction cinématique, ou la différence de comportement en traction et compression.

Il a donc été vu au travers de cette section, que le développement d'une modélisation du comportement mécanique d'un matériau cellulaire, basée sur une discrétisation en différentes directions, permet une représentation qualitative, fidèle aux données expérimentales. Ce modèle a ensuite été utilisé pour approfondir l'analyse des résultats des sollicitations multiaxiales, notamment sur les sollicitations avec changement de direction. Il a ainsi pu être identifier les comportements liés à la cinématique des essais, et ceux liés au caractère visqueux du matériau.

4.7 Conclusion

L'étude du comportement mécanique multiaxial des matériaux cellulaires est synonyme d'une réalisation de nombreuses expérimentations complémentaires, et pour la plupart complexes. L'étude menée au travers de ce chapitre le prouve par la réalisation de plus d'une centaine d'essais, avec 9 types de sollicitations différentes : traction uniaxiale, compression uniaxiale, cisaillement simple, 2 types de sollicitations radiales, et 2 sollicitations avec changement de direction avec 2 niveaux de variation de volume chacune. Afin de limiter la complexité de l'analyse, l'utilisation d'une mousse de polypropylène avec un comportement mécanique isotrope a été privilégiée. Une approche originale par séparation du comportement mécanique en deux contributions, changement de volume et de forme, a été utilisée dans le traitement des résultats.

Plusieurs points importants ont été observés durant l'analyse des comportement expérimentaux :

- Une description des comportements en changement de volume et de forme, chacun par une même forme mathématique composée d'une première pente (K_1 et μ_1), d'un seuil (P_σ^0 et Q_σ^0), et d'une seconde pente (K_2 et μ_2), a été proposée.
- Plusieurs facteurs influençant ces comportements ont été identifiés :
  - L'angle cinématique θ_ε
  - Le niveau de volume sur la raideur en changement de forme
- Les trajets cinématiques radiaux n'impliquent pas forcément de trajet de chargement radiaux. Ceci peut s'expliquer par la différence de comportement entre compression uniaxiale et cisaillement simple.
- Le trajet cinématique influe peu sur les comportements et les états de contraintes
- Un changement de sollicitation suite à une cinématique irrotationnelle entraîne un changement de direction immédiat du trajet de chargement, pour un comportement purement hyperélastique.
- Un critère de rupture basé sur la cinématique ($I_\varepsilon - Q_\varepsilon$) a été proposé, et montre une bonne représentation des ruptures obtenues sur les différentes sollicitations effectuées.
- La distance parcourue par le trajet cinématique semble avoir une influence sur le critère de rupture.

Les essais à trajets cinématiques radiaux ont ensuite été reproduits sur la mousse CF-47 afin d'observer l'influence d'un comportement anisotrope sur les contributions de changement de volume et de forme. Il a été observé une modification des pentes initiales des deux contributions, dépendante de l'angle cinématique θ_ε.

Un modèle de simulation 2D, basé sur une discrétisation de la matière orientée suivant 4 directions, a été proposé pour représenter le comportement multiaxial des matériaux cellulaires. Bien que cette modélisation reste simple par son implémentation, elle a montré une très bonne capacité à reproduire les différents comportements observés expérimentalement. Au-delà de cette bonne corrélation, ce modèle de simulation a permis de statuer sur l'origine visqueuse ou cinématique des comportements expérimentaux, grâce à la possibilité de dissocier les contributions hyperélastique et visqueuse de la loi de comportement.

Conclusions et Perspectives

Conclusions

Le siège pilote développé dans le cadre du projet GENOSIA intègre différentes innovations. L'une d'entre elles est l'intégration d'une fonction d'absorption d'énergie dans l'assise, afin de protéger l'utilisateur en cas de crash lors des phases de décollage et d'atterrissage. Les travaux de recherche effectués dans le cadre de cette thèse ont concerné la caractérisation du matériau cellulaire destiné à cette fonction d'absorption d'énergie de l'assise.

Le comportement de ce matériau, la mousse CF-47, a d'abord été étudié sous une sollicitation classique de compression uniaxiale. Les résultats ont permis de montrer un comportement anisotrope, composé d'une contribution hyperélastique non linéaire et entièrement réversible. Une deuxième contribution de type visqueuse représentant 50% du comportement a également été observée, à une vitesse de déformation de $10^{-2}s^{-1}$. Il a également été montré une forte dépendance du comportement à la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}_{zz}$, sur une plage allant de $1.10^{-2}s^{-1}$ à $2.10^{2}s^{-1}$. Ce matériau a ensuite été comparé aux 3 autres familles de matériau proposées dans le projet GENOSIA, afin de montrer l'intérêt de son utilisation pour remplir la fonction d'absorption d'énergie.

Le comportement d'une version de l'assise du siège correspondant à un empilement de 3 nuances de mousses différentes, a ensuite été caractérisé pour des sollicitations de compression uniaxiale à vitesse quasi-statique et dynamique. Le comportement du complexe de l'assise a été relié aux différents matériaux de constitution, pour les deux vitesses étudiées. Les différentes versions ont ensuite été comparées entre elles en terme d'effort maximal engendré, et d'énergie dissipée.

Cette première caractérisation a permis de fournir plusieurs informations intéressantes sur le comportement de la mousse CF-47, ainsi que celui de l'assise. Néanmoins, ces données restent insuffisantes pour représenter le comportement réel de ces matériaux qui seront soumis à des sollicitations multiaxiales lors d'un crash. Afin de répondre à cette problématique, l'étude s'est orientée sur une caractérisation multiaxiale de matériaux cellulaires, par une séparation du comportement en deux contributions : la première liée au changement de volume, l'autre au changement de forme.

La contribution en changement de volume a été étudiée grâce à des essais de compression hydrostatique. Pour cette étude, le développement d'un système expérimental a été nécessaire afin de répondre à deux problématiques liées à la mousses CF-47 : la prise en compte de la circulation de l'air, et la possibilité d'avoir une vitesse de déformation constante en cours d'essai. Les résultats ont montré principalement : (i) une sensibilité du comportement en changement de volume à la vitesse de déformation volumique, et (ii) une forte similitude de la contribution en changement de volume entre un comporte-

ment en compression uniaxiale et en compression hydrostatique. Un rapport de 3 entre les niveaux de pression des deux sollicitations a été observé.

La contribution en changement de forme a été étudiée à partir d'essais de cisaillement simple. Ces derniers ont été développés et réalisés sur un hexapode de mouvement, qui est un système d'essai permettant de décrire des cinématiques rotationnelle de sollicitations multiaxiales. L'étude s'est donc appuyée sur ce système pour réaliser des trajets cinématiques mettant en œuvre des sollicitations de cisaillement simple et de compression uniaxiale. Ces deux sollicitations impliquant respectivement, soit un changement de forme, soit un changement combiné de forme et de volume, l'étude s'est donc orientée sur la dépendance mutuelle de ces deux contributions.

Deux principaux types d'essais ont été réalisés : des essais à trajet cinématique radial impliquant une proportion de changement de volume et de forme, et des essais avec un trajet cinématique présentant un changement de direction (une compression suivie d'un cisaillement par exemple). L'utilisation d'un matériau cellulaire décrivant un comportement mécanique isotrope, une mousse de polypropylène, a été privilégiée pour s'affranchir de l'anisotropie de la mousse CF-47. Les résultats de cette campagne d'essais ont permis de mettre en avant plusieurs points importants du comportement multiaxial des matériaux cellulaires. Tout d'abord, il a été montré que les contributions en changement de forme et de volume peuvent être décrites à partir d'une même forme mathématique. Une dépendance de ces contributions à l'angle cinématique (proportion volume/forme de la cinématique), ainsi qu'au niveau de volume a été observée. Il a également été constaté que le caractère anisotrope du matériau, peut avoir une influence sur les contributions.

Un critère de rupture basé sur le trajet cinématique a été proposé. Ce dernier a montré une bonne corrélation avec les différents résultats obtenus sur la mousse isotrope dans cette étude. Il a également été observé une influence de la longueur du trajet cinématique sur le critère proposé.

Enfin, un modèle numérique 2D basé sur une discrétisation de la matière orientée suivant 4 directions a été proposé. Ce dernier est constitué d'un assemblage d'élément finis 1D. La loi de comportement associée aux éléments a été développée à partir d'une composition d'une contribution hyperélastique et visqueuse. Ce modèle a montré l'avantage d'avoir une implémentation simple, mais permettant d'avoir une très bonne représentation des différents comportements observés lors des essais multiaxiaux. La possibilité de dissocier la contribution visqueuse de la loi de comportement a permis de statuer sur l'origine de certains comportements expérimentaux remarquables.

Ce travail de recherche constitue donc une base de données expérimentales dans le but de caractériser des matériaux cellulaires à des sollicitations multiaxiales.

Perspectives

Plusieurs perspectives peuvent être envisagées à cette étude. Il est proposé de les décrire suivant trois catégories : les perspectives liées aux essais de compression hydrostatique, celles liées aux essais multiaxiaux à cinématique rotationnelle, et celles liée à la représentation numérique du comportement mécanique des matériaux cellulaires.

Essais de compression hydrostatique

Dans un premier temps, il serait intéressant de valider la sensibilité de la contribution en changement de volume, à la vitesse de déformation. Pour cela, il serait nécessaire de réaliser des essais à différentes vitesses de déformation volumique constantes. Cependant, ces essais demandent la définition d'un profil de débit à entrer en paramètre d'essai. La définition de ce profil, qui est réalisée par méthode empirique, pourrait être optimisée par une boucle de régulation avec le volume courant de l'échantillon comme paramètre d'entrée. Le moyen d'acquisition du volume par capteur laser présenté, permet d'obtenir cette mesure en cours d'essai. Une perspective de développement du système serait alors d'améliorer cette méthode d'acquisition, afin de limiter l'erreur de mesure liée à la présence d'air dans le film hermétique.

Lors du développement du système, ce dernier a été dimensionné pour atteindre des débits d'aspiration de 100 l/min. Il a été vu que la caractérisation à ces débits n'est pas réalisable, à cause notamment de la faible taille des cellules du matériau, limitant la vitesse de circulation de l'air. Cette capacité d'un fluide à traverser un milieu est généralement liée à la notion de perméabilité. Il a été envisagé d'obtenir des informations sur ce paramètre pour la mousse CF-47, afin de représenter l'évolution d'un gradient de pression en fonction du débit. Cette informations permettrait de définir un seuil limite de débit d'aspiration pour la caractérisation de ce matériau, ainsi que de quantifier l'ouverture des porosités pour donner une information plus précise que celle de porosités ouvertes ou de porosités fermées.

Enfin, il a été montré au travers de ces essais, un rapport de 3 entre les contributions en changement de volume d'un essai de compression hydrostatique, et de compression uniaxiale. A partir d'une revue bibliographique, il peut être supposé l'existence d'un rapport de 2 entre les contributions en changement de volume d'une compression biaxiale et uniaxiale. Il serait intéressant de valider cette hypothèse, par le développement et la réalisation d'un essai de compression biaxiale. Cela permettrait de confirmer que la contribution liée au changement de volume du comportement multiaxial d'un matériau cellulaire, peut-être considérée comme un comportement 1D répété n fois, où n représente le nombre de direction sollicitée. Cette hypothèse se rapproche également du modèle de simulation proposé. Dans la perspective de développer un modèle de comportement, cette hypothèse pourrait être une première approche.

Essais multiaxiaux à cinématique rotationnelle

Différentes perspectives s'ouvrent à la suite de ces travaux. Tout d'abord, l'étude de l'influence de l'anisotropie pourrait être complétée par la réalisation d'essais radiaux, suivant les différentes directions matérielles. Cela permettrait de valider les premières observations faites à ce sujet.

L'étude s'est intéressée à l'influence du niveau de volume sur le comportement en changement de forme. Des travaux complémentaires pourraient être menés afin d'observer l'influence de l'intensité de distorsion sur le comportement en changement de volume. Cela permettrait d'avoir des informations plus complètes sur la dépendance mutuelle de ces deux contributions. Ces informations seraient également intéressantes dans la description numérique d'un couplage entre ces deux contributions.

La dépendance de ces matériaux à la vitesse de déformation a été observée dans les chapitres 2 et 3. Des futurs développements pourraient concerner la possibilité de reproduire ces essais à différentes vitesses : quasi-statiques dans un premier temps, puis

dynamiques dans un second temps, afin de caractériser les contributions de volume et de forme face à ce paramètre.

Développement de modèle - simulation

Dans ces travaux, le modèle de simulation présenté montre des résultats prometteurs pour la suite de son développement. Bien que ces résultats présentent déjà une forte corrélation avec les comportements expérimentaux obtenus, il serait possible de les améliorer afin d'être encore plus représentatif. Une première voie d'amélioration est d'augmenter le nombre de direction de discrétisation à 6, 8, 10, ... et observer son influence sur les résultats. Il peut être imaginé que cela permette (i) d'améliorer la déformation transverse observée en traction, mais aussi (ii) tendre à "courber" le comportement en changement de volume d'une compression réalisée après un cisaillement simple (cf. figure 4.61). Une seconde voie serait de multiplier le nombre de cellules unitaires, afin de représenter par exemple, la forme de l'échantillon de cisaillement. Cela permettrait d'observer l'influence de la forme de l'échantillon, sur le comportement des contributions de forme et de volume.

Dans un second temps, ce modèle de discrétisation pourrait être appliqué à une modélisation en 3 dimensions. Le nombre de directions de discrétisation serait alors à aborder pour prendre en compte cette dimension supplémentaire. Pour cela, il serait possible de s'appuyer sur une discrétisation d'une sphère par 21 directions, proposée par BAŽANT et OH [1986], et notamment utilisée par MIEHE et collab. [2004] pour des matériaux élastomères. A partir de ce modèle, la prise en compte d'une anisotropie du comportement pourrait être envisagée, en définissant une loi différente selon l'orientation que l'élément représente.

Enfin, le développement d'un modèle de comportement est également une perspective à envisager suite à ces travaux. Il a été montré que les comportements des contributions en changement de volume et de forme peuvent être décrits par une forme mathématique similaire, composée d'une première pente, d'un seuil, et d'une seconde pente. Il a été envisagé dans ces travaux, de décrire ces comportements à partir d'une fonction tangente hyperbolique, de la forme :

$$p(V) = P_\sigma^0 \tanh\left(\frac{K_1}{P_\sigma^0}(V-1)\right) + K_2(V-1) \tag{4.41}$$

$$Q_\sigma(Q_\varepsilon) = Q_\sigma^0 \tanh\left(\frac{\mu_1}{Q_\sigma^0}Q_\varepsilon\right) + \mu_2 Q_\varepsilon \tag{4.42}$$

avec :

P_σ^0, Q_σ^0	seuil de pression et de cisaillement respectivement [MPa]
K_1, μ_1	paramètre de la première pente (volume et forme) [MPa]
K_2, μ_2	paramètre de la seconde pente (volume et forme) [MPa]

Cependant, la prise en compte de termes de couplage permettant de représenter les dépendances entre les deux contributions, ou encore le rapport de 3 entre la pression induite pour une sollicitation de compression uni et triaxiale, reste encore un point à résoudre dans les perspectives de ce travail.

Bibliographie

ABAQUS, V. 2011, «6.11, online documentation help, theory manual : Dassault systemes», . 83

ADAMS, A., H. M. LANKARANI et N. M. SAFAI. 2003, «Aircraft seat cushion performance evaluation and replacement implementation», dans American Society for Engineering Education Annual Conference and Exposition, p. 15. viii, 24

AFNOR. 1998, «Matériaux polymères alvéolaires souples - détermination de la caractéristique de contrainte-déformation relative en compression - partie 1 : matériaux à basse masse volumique», ISO 3386-1, AFNOR. 29

AFNOR. 2008, «Matériaux polymères alvéolaires souples - détermination de la résistance à la traction et de l'allongement à la rupture», ISO 1978, AFNOR. 92, 94, 103

AIRBUS. 2016, «A statistical analysis of commercial aviation accidents 1958-2016», URL https://cdn.aviation-safety.net/airlinesafety/industry/reports/Airbus-Commercial-Aviation-Accidents-1958-2016.pdf. vii, 1, 2

AKTAY, L., A. F. JOHNSON et B.-H. KRÖPLIN. 2008, «Numerical modelling of honeycomb core crush behaviour», Engineering Fracture Mechanics, vol. 75, nº 9, doi :https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2007.03.008, p. 2616 – 2630, ISSN 0013-7944. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794407001087. vii, 7

AL-HOMOUD, D. M. S. 2005, «Performance characteristics and practical applications of common building thermal insulation materials», Building and Environment, vol. 40, nº 3, doi :https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2004.05.013, p. 353 – 366, ISSN 0360-1323. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360132304001878. 10

ALDOSHAN, A. et S. KHANNA. 2017, «Effect of relative density on the dynamic compressive behavior of carbon nanotube reinforced aluminum foam», Materials Science and Engineering : A, vol. 689, doi :https://doi.org/10.1016/j.msea.2017.01.100, p. 17 – 24, ISSN 0921-5093. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509317301363. 16

ANDREWS, E., G. GIOUX, P. ONCK et L. GIBSON. 2001, «Size effects in ductile cellular solids. part ii : experimental results», International Journal of Mechanical Sciences, vol. 43, nº 3, doi :https://doi.org/10.1016/S0020-7403(00)00043-6, p. 701 – 713, ISSN 0020-7403. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740300000436. 94

ANDREWS, E., W. SANDERS et L. GIBSON. 1999, «Compressive and tensile behaviour of aluminum foams», Materials Science and Engineering : A, vol. 270, nº 2, doi :https://

doi.org/10.1016/S0921-5093(99)00170-7, p. 113 – 124, ISSN 0921-5093. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509399001707. 13

ARCAN, M., Z. HASHIN et A. VOLOSHIN. 1978, «A method to produce uniform plane-stress states with applications to fiber-reinforced materials», Experimental Mechanics, vol. 18, nº 4, doi :10.1007/BF02324146, p. 141–146, ISSN 1741-2765. URL https://doi.org/10.1007/BF02324146. 88

ARRUDA, E. M. et M. C. BOYCE. 1993, «A three-dimensional constitutive model for the large stretch behavior of rubber elastic materials», Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 41, nº 2, doi :10.1016/0022-5096(93)90013-6, p. 389–412. URL https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01390807. 85, 130

ASD-STAN. 2013, «Mesure standardisée du confort et de l'espace de vie des sièges passagers d'avion», prEN 4723, ASD-STAN. 45

AVALLE, M., G. BELINGARDI et R. MONTANINI. 2001, «Characterization of polymeric structural foams under compressive impact loading by means of energy-absorption diagram», International Journal of Impact Engineering, vol. 25, nº 5, doi :https://doi.org/10.1016/S0734-743X(00)00060-9, p. 455 – 472, ISSN 0734-743X. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X00000609. 18

BAŽANT, P. et B. H. OH. 1986, «Efficient numerical integration on the surface of a sphere», ZAMM - Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, vol. 66, nº 1, doi :10.1002/zamm.19860660108, p. 37–49. URL https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/zamm.19860660108. 150

BANHART, J. 2001, «Manufacture, characterisation and application of cellular metals and metal foams», Progress in Materials Science, vol. 46, nº 6, doi :https://doi.org/10.1016/S0079-6425(00)00002-5, p. 559 – 632, ISSN 0079-6425. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0079642500000025. 9

BEALS, J. T. et M. S. THOMPSON. 1997, «Density gradient effects on aluminium foam compression behaviour», Journal of Materials Science, vol. 32, nº 13, doi :10.1023/A:1018670111305, p. 3595–3600, ISSN 1573-4803. URL https://doi.org/10.1023/A:1018670111305. 12

BIRLA, S., D. MONDAL, S. DAS, A. KHARE et J. P. SINGH. 2017, «Effect of cenosphere particle size and relative density on the compressive deformation behavior of aluminum-cenosphere hybrid foam», Materials & Design, vol. 117, doi :https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.12.078, p. 168 – 177, ISSN 0264-1275. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0264127516316045. 16

BLAZY, J.-S., A. MARIE-LOUISE, S. FOREST, Y. CHASTEL, A. PINEAU, A. AWADE, C. GROLLERON et F. MOUSSY. 2004, «Deformation and fracture of aluminium foams under proportional and non proportional multi-axial loading : statistical analysis and size effect», International Journal of Mechanical Sciences, vol. 46, nº 2, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2004.03.005, p. 217 – 244, ISSN 0020-7403. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S002074030400061X. xi, 88, 89, 90

BOEING. 2016, «Statistical summary of commercial jet airplane accidents», URL http://www.boeing.com/resources/boeingdotcom/company/about_bca/pdf/statsum.pdf. vii, 1, 2

BONATTI, C. et D. MOHR. 2017, «Large deformation response of additively-manufactured fcc metamaterials : From octet truss lattices towards continuous shell mesostructures», International Journal of Plasticity, vol. 92, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2017.02.003, p. 122 – 147, ISSN 0749-6419. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0749641917300840. vii, 7

BOUIX, R. 2008, Caractérisation mécanique et modélisation numérique du comportement des mousses polymériques sous sollicitations statiques et dynamiques., Theses, Arts et Métiers ParisTech. URL https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00005433. vii, viii, 16, 17, 92

BOUIX, R., P. VIOT et J.-L. LATAILLADE. 2009, «Polypropylene foam behaviour under dynamic loadings : Strain rate, density and microstructure effects», International Journal of Impact Engineering, vol. 36, nº 2, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2007.11.007, p. 329 – 342, ISSN 0734-743X. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X08000791. xi, 15, 16, 58, 92

BOUVIER, S., H. HADDADI, P. LEVÉE et C. TEODOSIU. 2006, «Simple shear tests : Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains», Journal of Materials Processing Technology, vol. 172, nº 1, p. 96–103. 94

BOYCE, M. C. et E. M. ARRUDA. 2000, «Constitutive models of rubber elasticity : A review», Rubber Chemistry and Technology, vol. 73, nº 3, doi :10.5254/1.3547602, p. 504–523. URL https://doi.org/10.5254/1.3547602. x, 83, 85

BRADEN, B. 1986, «The surveyor's area formula», The College Mathematics Journal, vol. 17, nº 4, p. 326–337. 66

BRUN, C. M., EMMANUEL. 2009, De l'imagerie 3D des structures à l'étude des mécanismes de transport en milieux cellulaires, thèse de doctorat. URL http://www.theses.fr/2009AIX11014, thèse de doctorat dirigée par Occelli René, Mécanique Énergétique. Aix-Marseille 1 2009. 7

CAETANO, L., V. GROLLEAU, B. GALPIN, A. PENIN et J. D. CAPDEVILLE. 2018, «High strain rate out of plane compression of birch plywood from ambient to cryogenic temperatures», Strain, vol. 54, nº 2, doi :10.1111/str.12264, p. e12 264. URL https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1111/str.12264. 15, 17

CANTO, R. B. 2007, Theoretical and experimental study of the compaction and sintering processes of polytetrafluoroethylene (PTFE), Mécanique, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan. URL http://www.theses.fr/2007DENS0018/document. ix, 54, 55

CHANG, F., Y. SONG et D. X. LU. 1998, «Unified Constitutive Equations of Foam Materials», Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 120, nº July 1998, p. 212–217. 82, 95

CHAPELLE, G. et M. DECOUST. 2015, Le Vivant comme modèle : La voie du biomimétisme, Albin Michel, ISBN 9782226386465. URL https://books.google.fr/books?id=XnbPCgAAQBAJ. 6

CHEN, W., F. LU et N. WINFREE. 2002, «High-strain-rate compressive behavior of a rigid polyurethane foam with various densities», Experimental Mechanics, vol. 42, nº 1, doi :10.1007/BF02411053, p. 65–73, ISSN 1741-2765. URL https://doi.org/10.1007/BF02411053. 15

CHEVALIER, L., Y. MARCO et G. REGNIER. 2001, «Modification des propriétés durant le soufflage des bouteilles plastiques en pet», Mécanique & Industries, vol. 2, nº 3, doi :https://doi.org/10.1016/S1296-2139(01)01094-6, p. 229 – 248, ISSN 1296-2139. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1296213901010946. 130

CHOI, J. et R. LAKES. 1992, «Nonlinear properties of polymer cellular materials with a negative Poisson's ratio», Journal of Materials Science, vol. 27, p. 4678–4684. 31, 101

CHRISTENSEN, R. M., D. C. FREEMAN et S. J. DETERESA. 2002, «Failure criteria for isotropic materials, applications to low-density types», International Journal of Solids and Structures, vol. 39, nº 4, doi :https://doi.org/10.1016/S0020-7683(01)00229-3, p. 973 – 982, ISSN 0020-7683. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020768301002293. xi, 14, 88, 89

COMBAZ, E., C. BACCIARINI, R. CHARVET, W. DUFOUR, F. DAUPHIN et A. MORTENSEN. 2010, «Yield surface of polyurethane and aluminium replicated foam», Acta Materialia, vol. 58, nº 15, doi :10.1016/j.actamat.2010.05.053, p. 5168–5183, ISSN 13596454. URL http://dx.doi.org/10.1016/j.actamat.2010.05.053. ix, 14, 54, 56, 91

COMBAZ, E., C. BACCIARINI, R. CHARVET, W. DUFOUR et A. MORTENSEN. 2011, «Multiaxial yield behaviour of Al replicated foam», Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 59, nº 9, doi :10.1016/j.jmps.2011.05.015, p. 1777–1793, ISSN 00225096. URL http://dx.doi.org/10.1016/j.jmps.2011.05.015. 54, 56, 91

CORE, A. 2016, Étude du comportement mécanique de sphères creuses composites sous sollicitations dynamiques.Application à un bouclier de choc à l'oiseau, thèse de doctorat. URL http://www.theses.fr/2016ENAM0039, thèse de doctorat dirigée par Viot Philippe, Kopp Jean-Benoit et Dau Frédéric, Mécanique-matériaux Paris, ENSAM 2016. 7

CRISCIONE, J. C., J. D. HUMPHREY, A. S. DOUGLAS et W. C. HUNTER. 2000, «An invariant basis for natural strain which yields orthogonal stress response terms in isotropic hyperelasticity», Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 48, nº 12, p. 2445–2465. 86, 91

CUMMINGS, A. et S. P. BEADLE. 1994, «Acoustic properties of reticulated plastic foams», Journal of Sound and Vibration, vol. 175, nº 1, doi :10.1006/jsvi.1994.1315, p. 115–133, ISSN 10958568. 58

DAI, X., T. SABUWALA et G. GIOIA. 2011, «Experiments on elastic polyether polyurethane foams under multiaxial loading : mechanical response and strain fields», Journal of Applied Mechanics, vol. 78, nº 3, p. 031 018. 87

DAIRON, J. 2008, Développement d'une nouvelle technique d'élaboration de mousses d'acier par fonderie et caractérisation mécanique, Theses, Ecole Centrale de Lille. URL https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00694478. 13

DANNEMANN, K. A. et J. LANKFORD. 2000, «High strain rate compression of closed-cell aluminium foams», Materials Science and Engineering : A, vol. 293, nº 1, doi :https://doi.org/10.1016/S0921-5093(00)01219-3, p. 157 – 164, ISSN 0921-5093. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509300012193. 15, 16

DESHPANDE, V. et N. FLECK. 2000, «Isotropic constitutive models for metallic foams», Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 48, nº 6, doi :https://doi.org/10.1016/S0022-5096(99)00082-4, p. 1253 – 1283, ISSN 0022-5096. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022509699000824. 54, 55

DESHPANDE, V. et N. FLECK. 2001, «Multi-axial yield behaviour of polymer foams», Acta Materialia, vol. 49, nº 10, doi :https://doi.org/10.1016/S1359-6454(01)00058-1, p. 1859 – 1866, ISSN 1359-6454. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359645401000581. ix, 14, 54, 55, 56

DOLL, S. et K. SCHWEIZERHOF. 2000, «On the development of volumetric strain energy functions», Journal of applied mechanics, vol. 67, nº 1, p. 17–21. xv, 85

DONNARD, A., S. GUÉRARD, L. MAHEO, P. VIOT et G. RIO. 2018, «Multiaxial experiments with radial loading paths on a polymeric foam», Polymer Testing, vol. 67, doi :https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2018.03.003, p. 441 – 449, ISSN 0142-9418. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142941817315568. 80

DOYOYO, M. et D. MOHR. 2003, «Microstructural response of aluminum honeycomb to combined out-of-plane loading», Mechanics of Materials, vol. 35, nº 9, doi :https://doi.org/10.1016/S0167-6636(02)00308-3, p. 865 – 876, ISSN 0167-6636. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167663602003083. 88

DOYOYO, M. et T. WIERZBICKI. 2003, «Experimental studies on the yield behavior of ductile and brittle aluminum foams», International Journal of Plasticity, vol. 19, nº 8, doi : https://doi.org/10.1016/S0749-6419(02)00017-7, p. 1195 – 1214, ISSN 0749-6419. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0749641902000177. xi, 88, 89, 90

FAVIER, D. 1988, Contribution à l'étude théorique de l'élastohystérésis à température variable : application aux propriétés de mémoire de forme, thèse de doctorat. URL http://www.theses.fr/1988INPG0060, thèse de doctorat dirigée par GUELIN PIERRE, Sciences physiques, Grenoble INPG 1988. 131

FLOREK, R., F. SIMANCIK, M. NOSKO et J. HARNUSKOVA. 2010, «Compression test evaluation method for aluminium foam parts of different alloys and densities», Powder Metallurgy Progress, vol. 10, nº 4, p. 207–212. 13

FOREST, S., M. AMESTOY, G. DAMAMME, S. KRUCH, V. MAUREL et M. MATTHIEU. 2010, «Mécanique des milieux continus», URL http://mms2.ensmp.fr/mmc_paris/poly/MMC.pdf. 111

FUGANTI, A., L. LORENZI, A. GRØNSUND et M. LANGSETH. «Aluminum foam for automotive applications», Advanced Engineering Materials, vol. 2, nº 4, doi :10.1002/(SICI)1527-2648(200004)2:4<200::AID-ADEM200>3.0.CO;2-2, p. 200–204. 10

FUSHIMI, S., T. NAGAKURA et A. YONEZU. 2017, «Experimental and numerical investigations of the anisotropic deformation behavior of low-density polymeric foams», Polymer Testing, doi :https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2017.09.011, ISSN 0142-9418. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142941817310954. 32

GDOUTOS, E., I. DANIEL et K.-A. WANG. 2002, «Failure of cellular foams under multiaxial loading», Composites Part A : Applied Science and Manufacturing, vol. 33, nº 2, doi : https://doi.org/10.1016/S1359-835X(01)00110-5, p. 163 – 176, ISSN 1359-835X. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X01001105. x, 14, 88, 89

GIBSON, L. J. et M. F. ASHBY. 2001, Cellular Solids : Structure and Properties, 2e éd., Cambridge University press, 510 p.. vii, viii, 6, 8, 10, 11, 12, 13, 14, 18, 30, 57, 58, 76, 81, 101, 103

GIBSON, L. J., M. F. ASHBY et B. A. HARLEY. 2010, Cellular materials in nature and medicine, Cambridge University Press. 6

GIBSON, L. J., M. F. ASHBY, J. ZHANG et T. C. TRIANTAFILLOU. 1989, «Failure surfaces for cellular materials under multixial loads - I. Modelling», International Journal of Mechanical Sciences, vol. 31, nº 9, p. 635–663. 55

GONG, L., S. KYRIAKIDES et W. Y. JANG. 2005, «Compressive response of open-cell foams. Part I : Morphology and elastic properties», International Journal of Solids and Structures, vol. 42, nº 5-6, doi :10.1016/j.ijsolstr.2004.07.023, p. 1355–1379, ISSN 00207683. 29, 81

GRUJICIC, M., B. PANDURANGAN, G. ARAKERE, W. BELL, T. HE et X. XIE. 2009, «Seat-cushion and soft-tissue material modeling and a finite element investigation of the seating comfort for passenger-vehicle occupants», Materials & Design, vol. 30, nº 10, doi :https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.04.028, p. 4273 – 4285, ISSN 0261-3069. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306909001770. 9

G'SELL, C., S. BONI et S. SHRIVASTAVA. 1983, «Application of the plane simple shear test for determination of the plastic behaviour of solid polymers at large strains», Journal of Materials Science, vol. 18, nº 3, doi :10.1007/BF00745590, p. 903–918, ISSN 1573-4803. URL https://doi.org/10.1007/BF00745590. 94, 95

GUITTON, E. 2014, Caractérisation mécanique multiaxiale de matériaux polymères, application à un PHA utilisé pour des structures d'emballages alimentaires, Theses, Université de Bretagne Sud. URL https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01144785. 131

HALLQUIST, J. O. 2006, «Theoretical manual», Livermore Software Technology Corporation. 83

HILL, R. 1979, «Aspects of invariance in solid mechanics», Elsevier, p. 1 – 75, doi : https://doi.org/10.1016/S0065-2156(08)70264-3. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0065215608702643. 84

HILYARD, N. et P. COLLIER. 1987, «A structural model for air flow in flexible PUR foams», Cellular polymers, vol. 6, nº 6, p. 9–26. 16, 58

HONG, S.-T., J. PAN, T. TYAN et P. PRASAD. 2006, «Quasi-static crush behavior of aluminum honeycomb specimens under compression dominant combined loads», International Journal of Plasticity, vol. 22, nº 1, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2005.02.002, p. 73 – 109, ISSN 0749-6419. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0749641905000446. 90

HONG, S.-T., J. PAN, T. TYAN et P. PRASAD. 2008, «Dynamic crush behaviors of aluminum honeycomb specimens under compression dominant inclined loads», International journal of plasticity, vol. 24, nº 1, p. 89–117. x, 15, 87, 90

HOOKE, R. 1665, Micrographia, Royal Society, Londre, ISBN 1602066639, doi :10.5962/bhl.title.904. URL http://www.gutenberg.org/files/15491/15491-h/15491-h.htm. 6

HOU, B., A. ONO, S. ABDENNADHER, S. PATTOFATTO, Y. LI et H. ZHAO. 2011, «Impact behavior of honeycombs under combined shear-compression. part i : Experiments», International Journal of Solids and Structures, vol. 48, nº 5, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2010.11.005, p. 687 – 697, ISSN 0020-7683. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S002076831000404X. x, xi, 15, 87, 90, 91

HUBER, A. T. et L. J. GIBSON. 1988, «Anisotropy of foams», Journal of Materials Science, vol. 23, nº 8, doi :10.1007/BF00547486, p. 3031–3040, ISSN 00222461. 27, 32, 125

IATA. 2015, «La forte demande de transport aérien s'accentue en 2014», URL http://www.iata.org/pressroom/pr/Documents/French-PR-2015-02-05-01.pdf. 1

JACOBSEN, A., W. BARVOSA-CARTER et S. NUTT. 2007, «Micro-scale truss structures formed from self-propagating photopolymer waveguides», Advanced Materials, vol. 19, nº 22, doi :10.1002/adma.200700797, p. 3892–3896. URL https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/adma.200700797. vii, 7

JAOUEN, L., A. RENAULT et M. DEVERGE. 2008, «Elastic and damping characterizations of acoustical porous materials : Available experimental methods and applications to a melamine foam», Applied Acoustics, vol. 69, nº 12, doi :https://doi.org/10.1016/j.apacoust.2007.11.008, p. 1129 – 1140, ISSN 0003-682X. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0003682X07001892. 10

JING, L., Z. WANG, V. SHIM et L. ZHAO. 2014, «An experimental study of the dynamic response of cylindrical sandwich shells with metallic foam cores subjected to blast loading», International Journal of Impact Engineering, vol. 71, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.03.009, p. 60 – 72, ISSN 0734-743X. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X14000773. 13

JU, M. L., H. JMAL, R. DUPUIS et E. AUBRY. 2015, «Visco-hyperelastic constitutive model for modeling the quasi-static behavior of polyurethane foam in large deformation», Polymer Engineering & Science, vol. 55, nº 8, doi :10.1002/pen.24018, p. 1795–1804. URL https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pen.24018. 131, 132

KOSSA, A. 2015, «A new biaxial compression fixture for polymeric foams», Polymer Testing, vol. 45, doi :https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2014.08.003, p. 47 – 51, ISSN 0142-9418. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142941814001767. 77

KRAIEM, O. 2016, Comportement mécanique d'une mousse fragile . Application aux emballages de transportde matières dangereuses, thèse de doctorat, Université Paris-Saclay. URL http://www.theses.fr/2016SACLN028/document. 14, 54, 56

KRISHNA, B. V., S. BOSE et A. BANDYOPADHYAY. 2007, «Strength of open-cell 6101 aluminum foams under free and constrained compression», Materials Science and Engineering : A, vol. 452-453, doi :https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.10.080, p. 178 – 188, ISSN 0921-5093. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509306022581. 13

LAMBERT, R. F. 1983, «Propagation of sound in highly porous open-cell elastic foams», The Journal of the Acoustical Society of America, vol. 73, nº 4, doi :10.1121/1.389283, p. 1131–1138. 10

LEE, D., L. CHEN, A. SENDIJAREVIC, V. SENDIJAREVIC, K. FRISCH et D. KLEMPNER. 1991, «Effect of morphology on sound attenuation of flexible polymeric foams», Journal of cellular plastics, vol. 27, nº 1, p. 135–142. 10

LI, Q., R. MINES et R. BIRCH. 2000, «The crush behaviour of rohacell-51wf structural foam», International Journal of Solids and Structures, vol. 37, nº 43, doi :https://doi.org/10.1016/S0020-7683(99)00277-2, p. 6321 – 6341, ISSN 0020-7683. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020768399002772. x, 88, 89, 90

LI, Q. M., I. MAGKIRIADIS et J. J. HARRIGAN. 2006, «Compressive Strain at the Onset of Densification of Cellular Solids», Journal of Cellular Plastics, vol. 42, nº 5, doi :10.1177/0021955X06063519, p. 371–392, ISSN 0021-955X. URL http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/0021955X06063519. vii, 13

LURIE-LUKE, E. 2014, «Product and technology innovation : What can biomimicry inspire?», Biotechnology Advances, vol. 32, nº 8, doi :https://doi.org/10.1016/j.biotechadv.2014.10.002, p. 1494 – 1505, ISSN 0734-9750. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734975014001517. 6

MAHEO, L. et P. VIOT. 2013, «Impact on multi-layered polypropylene foams», International Journal of Impact Engineering, vol. 53, nº Supplement C, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2012.03.011, p. 84 – 93, ISSN 0734-743X. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X12000784, special issue based on contributions at the 3rd International Conference on Impact Loading of Lightweight Structures. 45, 81, 92

MAHJOOB, S. et K. VAFAI. 2008, «A synthesis of fluid and thermal transport models for metal foam heat exchangers», International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 51, nº 15, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.12.012, p. 3701 – 3711, ISSN 0017-9310. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931008000197. 10

MAITI, S., L. GIBSON et M. ASHBY. 1984, «Deformation and energy absorption diagrams for cellular solids», Acta Metallurgica, vol. 32, nº 11, doi :https://doi.org/10.1016/0001-6160(84)90177-9, p. 1963 – 1975, ISSN 0001-6160. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0001616084901779. viii, 18

MAJI, A. K., H. L. SCHREYER, S. DONALD, Q. ZUO et D. SATPATHI. 1995, «Mechanical properties of polyurethane foam impact limiters», Journal of engineering mechanics, vol. 121, nº 4, p. 528–540. 56

MEGSON, T. 2013, «Chapter 12 - structural components of aircraft», dans Aircraft Structures for Engineering Students (Fifth Edition), édité par T. Megson, fifth edition éd., Butterworth-Heinemann, Boston, ISBN 978-0-08-096905-3, p. 395 – 415. 10

MIEHE, C., S. GÖKTEPE et F. LULEI. 2004, «A micro-macro approach to rubber-like materials—part i : the non-affine micro-sphere model of rubber elasticity», Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 52, nº 11, doi :https://doi.org/10.1016/j.jmps.2004.03.011, p. 2617 – 2660, ISSN 0022-5096. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022509604000808. 130, 150

MIHAI, L. A. et A. GORIELY. 2015, «Finite deformation effects in cellular structures with hyperelastic cell walls», International Journal of Solids and Structures, vol. 53, p. 107–128. 101

MILLS, N. 2007, Polymer foams handbook : engineering and biomechanics applications and design guide, Elsevier. 9

MILLS, N. et A. GILCHRIST. 1999, «Shear and compressive impact of polypropylene bead foam», Cellular polymers, vol. 18, nº 3, p. 157–174. 87

MILLS, N. J. et G. LYN. 2002, «Modelling of Air Flow in Impacted Polyurethane Foam», Cellular Polymers, vol. 21, nº 5, p. 343–367. 11, 58

MOHR, D. et M. DOYOYO. 2003, «A new method for the biaxial testing of cellular solids», Experimental Mechanics, vol. 43, nº 2, doi :10.1007/BF02410498, p. 173–182, ISSN 1741-2765. URL https://doi.org/10.1007/BF02410498. x, 88

MOONEY, M. 1940, «A theory of large elastic deformation», Journal of Applied Physics, vol. 11, nº 9, doi :10.1063/1.1712836, p. 582–592. URL https://doi.org/10.1063/1.1712836. 84

MOREU, Y. M. et N. MILLS. 2004, «Rapid hydrostatic compression of low-density polymeric foams», Polymer Testing, vol. 23, nº 3, doi :https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2003.07.002, p. 313 – 322, ISSN 0142-9418. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142941803001077. ix, 53, 56, 57, 71

MOSTAFA, A., K. SHANKAR et E. MOROZOV. 2013, «Effect of shear keys diameter on the shear performance of composite sandwich panel with pvc and pu foam core : Fe study», Composite Structures, vol. 102, doi :https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2013.03.003, p. 90 – 100, ISSN 0263-8223. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822313001244. 95

NIEH, T., J. KINNEY, J. WADSWORTH et A. LADD. 1998, «Morphology and elastic properties of aluminum foams produced by a casting technique», Scripta Materialia, vol. 38, nº 10, doi :https://doi.org/10.1016/S1359-6462(98)00090-6, p. 1487 – 1494, ISSN 1359-6462. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359646298000906. 32

OGDEN, R. W. 1972, «Large deformation isotropic elasticity – on the correlation of theory and experiment for incompressible rubberlike solids», Proceedings of the Royal Society of London A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences, vol. 326, nº 1567, doi :10.1098/rspa.1972.0026, p. 565–584, ISSN 0080-4630. URL http://rspa.royalsocietypublishing.org/content/326/1567/565. 83

ORGÉAS, L. 1992, Étude expérimentale et numérique du comportement thermomécanique d'un alliage à mémoire de forme industriel NiTi, thèse de doctorat, Université de Joseph Fourier - Grenoble 1. 131, 132

OUELLET, S., D. CRONIN et M. WORSWICK. 2006, «Compressive response of polymeric foams under quasi-static, medium and high strain rate conditions», Polymer Testing, vol. 25, nº 6, doi :https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2006.05.005, p. 731 – 743, ISSN 0142-9418. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142941806000973. 15, 29, 36, 59

OZTURK, U. E. et G. ANLAS. 2011, «Hydrostatic compression of anisotropic low density polymeric foams under multiple loadings and unloadings», Polymer Testing, vol. 30, nº 7, doi :10.1016/j.polymertesting.2011.06.002, p. 737–742, ISSN 01429418. URL http://dx.doi.org/10.1016/j.polymertesting.2011.06.002. ix, 53, 54, 57, 71

PAUL, A. et U. RAMAMURTY. 2000, «Strain rate sensitivity of a closed-cell aluminum foam», Materials Science and Engineering : A, vol. 281, nº 1, doi :https://doi.org/10.1016/S0921-5093(99)00750-9, p. 1 – 7, ISSN 0921-5093. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509399007509. 12, 15

RAMAKRISHNAN, K. R. 2014, Impact behaviour of sandwich structures with nanoparticle reinforced composite face sheets, Theses, Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM. URL https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01132472. 93

RAMAKRISHNAN, K. R., S. GUÉRARD, L. MAHEO, K. SHANKAR et P. VIOT. 2015, «Development of a finite element model for the simulation of parabolic impact of sandwich panels», EPJ Web of Conferences, vol. 94, doi :10.1051/epjconf/20159401018, p. 01 018. URL https://doi.org/10.1051/epjconf/20159401018. 93

RASTAK, R. et C. LINDER. 2018, «A non-affine micro-macro approach to strain-crystallizing rubber-like materials», Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 111, doi :https://doi.org/10.1016/j.jmps.2017.10.007, p. 67 – 99, ISSN 0022-5096. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022509617304386. 130

REBOUAH, M., G. CHAGNON et D. FAVIER. 2015, «Development and modeling of filled silicone architectured membranes», Meccanica, vol. 50, nº 1, doi :10.1007/s11012-014-0065-0, p. 11–24, ISSN 1572-9648. URL https://doi.org/10.1007/s11012-014-0065-0. 130

RINDE, J. A. et K. G. HOGE. 1971, «Time and temperature dependence of the mechanical properties of polystyrene bead foam», Journal of Applied Polymer Science, vol. 15, nº 6, doi :10.1002/app.1971.070150608, p. 1377–1395, ISSN 1097-4628. URL http://dx.doi.org/10.1002/app.1971.070150608. 15, 36, 59

RIO, G. 2006, «Herezh++», certification IDDN-FR-010-0106078-000-RP-2006-035-20600. 130

RIO, G., D. FAVIER et Y. LIU. 2009, «Elastohysteresis model implemented in the finite element sofware herezh++», dans ESOMAT 2009-8th European Symposium on Martensitic Transformations, EDP Sciences, p. 08005. xiii, 132

RIVLIN, R. 1948, «Large elastic deformations of isotropic materials iv. further developments of the general theory», Philosophical Transactions of the Royal Society of London A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences, vol. 241, nº 835, doi :10.1098/rsta.1948.0024, p. 379–397, ISSN 0080-4614. URL http://rsta.royalsocietypublishing.org/content/241/835/379. 84

RIZZI, E., E. PAPA et A. CORIGLIANO. 2000, «Mechanical behavior of a syntactic foam : experiments and modeling», International Journal of Solids and Structures, vol. 37, nº 40, doi :https://doi.org/10.1016/S0020-7683(99)00264-4, p. 5773 – 5794, ISSN 0020-7683. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020768399002644. 77

SAE. 2005, «Performance standard for seats in civil rotorcraft, transport aircraft, and general aviation aircraft», AS 8049, SAE International. viii, 23, 24

SHAFIQ, M., R. S. AYYAGARI, M. EHAAB et M. VURAL. 2015, «Multiaxial yield surface of transversely isotropic foams : Part ii experimental», Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 76, doi :https://doi.org/10.1016/j.jmps.2014.10.009, p. 224 – 236, ISSN 0022-5096. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022509614002075. vii, 15, 77

SKOCHDOPOLE, R. E. et L. C. RUBENS. 1965, «Physical Property Modifications of Low-Density Polyethylene Foams», Journal of Cellular Plastics, vol. 1, nº 1, doi :10.1177/0021955X6500100114, p. 91–96, ISSN 15307999. ix, 57, 58

SONG, B., W. W. CHEN, S. DOU, N. A. WINFREE et J. H. KANG. 2005, «Strain-rate effects on elastic and early cell-collapse responses of a polystyrene foam», International Journal of Impact Engineering, vol. 31, nº 5, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2004.02.003, p. 509 – 521, ISSN 0734-743X. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X04000314. vii, 15, 16, 36, 59

STUDART, A. R., U. T. GONZENBACH, E. TERVOORT et L. J. GAUCKLER. 2006, «Processing routes to macroporous ceramics : A review», Journal of the American Ceramic Society, vol. 89, nº 6, doi :10.1111/j.1551-2916.2006.01044.x, p. 1771–1789. vii, 8, 9

SULLIVAN, R. M., L. J. GHOSN et B. A. LERCH. 2008, «A general tetrakaidecahedron model for open-celled foams», International Journal of Solids and Structures, vol. 45, nº 6, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2007.10.028, p. 1754 – 1765, ISSN 0020-7683. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020768307004465. 81

SUNG, C. H., K. S. LEE, K. S. LEE, S. M. OH, J. H. KIM, M. S. KIM et H. M. JEONG. 2007, «Sound damping of a polyurethane foam nanocomposite», Macromolecular Research, vol. 15, nº 5, p. 443–448. 10

TAGARIELLI, V., V. DESHPANDE et N. FLECK. 2008, «The high strain rate response of pvc foams and end-grain balsa wood», Composites Part B : Engineering, vol. 39, nº 1, doi : https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2007.02.005, p. 83 – 91, ISSN 1359-8368. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359836807000406. 15

TAŞDEMIRCI, A., Ç. ERGÖNENÇ et M. GÜDEN. 2010, «Split hopkinson pressure bar multiple reloading and modeling of a 316 l stainless steel metallic hollow sphere structure», International journal of impact engineering, vol. 37, nº 3, p. 250–259. 7

TOUNSI, R., E. MARKIEWICZ, B. ZOUARI, F. CHAARI et G. HAUGOU. 2017, «Numerical investigation, experimental validation and macroscopic yield criterion of al5056 honeycombs under mixed shear-compression loading», International Journal of Impact Engineering, vol. 108, doi :https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2017.05.001, p. 348 – 360, ISSN 0734-743X. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X16311010. 87

TRAEGER, R. 1967, «Physical properties of rigid polyurethane foams», Journal of Cellular Plastics, vol. 3, nº 9, doi :10.1177/0021955X6700300906, p. 405–418. 15, 36, 59

TRELOAR, L. R. G. 1946, «The elasticity of a network of long-chain molecules», Trans. Faraday Soc., vol. 42, doi :10.1039/TF9464200083, p. 83–94. URL http://dx.doi.org/10.1039/TF9464200083. 130

TRIANTAFILOU, T., J. ZHANG, T. SHERCLIFF, L. J. GIBSON et M. F. ASHBY. 1989, «Failure surfaces for cellular materials under multiaxial loads II. Comparison of models with experiement.», International Journal of Mechanical Sciences, vol. 31, p. 665–678. ix, 14, 52, 53, 59

TSAI, S. W. et E. M. WU. 1971, «A general theory of strength for anisotropic materials», Journal of Composite Materials, vol. 5, nº 1, doi :10.1177/002199837100500106, p. 58–80. 89

VANDENBROUCKE, A. 2010, Étude du comportement mécanique pour différentes températures d'un élastomère : caractérisations expérimentale et numérique, thèse de doctorat, Université de Bretagne Sud. URL http://www.theses.fr/2010LORIS189. vii, 10, 131

VERVER, M. M., J. VAN HOOF, C. W. J. OOMENS, J. S. H. M. WISMANS et F. P. T. BAAIJENS. 2004, «A finite element model of the human buttocks for prediction of seat pressure distributions», Computer Methods in Biomechanics and Biomedical Engineering, vol. 7, nº 4, doi :10.1080/10255840410001727832, p. 193–203, ISSN 10255842. 40

VERVER, M. M., R. D. LANGE, J. V. HOOF et J. S. H. M. WISMANS. 2005, «Aspects of seat modelling for seating comfort analysis», Applied Ergonomics, vol. 36, nº 1, doi :https://doi.org/10.1016/j.apergo.2004.09.002, p. 33 – 42, ISSN 0003-6870. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0003687004001267. 9

VINK, P. et D. LIPS. 2017, «Sensitivity of the human back and buttocks : The missing link in comfort seat design», Applied Ergonomics, vol. 58, doi :https://doi.org/10.1016/j.apergo.2016.07.004, p. 287 – 292, ISSN 0003-6870. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0003687016301351. 9

VIOT, P. 2007, «Polymer foams to optimize passive safety structures in helmets», International Journal of Crashworthiness, vol. 12, nº 3, doi : 10.1080/13588260701442272, p. 299–310. URL https://doi.org/10.1080/13588260701442272. 92

VIOT, P. 2009, «Hydrostatic compression on polypropylene foam», International Journal of Impact Engineering, vol. 36, nº 7, doi :10.1016/j.ijimpeng.2008.11.010, p. 975–989, ISSN 0734743X. URL http://dx.doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2008.11.010. ix, 14, 15, 53, 56, 59, 73, 92

VIOT, P., F. BEANI et J.-L. LATAILLADE. 2005, «Polymeric foam behavior under dynamic compressive loading», Journal of Materials Science, vol. 40, nº 22, doi :10.1007/s10853-005-4998-5, p. 5829–5837. URL https://doi.org/10.1007/s10853-005-4998-5. 58, 92

VIOT, P., E. PLOUGONVEN et D. BERNARD. 2008, «Microtomography on polypropylene foam under dynamic loading : 3d analysis of bead morphology evolution», Composites Part A : Applied Science and Manufacturing, vol. 39, nº 8, doi :https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2007.11.014, p. 1266 – 1281, ISSN 1359-835X. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X0700262X, full-field Measurements in Composites Testing and Analysis. 92

WADA, A., T. KAWASAKI, Y. MINODA, A. KATAOKA, S. TASHIRO et H. FUKUDA. 2003, «A method to measure shearing modulus of the foamed core for sandwich plates», Composite Structures, vol. 60, nº 4, doi :https://doi.org/10.1016/S0263-8223(03)00041-2, p. 385 – 390, ISSN 0263-8223. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822303000412. 94

WADLEY, H. N., N. A. FLECK et A. G. EVANS. 2003, «Fabrication and structural performance of periodic cellular metal sandwich structures», Composites Science and Technology, vol. 63, nº 16, doi :https://doi.org/10.1016/S0266-3538(03)00266-5, p. 2331 – 2343, ISSN 0266-3538. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353803002665. vii, 7

WADLEY, H. N. G. 2002, «Cellular Metals Manufacturing», Advanced Engineering Materials, vol. 4, nº 10, p. 726–733. vii, 6, 8

WANG, M. C. et E. GUTH. 1952, «Statistical theory of networks of non-gaussian flexible chains», The Journal of Chemical Physics, vol. 20, nº 7, doi :10.1063/1.1700682, p. 1144–1157. URL https://doi.org/10.1063/1.1700682. 130

WANG, P., S. XU, Z. LI, J. YANG, H. ZHENG et S. HU. 2014, «Temperature effects on the mechanical behavior of aluminum foam under dynamic loading», Materials Science and Engineering : A, vol. 599, doi :https://doi.org/10.1016/j.msea.2014.01.076, p. 174 – 179, ISSN 0921-5093. URL http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509314001075. viii, 17

WANG, Y. C., C. C. KO et Y. H. HUANG. 2013, «Viscoelastic properties of foam under hydrostatic pressure and uniaxial compression», Procedia Engineering, vol. 67, doi : 10.1016/j.proeng.2013.12.039, p. 397–403, ISSN 18777058. 59

WIDDLE JR, R., A. BAJAJ et P. DAVIES. 2008, «Measurement of the poisson's ratio of flexible polyurethane foam and its influence on a uniaxial compression model», International Journal of Engineering Science, vol. 46, nº 1, p. 31–49. 101, 102

WILLIAMS, C. B., J. K. COCHRAN et D. W. ROSEN. 2011, «Additive manufacturing of metallic cellular materials via three-dimensional printing», The International Journal of

Advanced Manufacturing Technology, vol. 53, nº 1, doi :10.1007/s00170-010-2812-2, p. 231–239, ISSN 1433-3015. URL https://doi.org/10.1007/s00170-010-2812-2. 7

XIAO, H., O. BRUHNS et A. MEYERS. 2004, «Explicit dual stress-strain and strain-stress relations of incompressible isotropic hyperelastic solids via deviatoric hencky strain and cauchy stress», Acta Mechanica, vol. 168, nº 1, doi :10.1007/s00707-004-0074-5, p. 21–33, ISSN 1619-6937. URL https://doi.org/10.1007/s00707-004-0074-5. 86

ZHANG, J., N. KIKUCHI, V. LI, A. YEE et G. NUSHOLTZ. 1998, «Constitutive modeling of polymeric foam material subjected to dynamic crash loading», International Journal of Impact Engineering, vol. 21, nº 5, doi :10.1016/S0734-743X(97)00087-0, p. 369–386, ISSN 0734743X. 59

ZHANG, J., Z. LIN, A. WONG, N. KIKUCHI, C. LI, V, F. YEE, A et S. NUSHOLTZ, G. 1997, «Constitutive Modeling and Material Cliaracterization of Polymeric Foams», Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 119, p. 284–291. ix, 15, 56, 59

ZRIDA, M. 2009, Simulation du comportement d'un polymère par un modèle d'hyper-visco-hystérésis : application à trois nuances de polypropylène, thèse de doctorat, Université de Bretagne Sud. URL http://www.theses.fr/2009LORIS148. 10, 131

Etude du comportement mécanique multiaxial de matériaux cellulaires.

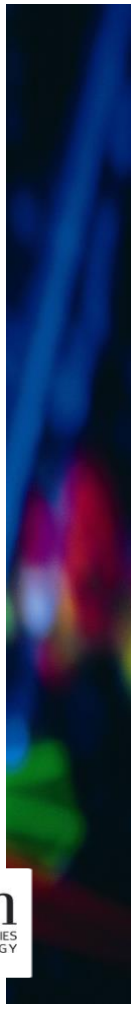
RESUME: Les travaux de cette thèse s'intéressent au comportement mécanique d'une mousse destinée à l'absorption d'énergie dans une assise de siège pour pilote d'avion. Les méthodes de caractérisation habituelles proposent de solliciter le matériau suivant une seule direction. Cependant, cette caractérisation uniaxiale ne permet pas d'être représentatif des sollicitations lors de l'utilisation de l'assise. Cette étude s'intéresse donc à la caractérisation du comportement multiaxial d'une mousse. L'analyse est réalisée en utilisant une séparation du comportement en deux contributions : le changement de volume (pression-volume) et de forme (distorsion-cisaillement). Un premier moyen d'essais de compression hydrostatique a été développé afin de caractériser le changement de volume. Les résultats mettent en évidence une forte influence de la contribution en changement de volume, lors d'une sollicitation de compression uniaxiale. Un deuxième moyen d'essais a été développé permettant d'appliquer des sollicitations radiales suivant un angle cinématique, imposant une variation de volume et de distorsion non proportionnelle. Les résultats montrent une forte influence de cet angle cinématique sur les comportements des contributions de changement de volume et de forme. D'autres sollicitations de compression et cisaillement appliquées de manière séquentielle ont montré une influence du niveau de volume sur le comportement en changement de forme. Enfin, un modèle de simulation 2D par assemblage d'éléments finis 1D montre une bonne représentation des différents comportements des contributions de changement de volume et de forme obtenus expérimentalement.

Mots clés : Matériaux cellulaires, comportement en changement de volume et de forme, caractérisation multiaxiale, modélisation hyperélastique.

Investigation of cellular materials multiaxial mechanical behavior

ABSTRACT: This thesis is focused on the mechanical behavior of foam designed to absorb energy in an airplane pilot seat cushion. Usually, these materials are characterized using uniaxial compressive test. Nevertheless, this uniaxial characterization doesn't represent the real in-use loading of cushion. To complete these data, this work focuses on multiaxial behavior characterization of foam. The analysis of behavior is realized by using a separation into two contributions linked to the volume (pressure-volume) and the shape (distortion-shear) change. A hydrostatic testing system was developed with the aim to characterize the volume change behavior. Results highlight a strong influence of the volume change behavior during an uniaxial compression solicitation. A second testing system was developed allowing to apply radial solicitations following a kinematic angle, which imposes a non-proportional variation of volume and distortion. A kinematic angle influence is observed on the volume and shape change behavior. Other solicitations composed of compression and shear applied in a sequential way, permit to observe a volume influence on the shape change behavior. Finally, a 2D simulation model composed of 1D element composition shows a good representation of the volume and shape changes behavior obtained from experimentation.

Keywords : Cellular materials, volume and shape change behavior, multiaxial characterization, hyperelastic model.



ARTS ET MÉTIERS ParisTech

ParisTech INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY