



**HAL**  
open science

# Analyse du comportement statique et dynamique d'un composite sandwich à âme architecturée et constituants naturels : optimisation des formes de l'âme auxétique

Anis Hamrouni

## ► To cite this version:

Anis Hamrouni. Analyse du comportement statique et dynamique d'un composite sandwich à âme architecturée et constituants naturels : optimisation des formes de l'âme auxétique. Matériaux. Le Mans Université; École nationale d'ingénieurs de Sfax (Tunisie), 2023. Français. NNT : 2023LEMA1018 . tel-04533839

**HAL Id: tel-04533839**

**<https://theses.hal.science/tel-04533839v1>**

Submitted on 5 Apr 2024

**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.

**DOCTORAT**  
**BRETAGNE SCIENCES**  
**LOIRE POUR L'INGENIEUR**

 **Le Mans**  
**Université**

 **Ecole Nationale**  
**d'Ingénieurs de**  
**Sfax**

# THESE DE DOCTORAT

DE

LE MANS UNIVERSITE

ECOLE DOCTORALE N° 602

*Sciences de l'Ingénierie et des Systèmes (SIS)*

Spécialité : *Acoustique*

ET

ECOLE NATIONALE D'INGENIEURS DE SFAX

*Sciences pour l'Ingénieur*

Spécialité : *Mécanique*

Par

**Anis HAMROUNI**

**Analyse du comportement statique et dynamique d'un composite sandwich à âme architecturée et constituants naturels : optimisation des formes de l'âme auxétique**

Soutenue à Sfax, le 15/11/2023

Unité de recherche : LAUM - Laboratoire d'Acoustique de l'Université du Mans - UMR CNRS 6613

Laboratoire de Mécanique, Modélisation et Productique (LA2MP)

Thèse N° : 2023LEMA1018

## Rapporteurs avant soutenance :

Salah MEZLINI, Professeur des Universités, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Monastir, Tunisie  
Mustapha ASSARAR, Maître de Conférences HDR, Université de Reims Champagne-Ardenne, France

## Composition du Jury :

Président : Noamen GUERMAZI, Professeur des Universités, ISSAT de Kasserine, Tunisie  
Examineur : Catherine GARDIN, Professeur des Universités, ISAE-ENSMA POITIERS, France  
Dir. de thèse : Jean-Luc REBIERE, Maître de Conférences HDR, Le Mans Université  
Dir. de thèse : Moez BEYAOU, Maître de Conférences, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax  
Co-dir. de thèse : Abderrahim EI MAHI, Professeur des Universités, Le Mans Université  
Co-encadrant : Mohamed HADDAR, Professeur des Universités, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax



## **Remerciements**

*Ce travail de thèse a été réalisé grâce à une collaboration de cotutelle entre le Laboratoire de Mécanique, Modélisation et Productique de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax en Tunisie (LA2MP) et le Laboratoire d'Acoustique de l'Université du Mans en France (LAUM).*

*Je tiens à remercier mes directeurs de thèse côtés Français, Monsieur REBIÈRE Jean-Luc et Monsieur EL-MAHI Abderrahim, pour avoir dirigé ce travail de thèse avec un sens de rigueur scientifique et pédagogique. Je tiens également à remercier chaleureusement mes directeurs de thèse en Tunisie, Monsieur Moez BEYAOUI et Monsieur Mohamed HADDAR, pour leur collaboration fructueuse et leurs conseils.*

*De même, je remercie Monsieur MEZLINI Salah et Monsieur ASSARAR Mustapha d'avoir accepté de rapporter ce travail. J'adresse également mes remerciements à Monsieur GUERMAZI Noamen et Madame GARDIN Catherine membres de jury, pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail en acceptant de l'examiner.*

*Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à mes parents, Rejeb et Majida, pour leur soutien constant tout au long de mes études et pour m'avoir toujours encouragé à poursuivre mes aspirations et à atteindre mes objectifs. Je remercie mes frères et sœurs pour leur amour et leur soutien fidèle. Je remercie également mon épouse Donia, pour son encouragement et son soutien quotidien. Enfin, j'ai une pensée toute particulière pour mes deux enfants adorés, Aïcha et Yahia.*



## Résumé

L'objectif de cette thèse est l'étude statique, dynamique et vibratoire de composites sandwich à structures architecturées biosourcées. Ces métamatériaux sont conçus et optimisés avec différentes formes architecturées : certains ont un comportement auxétique. Ces matériaux biosourcés sont élaborés par la technique dite de la fabrication additive « impression 3D ». La résine et les fibres sont choisies en raison de leur caractère renouvelable et biodégradable : résine PLA (l'acide polylactique) et fibres courtes de lin (Lin/PLA). Les éprouvettes sont imprimées avec différentes géométries (familles hexagonale et chirale) et différents nombres de cellules élémentaires suivant la largeur des éprouvettes. Tout d'abord, les propriétés du matériau imprimé sont déterminées et comparées à celles du fournisseur. Puis les propriétés élastiques de toutes les structures architecturées sollicitées à des chargements de traction et de compression sont présentées. L'étude du comportement des sandwichs sous chargement quasi-statique de flexion et d'indentation est réalisée ; les résultats des différentes architectures pour les différents nombres de cellules sont proposés. Des calculs par éléments finis sont développés ; ces simulations numériques sont effectuées en parallèles à des essais expérimentaux. Pour tous les essais expérimentaux, un suivi par émission acoustique (EA) ainsi que des observations microscopiques sont réalisés afin d'identifier les mécanismes d'endommagement et leur évolution. Les propriétés des sandwichs sont étudiées en fatigue pour estimer leurs capacités à dissiper l'énergie. Enfin, des études expérimentales et des simulations numériques du comportement vibratoire des structures architecturées sont réalisées. L'influence de la topologie de la cellule élémentaire dans l'amortissement des structures architecturées est discutée. Les modules de rigidité des structures sont ainsi comparés entre eux afin de mieux comprendre les performances dynamiques de ces métamatériaux.

# Table de matière

<b>Introduction générale.....</b>	<b>1</b>
<b>Chapitre 1: Etude bibliographique .....</b>	<b>5</b>
1.1. Introduction .....	6
1.2. Généralités sur les composites .....	6
1.3. Structure sandwich.....	8
1.3.1. Architectures des âmes.....	9
1.3.2. Structures auxétiques .....	9
1.4. Fabrication additive .....	11
1.5. Matériaux composites biosourcés.....	12
1.5.1. Différents types de fibres naturelles.....	13
1.5.2. Les matrices d'origines naturelles .....	17
1.6. Comportement mécanique des bio-composites architecturés.....	20
1.6.1. Comportement en statique .....	20
1.6.2. Comportement en fatigue.....	30
1.6.3. Comportement vibratoire .....	31
1.6.4. Contrôle et suivi par émission acoustique .....	34
1.7. Conclusion .....	36
<b>Chapitre 2: Choix de matériau et méthodes.....</b>	<b>39</b>
2.1. Introduction .....	41
2.2. Sélection des matériaux .....	41
2.2.1. Choix de fibre .....	42

2.2.2. Choix de matrice .....	43
2.3. Caractéristiques des matériaux .....	43
2.3.1. Les fibres de lin.....	43
2.3.2. Matrice : Acide Polylactique.....	45
2.3.3. Matériau composite Lin/PLA .....	46
2.4. Mise en œuvre « Impression 3D ».....	47
2.4.1. Principales phases .....	47
2.4.2. Fonctionnement et paramètres d'impression .....	48
2.5. Architecture des âmes.....	49
2.6. Paramètres géométriques des âmes .....	50
2.6.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants.....	51
2.6.2. Réseaux chiraux .....	54
2.7. Protocoles expérimentaux.....	60
2.7.1. Essai de traction .....	60
2.7.2. Essai de compression/écrasement .....	62
2.7.3. Essai de flexion trois-points.....	62
2.7.4. Essai d'indentation.....	65
2.7.5. Essai de fatigue .....	65
2.7.6. Essai de vibration.....	66
2.7.7. Emission acoustique.....	69
2.8. Modèles numériques.....	71
2.8.1. Optimisation du maillage .....	72
2.8.2. Modèle numérique de traction .....	72
2.8.3. Modèle numérique de flexion .....	73
2.8.4. Modèle numérique de vibration .....	74
2.9. Caractérisation expérimentale des peaux Lin/PLA .....	75
2.9.1. Propriétés en traction .....	75
2.9.2. Propriétés en flexion 3-points .....	76
2.9.3. Propriétés d'amortissement.....	77
2.10. Conclusion.....	78
<b>Chapitre 3: Caractérisation quasi-statique des structures architecturées et des sandwichs.....</b>	<b>81</b>
3.1. Introduction .....	83
3.2. Comportement des structures architecturées en traction .....	84
3.2.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants .....	84

3.2.2. Réseaux chiraux et anti-chiraux .....	89
3.3. Comportement des structures architecturées en compression/écrasement .....	93
3.3.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants .....	94
3.3.2. Réseaux chiraux et anti-chiraux .....	96
3.4. Comportement en flexion des matériaux sandwichs .....	97
3.4.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants .....	97
3.4.2. Réseaux chiraux et anti-chiraux .....	99
3.5. Comportement des sandwichs à l'indentation .....	106
3.5.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants .....	107
3.5.2. Réseaux chiraux et anti-chiraux .....	108
3.6. Analyse de l'endommagement et suivi par émission acoustique .....	109
3.6.1. Suivi par émission acoustique des essais de traction .....	110
3.6.2. Suivi des essais de flexion .....	112
3.6.3. Suivi des essais d'indentation .....	115
3.7. Conclusion .....	119
<b>Chapitre 4: Comportement des composites sandwichs en fatigue .....</b>	<b>121</b>
4.1. Introduction .....	123
4.2. Comportement des sandwichs en fatigue .....	123
4.2.1. Sandwichs conventionnels et ré-entrants .....	124
4.2.2. Sandwichs chiraux et anti-chiraux .....	136
4.3. Conclusion .....	141
<b>Chapitre 5: Comportement des structures architecturées et des sandwichs en vibration 143</b>	
5.1. Introduction .....	145
5.2. Conditions d'essai.....	145
5.3. Réseaux conventionnels et ré-entrants .....	146
5.3.1. Propriétés dynamiques des âmes.....	146
5.3.2. Comportement vibratoire des structures sandwichs.....	153
5.4. Réseaux chiraux et anti-chiraux .....	158
5.4.1. Propriétés dynamiques des âmes à structures architecturées .....	158
5.4.2. Comportement vibratoire des structures sandwichs.....	162
5.5. Conclusion .....	166
<b>Conclusion générale .....</b>	<b>159</b>

## Liste des figures

Figure 1.1 Propriétés générales des matériaux : Modules de Young en fonction de la densité [4].	7
Figure 1.2 Propriétés générales des matériaux : Résistance en fonction de la densité [4].	7
Figure 1.3 composite sandwich.	8
Figure 1.4 Illustration de microstructures chirales : a) tri-chiral, b) anti-tri-chiral, c) tétra-chiral et d) Anti-tétra-chiral [6].	10
Figure 1.5 Illustration des structures a) Hexagonale $\theta > 0$ et b) ré-entrante $\theta < 0$ .	11
Figure 1.6 Développement des imprimante 3D.	11
Figure 1.7 Types de fibres naturelles [9].	13
Figure 1.8 Représentation de la paroi primaire composée de cellulose, d'hémicellulose et de pectines [10].	14
Figure 1.9 Diagramme de choix des matériaux à fibres naturelles [15].	15
Figure 1.10 Défauts structuraux sur des fibres de lin [45].	17
Figure 1.11 Voies d'obtention des biopolymères végétaux [58].	18
Figure 1.12 Diagramme d'Ashby : facteur de perte en fonction du module [59].	19
Figure 1.13 Propriétés statiques des structures : a) coefficient de Poisson et b) module de Young [84].	20
Figure 1.14 Déformation des structures sollicitées en compression [84].	21
Figure 1.15 Géométries des structures : a) chirales et b) hiérarchiques [6].	22
Figure 1.16 Evolution du coefficient de Poisson et du module de Young normalisés en fonction du paramètre géométrique, $r/R$ : a) réseaux hiérarchiques et chiraux à base des hexagones et b) réseaux hiérarchiques et chiraux à base de carrés [6].	22
Figure 1.17 a) cellule unitaire du nid d'abeille auxétique et b) modèle de cellule unitaire pour calculer les constantes élastiques dans le plan le long de la direction 1 ( $E1$ & $\nu12$ ) et la direction 2 ( $E2$ & $\nu21$ ) [85].	23

Figure 1.18 Evolution des propriétés élastiques dans la direction 1 ( $E1$ & $\nu12$ ) en fonction des paramètres géométriques [85].	23
Figure 1.19 Evolution des propriétés élastiques dans la direction 2 ( $E2$ & $\nu21$ ) en fonction des paramètres géométriques [85].	24
Figure 1.20 Déformations subies par les éprouvettes testées en flexion 3-points a) densité relative = 0,25 et b) densité relative = 0,15 [95].	25
Figure 1.21 Variation de la charge de flexion en fonction du déplacement [95].	26
Figure 1.22 Rigidité moyenne en flexion des structures sandwiches [95].	26
Figure 1.23 Réponse mécanique des composites sandwichs en flexion 3-points : a) Courbes force-déplacement, b) déformation expérimentale et c) déformation numérique pour différentes flèches "W" [96].	27
Figure 1.24 a) structures composites bio-inspirées et b) cellules unitaires c) dispositifs de l'essai d'impact et d'indentation [103].	28
Figure 1.25 a) Evolution de la force normalisée en fonction de la profondeur d'indentation pour quatre structures et b) rigidité d'indentation pour différentes architectures [103].	29
Figure 1.26 Effet du coefficient de Poisson sur les propriétés d'indentation. a) force normalisée en fonction de la profondeur d'indentation des composites en nid d'abeille et b) comparaison de la rigidité d'indentation [103].	29
Figure 1.27 Perte de rigidité en fonction du nombre de cycles [89].	30
Figure 1.28 Diagramme de Wöhler comparant la performance en fatigue des composites sandwichs avec différentes densités relatives de structure architecturée[89].	31
Figure 1.29 Variation du facteur de perte en fonction de l'orientation des fibres dans les composites: lin/GP56 [119], lin/PP [115], lin/époxy [120] et verre/époxy [116].	32
Figure 1.30 Illustration des configurations a) sens W b) sens L et c) géométrie [125].	32
Figure 1.31 Evolution du facteur de perte en fonction de densité relative de la structure ré-entrante [125].	33
Figure 1.32 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence des configurations L et W pour différentes densités auxétiques relatives: a) 8,3%, b) 16,7%, c) 25,1% et d) 33,5% [125].	33
Figure 2.1 Carte de sélection des fibres de renfort [154].	42
Figure 2.2 Facteur de perte des composites époxy renforcés de fibres [112, 155, 156].	42
Figure 2.3 Composition d'une fibre de lin [161].	44
Figure 2.4 a) Essai de traction sur une fibre unitaire et b) courbe contrainte-déformation d'une fibre unitaire de lin. [164].	45
Figure 2.5 L'imprimante 3D RAISE3D Pro 2 Plus.	48
Figure 2.6 a) Processus d'impression et b) filament Lin/PLA [153].	49

Figure 2.7 Structure architecturée hexagonale.....	51
Figure 2.8 Structure architecturée rectangulaire. ....	52
Figure 2.9 Structure architecturée ré-entrante.....	53
Figure 2.10 Structure architecturée trichirale.....	54
Figure 2.11 Structure architecturée tétrachirale. ....	55
Figure 2.12 Structure architecturée anti-trichirale. ....	56
Figure 2.13 Structure architecturée anti-tétrachirale.....	57
Figure 2.14 Structure architecturée anti-trichirale ré-entrante. ....	58
Figure 2.15 Structure architecturée anti-tétrachirale fléchée. ....	59
Figure 2. 16 a) Eprouvette haltère (ASTM D638 type I) [188] et b) éprouvettes de traction des structures architecturées. ....	61
Figure 2.17 Dispositif expérimental de traction.....	61
Figure 2.18 Dispositif expérimental de compression.....	62
Figure 2.19 a) exemples des structures sandwiches et b) dispositif expérimental de flexion trois points. ....	63
Figure 2.20 Dispositif expérimental utilisé pour les essais d'indentation.....	65
Figure 2.21 Dispositif expérimental de vibration.....	67
Figure 2.22 Méthode de la bande passante à (-3 dB). ....	68
Figure 2.23 Dispositif d'essai et de suivi par émission acoustique.....	70
Figure 2.24 Définition des paramètres temporels de classification [198].....	71
Figure 2.25 Exemple d'étude de convergence du maillage d'un sandwich anti-trichiral.....	72
Figure 2.26 Modèle éléments finis en traction. ....	73
Figure 2.27 Modèle éléments finis en flexion 3-points.....	74
Figure 2.28 Modèle éléments finis en vibration.....	75
Figure 2.29 Courbe contrainte/déformation du composite Lin/PLA imprimé suivant la direction (X). ....	76
Figure 2.30 Courbes contrainte-déformation en flexion 3-points.....	77
Figure 2.31 Propriétés dynamiques des peaux : a) facteur de perte et b) module de Young. ....	78
Figure 3.1 Courbes contraintes/déformations en fonction de nombre de cellules dans la largeur pour trois configurations de nid d'abeilles : a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante. ....	85
Figure 3.2 Déformation des cellules au cours des essais de traction : a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante. ....	86
Figure 3.3 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du coefficient de Poisson structural des structures : a) hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes. ....	86

Figure 3.4 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du module de Young des structures : a) hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes. ....	87
Figure 3.5 Comparaison des résultats expérimentaux des structures conventionnelles et ré-entrantes : a) coefficient de Poisson et b) module de Young. ....	88
Figure 3.6 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du module de Young de différentes configurations : a) tri-ligament et b) tétra-ligament.....	90
Figure 3.7 Effet de la variation du rayon sur le comportement mécanique (contrainte/déformation) d'une structure anti-trichirale : a) $r = 0$ mm, b) $r = 0,4$ mm, c) $r = 0,8$ mm, d) $r = 1,2$ mm, e) $r = 1,7$ mm, f) $r = 2,2$ mm, g) $r = 2,7$ mm et h) $r = 3,2$ mm. ....	91
Figure 3.8 Illustration expérimentale et numérique de la déformée de la cellule à différents niveaux de chargement au cours de l'essai de traction de a structure anti-trichirale avec $r=2,2$ mm.....	92
Figure 3.9 Evolution des propriétés élastiques de la structure anti-trichirale en fonction du rayon $r$ : a) coefficient de Poisson et b) module de Young. ....	93
Figure 3.10 Comportement en compression des sandwichs : a) comparaison des âmes hexagonales à différent nombre de cellules et b) comparaison des âmes conventionnelles et ré-entrantes avec deux cellules. ....	95
Figure 3.11 Propriétés mécaniques des sandwichs à structures conventionnelles et ré-entrantes : a) module de compression et b) énergie dissipée. ....	95
Figure 3.12 Processus d'endommagement des sandwichs à âmes ré-entrantes : a) 1 cellule et b) 4 cellules. ....	96
Figure 3.13 Propriétés mécaniques des sandwichs à structures architecturées chirales et anti-chirales : a) module de compression et b) énergie dissipée. ....	96
Figure 3.14 Propriétés mécaniques de la structure anti-trichirale en fonction du rayon $r$ : a) courbes contraintes/déformations et b) module de compression et énergie dissipée.....	97
Figure 3.15 Courbes charges/déplacements des essais de flexion 3-points des sandwichs à structures hexagonales avec différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules. ....	98
Figure 3.16 Comparaison des résultats de flexion 3-points des sandwichs à structures hexagonales, ré-entrantes et rectangulaires : a) 1 cellule et b) 2 cellules. ....	99
Figure 3.17 Courbes charges/déplacements des essais de flexion des sandwichs à différentes structures architecturées : a) trichiale, b) tétrachirale, c) anti-trichirale, d) anti-tétrachirale, e) anti-trichirale ré-entrante et f) anti-tétrachirale flechée.....	100
Figure 3.18 Courbes charges/déplacements des essais de flexion 3-points des sandwichs à structure architecturée anti-trichirale avec différents rayons $r$ : a) $r=0$ mm, b) $r=1,2$ mm, c) $r=2,2$ mm et d) $r=3,2$ mm.....	101
Figure 3.19 a) Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en flexion des sandwichs à structure architecturée anti-trichirale avec différents rayons $r$ et	

b) déformée de la structure sandwich avec $r=2,2$ mm à différents niveaux de chargements. ....	102
Figure 3.20 Evolution des propriétés des sandwichs à structure architecturée anti-trichiral : a) rigidité en fonction du rayon ( $r$ ) pour différentes distances entre appuis et b) rapport $W/Pd$ en fonction du carré de la distance entre appuis ( $d^2$ ) pour différents rayons. ....	103
Figure 3.21 Propriétés des constituants du sandwich déduites des essais de flexion : a) module de Young des peaux et b) module de cisaillement des âmes. ....	105
Figure 3.22 Evolution des contraintes en fonction du rayon de la cellule anti-trichirale déduites des essais de flexion 3-points : a) contrainte à la rupture par compression de la peau supérieure et b) contrainte de cisaillement de l'âme. ....	105
Figure 3.23 Comparaison des propriétés mécaniques de la structure sandwich à structure architecturée anti-trichiral. ....	106
Figure 3.24 Propriétés mécaniques des structures ré-entrantes avec différents nombres de cellules suivant la largeur (a) courbes force/déplacement et (b) énergie dissipée/déplacement. ....	107
Figure 3.25 Propriétés mécaniques des structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes avec deux cellules suivant la largeur : a) courbes force/déplacement et b) énergie dissipée/ déplacement. ....	107
Figure 3.26 Propriétés mécaniques des structures anti- et tri-chirales : a) courbes force/déplacement et b) énergie dissipée/déplacement. ....	108
Figure 3.27 Propriétés mécaniques de la structure anti-trichirale en fonction du rayon $r$ : a) courbes force/déplacement et b) énergie dissipée/déplacement. ....	109
Figure 3.28 Analyse des données d'émission acoustique d'une structure architecturée à deux cellules ré-entrantes suivant la largeur de l'éprouvette : a) représentation des évènements en Amplitude/Temps b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP). ....	110
Figure 3.29 Analyse des données d'émission acoustique d'une structure architecturée à quatre cellules ré-entrantes suivant la largeur de l'éprouvette : a) représentation des évènements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP). ....	111
Figure 3.30 Observation macroscopique et au MEB des modes d'endommagement des âmes après rupture en traction. ....	112
Figure 3.31 Analyse des données d'émission acoustique d'un sandwich à deux cellules ré-entrantes suivant la largeur : a) représentation des évènements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP). ....	113
Figure 3.32 Analyse des données d'émission acoustique d'un sandwich à quatre cellules ré-entrantes suivant la largeur : a) représentation des évènements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP). ....	114

Figure 3.33 Observation macroscopique et au MEB des modes d'endommagement des sandwichs après ruptures en flexion 3-points.....	115
Figure 3.34 Analyse des données d'émission acoustique d'un sandwich à une cellule ré-entrante suivant la largeur: a) représentation des évènements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP).....	116
Figure 3.35 Analyse des données d'émission acoustique d'un sandwich à deux cellules ré-entrantes suivant la largeur : a) représentation des évènements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP).....	117
Figure 3.36 Caractéristiques moyennes des paramètres d'EA : a) classe 1, b) classe 2 et c) classe 3.....	118
Figure 3.37 Observation macroscopique et au MEB des modes d'endommagement après rupture par indentation d'un sandwich à une cellule ré-entrante suivant la largeur de l'éprouvette.....	119
Figure 4.1 Exemple typique d'une forme d'onde sinusoïdale pour un essai de fatigue. .....	124
Figure 4.2 Courbes représentatives de l'évolution du rapport $F/F_0$ en fonction du nombre de cycles pour différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.....	126
Figure 4.3 Evolution de la charge en fonction du nombre de cycles pour différents nombres de cellules : a) Hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes.....	127
Figure 4.4 Evolution des cycles d'hystérésis des sandwichs pour différents nombres de cellules ré-entrantes suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.....	128
Figure 4.5 Evolution des cycles d'hystérésis pour les sandwichs à une et quatre cellules ré-entrantes suivant la largeur de l'éprouvette.....	128
Figure 4.6 Evolution des cycles d'hystérésis pour les structures sandwiches avec deux cellules ré-entrantes, hexagonales et rectangulaires suivant la largeur : a) 10 cycles, b) $10^2$ cycles, c) $10^3$ cycles et d) $10^4$ cycles.....	129
Figure 4.7 Energie potentielle et énergie dissipée.....	131
Figure 4.8 Evolution de l'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec des structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes et pour différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.....	131
Figure 4.9 Evolution de l'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec différents nombres de cellules suivant la largeur : a) ré-entrante et b) hexagonale.....	132
Figure 4.10 Evolution de l'énergie potentielle en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec des structures de différents nombres de cellules suivant la largeur : a) ré-entrants et b) hexagonales.....	132
Figure 4.11 Evolution de l'énergie potentielle en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec des structures ré-entrantes, hexagonales et rectangulaires et	

pour différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.....	133
Figure 4.12 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec des structures ré-entrantes, hexagonales et rectangulaires et pour différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.....	134
Figure 4.13 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec différents nombres de cellules suivant la largeur et pour deux types de structures architecturées : a) ré-entrante et b) hexagonale. ....	135
Figure 4.14 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec structures ré-entrantes, hexagonales et rectangulaires et pour différents nombres de cellules : a) 1 cellule et b) 4 cellules. ....	135
Figure 4.15 Courbes représentatives de l'évolution du rapport $F/F_0$ en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.....	137
Figure 4.16 Evolution de la charge maximale en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.....	138
Figure 4.17 Courbes d'hystérésis pour différents nombres de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.....	138
Figure 4.18 Courbes d'hystérésis à $10^4$ cycles de fatigue : comparaison entre les sandwichs à structures ATCF4, ATC4 et TC4. ....	139
Figure 4.19 Evolution de l'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.....	140
Figure 4.20 Evolution de l'énergie potentielle en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.....	140
Figure 4.21 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.....	141
Figure 4.22 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.....	141
Figure 5.1 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence pour différentes structures architecturées et différents nombres de cellules suivant la largeur : a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante. ....	147
Figure 5.2 Comparaison des facteurs de perte des structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes pour différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.....	148
Figure 5.3 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cellules dans la structure architecturée suivant la largeur pour trois fréquences : a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante.....	149

Figure 5.4 Exemple d'une réponse en fréquence expérimentale et numérique d'un sandwich soumis à une excitation impulsionnelle.....	150
Figure 5.5 Evolution du facteur de perte expérimentale et numérique d'une structure architecturée ré-entrante en fonction de la fréquence.....	150
Figure 5.6 Evolution du module de Young dynamique en fonction de la fréquence pour différents nombres de cellules dans la structure architecturée : a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante.....	151
Figure 5.7 Comparaison des modules de Young dynamique des trois types de structures architecturée avec différents nombres de cellules en largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules. ....	152
Figure 5.8 Facteur de perte obtenu expérimentalement et numériquement des sandwichs en fonction du nombre de cellules suivant la largeur : a) hexagonaux, b) rectangulaires et c) ré-entrants. ....	154
Figure 5.9 Comparaison des facteurs de perte des sandwichs à structure hexagonale, rectangulaire et ré-entrante en fonction du nombre de cellules suivant la largeur. ....	154
Figure 5.10 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence dans la peau, structure architecturée et le sandwich avec deux cellules ré-entrantes suivant la largeur. ....	155
Figure 5.11 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des sandwichs avec différentes structures : a) hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes. ....	156
Figure 5.12 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de nombre de cellules suivant la largeur des sandwichs pour cinq fréquences et différentes structures : a) hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes.....	157
Figure 5.13 Comparaison des rigidités équivalentes des différents sandwichs pour deux fréquences. ....	157
Figure 5.14 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence des structures chirales : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments. ....	159
Figure 5.15 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence des structures anti-trichirales pour différents rayons.....	160
Figure 5.16 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du facteur de perte en fonction du rayon ( $r$ ) des structures anti-trichirales pour quatre fréquences. ....	160
Figure 5.17 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des structures chirales : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments ....	161
Figure 5.18 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des structures anti-trichirales pour trois rayons ( $r$ ).....	161
Figure 5.19 Facteurs de perte des sandwichs à structures chirales pour quatre fréquences : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments. ....	162
Figure 5.20 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du facteur de perte en fonction du rayon ( $r$ ) des sandwichs avec structures anti-trichirales pour quatre fréquences.....	163

Figure 5.21 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence de la peau, structure architecturée et sandwich pour une structure anti-trichirale et pour deux rayons : a) $r=0$ mm et b) $r=3,2$ mm.....	164
Figure 5.22 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des sandwichs à structures chirales : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments. ....	165
Figure 5.23 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des sandwichs à structures anti-trichirales pour quatre rayons ( $r$ ). ....	165
Figure 5.24 Evolution de la rigidité équivalente en fonction du rayon ( $r$ ) des sandwichs avec structures anti-trichirales pour quatre fréquences. ....	166



## Liste des tableaux

Tableau 1.1 Principales cellules périodiques [6].....	9
Tableau 1.2 Liste d'exemples de fibres végétales et de matrices biosourcés [8]. ....	12
Tableau 1.3 Caractéristiques mécaniques des quelques fibres naturelles [14].....	15
Tableau 1.4 Caractéristiques mécaniques des fibres de lin et les fibres synthétiques [39].....	16
Tableau 1.5 Amplitude d'EA (dB) de différents mécanismes d'endommagement rapportés dans la littérature.....	35
Tableau 1.6 Amplitude d'EA (dB) de différents mécanismes d'endommagement des sandwichs à structures ré-entrantes. ....	36
Tableau 2.1 Propriétés mécaniques des polymères imprimés en 3D (ISO 527) [153]. .....	43
Tableau 2.2 Propriétés principales des fibres de lin [165, 166]. ....	45
Tableau 2.3 Propriétés mécaniques du PLA [177].....	46
Tableau 2.4 Comparaison des propriétés mécaniques du PLA et PLA renforcé de fibres de lin (30%). ....	47
Tableau 2.5 Paramètres d'impression 3D.....	49
Tableau 2.6 Modélisation des cellules architecturées. ....	50
Tableau 2.7 Paramètres géométriques de la structure architecturée hexagonale. ....	52
Tableau 2.8 Paramètres géométriques de la structure architecturée rectangulaire.....	53
Tableau 2.9 Paramètres géométriques de la structure architecturée ré-entrante. ....	53
Tableau 2.10 Paramètres géométriques de la structure architecturée trichirale. ....	54
Tableau 2.11 Paramètres géométriques de la structure architecturée tétrachirale. ....	55
Tableau 2.12 Paramètres géométriques retenus pour la structure architecturée anti-trichirale.....	57

Tableau 2.13 Paramètres géométriques de la structure architecturée anti-tétrachirale. ....	58
Tableau 2.14 Paramètres géométriques de la structure architecturée anti-trichirale ré-entrante. ....	59
Tableau 2.15 Paramètres géométriques de la structure architecturée anti-tétrachirale fléchée. ....	60
Tableau 2. 16 Coefficients pour le calcul du module de Young [194]. ....	69
Tableau 2.17 Coefficients pour le calcul de la rigidité équivalente [195]. ....	69
Tableau 2.18 Propriétés quasi-statiques du composite Lin/PLA imprimé en 3D. ....	76
Tableau 2.19 Propriétés en flexion du composite Lin/PLA [203]. ....	77
Tableau 3.1 Coefficients de Poisson mesurés expérimentalement et numériquement des structures chirales. ....	89
Tableau 3.2 Propriétés élastiques des sandwichs à structures architecturées anti-trichirale. ....	104
<i>Tableau 4.1 Caractéristiques à la rupture des sandwichs avec différentes structures architecturées. ....</i>	<i>125</i>
Tableau 4.2 Caractéristiques à la rupture des sandwichs avec différentes structures architecturées chirales. ....	136
Tableau 5.1 Comparaison entre les valeurs statiques et dynamiques du module de Young pour les structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes. ....	152

## Nomenclature

Lin/PLA	Composite d'acide poly-lactique renforcé de fibres courtes de lin
PLA	Acide Poly-Lactique
PET	Polyéthylène téréphtalate
LPET	Polyéthylène téréphtalate à bas point de fusion
PHA	Polyhydroxyalcanoate
PP	Polypropylène
PE	Polyéthylène
PS	Polystyrène
PC	Polycarbonate
ABS	Acrylonitrile butadiène styrène
CFRP	Composites en polymère renforcés de fibres de carbone
FDM	Fabrication par dépôt de matériau
FA	Fabrication additive
3D	Tridimensionnel
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
STL	Fichier de stéréolithographie
CPN	Coefficient de Poisson négatif

CPP	Coefficient de Poisson positif
VER	Volume élémentaire représentatif
H	Structure architecturée hexagonale
R	Structure architecturée rectangulaire
Ré	Structure architecturée ré-entrante
TC3	Structure architecturée Tri-Chirale
TC4	Structure architecturée Tétra-Chirale
ATC3	Structure architecturée Anti-Tri-Chirale
ATC4	Structure architecturée Anti-Tétra-Chirale
ATCR3	Structure architecturée Anti-Tri-Chirale Ré-entrante
ATCF4	Structure architecturée Anti-Tétra-Chirale Fléchée
$t$	Epaisseur des parois cellulaires des cellules architecturées
$e$	Epaisseur de la structure architecturée
$H$	Hauteur de la cellule élémentaire
$h$	Longueur des parois verticales de la cellule unitaire
$L$	Longueur des ligaments principales de la cellule unitaire
$l$	Longueur des ligaments secondaires de la cellule unitaire
$r$	Rayon du nœud cylindrique
$\theta$	L'angle d'inclinaison des parois
$\beta$	L'angle d'inclinaison des parois
$b$	Largueur des éprouvettes
$d$	Distance entre apuis
$e_p$	Epaisseur des peaux
$e_a$	Epaisseur de structure architecturée
$E$	Module de Young
$E_f$	Module d'élasticité en flexion
$E_p$	Module de Young des peaux
$G_a$	Module de cisaillement de l'âme
$\rho_s$	Densité des structures architecturées
$\rho$	Densité du matériau de base
$\nu$	Coefficient de Poisson
$R_e$	Résistance élastique à la traction
$\sigma_u$	Contrainte ultime en traction

$\sigma_f$	Contrainte Maximale en flexion
$\varepsilon_L$	Déformation longitudinale en traction
$\varepsilon_T$	Déformation transversale en traction
$\varepsilon_p$	Déformation plastique ultime en traction
$\varepsilon_y$	Déformation élastique ultime en traction
$\varepsilon_f$	Déformation maximale en flexion
$\sigma_p$	Contrainte à la rupture des peaux
$\tau_a$	Contrainte à la rupture par cisaillement des âmes
C3D10	Eléments quadratiques tétraédriques
$W$	La déflexion ou flèche
$P$	Charge appliquée
$D$	Rigidité équivalente en flexion
$N$	Rigidité équivalente en cisaillement
$K_b$	Coefficient de déviation en flexion
$K_s$	Coefficient de déviation en cisaillement
$E_p$	Energie potentielle
$E_d$	Energie dissipée
$R_c$	Taux de chargement
$r_c$	Niveau de chargement
$d_{min}$	Déplacement minimal
$d_{max}$	Déplacement maximal
$d_{moy}$	Déplacement moyen
$d_{amp}$	Amplitude de déplacement
$d_{rup}$	Déplacement à la rupture en statique
$F_{0\ max}$	Charge maximale du premier cycle
$F_{max}$	Charge maximale
$N_r$	Nombre de cycles à la rupture
$\eta$	Facteur de perte
$f_i$	Fréquence de résonance du mode i
$(EI)_{eq}$	Rigidité équivalente
FRF	Fonction de réponse en fréquence
HPB	Méthode de la bande passante
$L_x$	Longueur totale des éprouvettes de vibration

$l_x$	Longueur libre des éprouvettes de vibration
$m$	Masse de l'éprouvette
EA	Emission acoustique
DIC	Corrélation d'images digitales
MEB	Microscope Electronique à Balayage
k-moyennes	Méthode des centres mobiles
PDT	Temps du pic d'amplitude
HDT	Bout d'une salve
HLT	Temps mort à la fin d'une salve
$R_{ij}$	Coefficient de Davies et Bouldin
PCA/ACP	Analyse en composantes principales
ASTM D638	Norme standard des essais en traction des plastiques
ASTM C365	Norme standard des essais en compression des sandwichs
ASTM C393	Norme standard des essais en cisaillement de l'âme par flexion de poutre sandwich
ASTM D790-86	Norme standard des essais en fatigue en flexion de sandwich
ASTM E756	Norme standard des essais en vibrations des matériaux composites
ISO 178	Norme ISO, B. Plastiques - Détermination des propriétés de flexion

## Introduction générale

Au cours des dernières années, l'utilisation de structures composites s'est considérablement développée dans de nombreux domaines industriels, notamment l'aéronautique, l'automobile, le génie civil, le loisir et le sport... Ces matériaux composites sont généralement constitués de matrices en polymères renforcées par des fibres. Néanmoins, les composites d'origine synthétique, posent des problèmes écologiques du fait de leur non biodégradabilité et de leur difficulté à être recyclés. Les préoccupations environnementales croissantes sur le remplacement des matériaux conventionnels par des matériaux issus de sources renouvelables fait l'objet d'une grande attention. Par conséquent, les recherches sur les matériaux composites se sont récemment focalisées sur l'étude des bio-composites. Ces matériaux, qui utilisent des fibres naturelles d'origine végétale ou animale comme renfort et des polymères biosourcés comme matrice, présentent une alternative sur le plan environnemental.

Les fibres de lin offrent des propriétés mécaniques spécifiques comparables à celles des fibres synthétiques de verre. L'utilisation d'une matrice biodégradable est également nécessaire pour créer un composite entièrement biodégradable. La résine PLA (acide polylactique) est un liant qui possède de bonnes propriétés mécaniques et convient à divers usages, y compris dans la construction des panneaux sandwichs. Ces structures sandwichs sont de plus en plus utilisées dans les secteurs où on a besoin d'un matériau léger présentant une rigidité élevée dans le plan et en flexion. Le concept de ces structures architecturées sandwichs consiste à recouvrir de deux peaux relativement rigides, résistantes et minces une structure architecturée architecturée légère et épaisse. Cependant, la conception et la construction dépendent d'une caractérisation et d'une compréhension approfondies de la structure architecturée dans son ensemble et des matériaux constitutifs sous des charges quasi-statiques et dynamiques.

Les structures architecturées présentées dans ce travail se présentent généralement sous la forme de matériaux cellulaires composés de cellules périodiques. Les performances multifonctionnelles des structures sandwichs peuvent être améliorées par l'optimisation de l'architecture de l'âme. Les progrès récents des technologies de fabrication avancées, telle que la fabrication additive (impression 3D) retenue dans nos travaux ont permis de fabriquer des âmes cellulaires avec des architectures de formes très complexes. L'utilisation de la fabrication

additive pour produire des structures architecturées offre de nombreux avantages par rapport aux méthodes conventionnelles. Il est maintenant possible de programmer des propriétés multifonctionnelles sur une échelle tri-dimensionnelle en contrôlant la forme et les caractéristiques géométriques de la structure architecturée, auxétiques ou non.

Les structures auxétiques suscitent un intérêt croissant en raison de leurs mécanismes de déformation inhabituels. Elles se caractérisent par un coefficient de Poisson négatif. Ces méta-matériaux présentent des propriétés prometteuses avec leur topologie de matériaux cellulaires. En raison de leur comportement auxétique, ces structures produisent des propriétés mécaniques uniques, telles qu'une résistance accrue à l'indentation, une résistance au cisaillement ainsi qu'une capacité d'absorption d'énergie. L'auxéticité des structures architecturées des sandwichs permet d'améliorer leurs propriétés mécaniques spécifiques, en réduisant le déplacement lors de la flexion et en augmentant le module de cisaillement. Les structures architecturées imprimées en 3D permettent d'absorber de l'énergie tout en offrant une plus grande flexibilité dans le contrôle et l'adaptation de leur réponse aux charges statiques et dynamiques.

Ce travail de thèse a pour objectif de comparer les caractéristiques mécaniques des différentes structures architecturées et sandwichs et de montrer les performances des bio-composites architecturés. Le matériau utilisé est le PLA (acide polylactique) renforcé par des fibres courtes de lin ce qui permet d'avoir un composite biosourcé Lin/PLA. Les propriétés mécaniques de différentes structures architecturées, telles que les nids d'abeille hexagonaux, rectangulaires, ré-entrants et chiraux, sont étudiées. Ces méta-matériaux sont caractérisés par différents nombres de cellules suivant la largeur des éprouvettes et par différents paramètres géométriques de la cellule élémentaire périodique. Les sandwichs sont évalués en fonction de la géométrie de leurs structures architecturées. Différentes études de sollicitation quasi-statique, fatigue et vibratoire sont effectuées sur les structures architecturées, puis sur les composites sandwichs. La technique avancée d'impression 3D est utilisée comme méthode de mise en œuvre, car elle permet une bonne identification des éprouvettes avec le modèle géométrique 3D et réduit le nombre de défauts dus aux moyens de fabrication.

Le premier chapitre présente une revue bibliographique des matériaux composites, des géométries auxétiques, des structures architecturées et des sandwichs, notamment leurs propriétés mécaniques. Tout d'abord, une vue d'ensemble de l'origine des matrices et des

renforts est présentée. Les performances mécaniques de ces composants sont comparées dans la gamme générale des matériaux. Ensuite, une synthèse est fournie sur les différentes architectures d'âmes, la nature des cellules périodiques et les méthodes de fabrication utilisées. Une attention particulière est accordée aux études statique et dynamique menées sur les structures architecturées et les sandwichs. Une synthèse est également fournie sur les principaux mécanismes d'endommagement associés à la technique d'émission acoustique (EA).

Le deuxième chapitre décrit en détail les moyens et méthodes utilisés, notamment le choix du matériau composite (fibre et matrice), le procédé de fabrication additive employé, les structures architecturées, les dispositifs expérimentaux et les modèles numériques. Il présente également les caractéristiques du matériau de base. Le PLA (acide polylactique) renforcé par les fibres courtes de lin (Lin/PLA) est choisi pour l'élaboration des éprouvettes. Ce choix est retenu suite à une étude détaillée menée sur les performances écologiques, mécaniques et dynamiques des matrices et des fibres. La fabrication additive est utilisée comme procédé de mise en œuvre à l'aide d'une imprimante 3D de nouvelle génération avec une étude et optimisation des paramètres d'impression. Cette technique permet d'élaborer de façon correcte différentes formes complexes. Ce chapitre présente également le protocole expérimental de chaque dispositif utilisé ainsi que les modèles éléments finis développés. Une étude statique et dynamique est ainsi menée sur les peaux Lin/PLA imprimées en 3D afin de déterminer leurs propriétés mécaniques. Ces propriétés sont comparées ensuite avec celles données par le fournisseur.

Le troisième chapitre présente une étude sur le comportement en traction des structures architecturées afin d'estimer leurs propriétés élastiques structurelles. Les résultats obtenus par les essais expérimentaux et les simulations par éléments finis sont exposés. Les modules de Young et les coefficients de Poisson sont déterminés et comparés. Des analyses en compression quasi-statique sont effectuées afin de déterminer leurs comportements mécaniques, en vue d'étudier leurs capacités à dissiper l'énergie. Ce chapitre propose une étude de la flexion trois points et de l'indentation des structures architecturées. Plusieurs sandwichs avec différents types de structures architecturées sont testés en flexion 3-points. Dans un second temps, ces sandwichs sont soumis à un chargement d'indentation « linéaire » afin de déterminer leurs propriétés dissipatives. L'objectif de ces études est de montrer l'influence du nombre de cellules suivant la largeur de l'éprouvette, la géométrie de la structure architecturée et l'influence des paramètres géométriques sur la réponse mécanique des sandwichs. Par ailleurs, la plupart de

ces essais sont suivis et contrôlés par des capteurs d'émission acoustique (EA) afin de détecter et d'identifier les mécanismes d'endommagement et leur évolution. Des observations micro et macroscopiques des faciès de rupture sont ainsi effectuées.

Le quatrième chapitre présente une analyse expérimentale du comportement en fatigue des structures sandwichs. Des essais de fatigue sont effectués en flexion 3-points en contrôlant le déplacement. L'objectif de ce travail consiste à comparer les propriétés en fatigue des sandwichs en fonction de leurs structures architecturées. Pour cela, un seul niveau de charge est retenu pour les essais. Les sandwichs sont construits avec différentes structures architecturées, chacune ayant des dimensions géométriques particulières. Pour chaque structure, l'évolution de la charge appliquée en fonction du nombre de cycles est mesurée et les résultats sont comparés entre eux. L'énergie dissipée en fatigue et l'amortissement sont calculés pour chaque structure en fonction du nombre de cycles.

Le cinquième chapitre présente les résultats d'une analyse expérimentale et numérique du comportement vibratoire des structures architecturées et des sandwichs. Ces analyses modales sont menées avec une configuration encastree-libre des éprouvettes. Les structures sont excitées par un marteau d'impact « proche » de la section encastree. La réponse en fréquence est mesurée dans un point « proche » de l'extrémité libre à l'aide d'un vibromètre laser. L'objectif de cette étude est de déterminer, dans un premier temps, la rigidité et l'amortissement des structures architecturées seules. Dans un deuxième temps, chaque structure architecturée est insérée entre deux peaux formant ensemble une structure sandwich (imprimée entièrement en même temps en 3D). Ces sandwichs sont ensuite testés en vibration et comparés en fonction de leurs structures architecturées. En parallèle, un calcul par éléments finis est effectué afin de déterminer les propriétés d'amortissement de chacune de ces structures architecturées.

Dans la conclusion générale, les résultats obtenus au cours de l'étude sont exposés et discutés. Les propriétés inhabituelles des métamatériaux sont mises en évidence et analysées. Enfin, des perspectives pour des recherches futures sont également présentées afin de poursuivre et d'approfondir les travaux réalisés sur ces matériaux architecturés.

# Chapitre 1: Etude bibliographique

## Résumé

Ce chapitre présente un état d'art sur les composites sandwichs biosourcés. Une première partie sera consacrée à la présentation des caractéristiques des principaux constituants des composites biodégradables (renforts végétaux et matrices en polymères végétaux recyclables). Quant à la deuxième partie, l'accent sera porté sur la présentation des différentes architectures d'éco-composites ainsi que sur les méthodes de mise en œuvre correspondantes. La caractérisation du comportement mécanique en statique, en fatigue et en vibration des composites sandwichs, accompagné d'une identification des différents mécanismes d'endommagement est exposée en fin de chapitre.

## **1.1. Introduction**

Cette étude bibliographique porte essentiellement sur les structures en composites biosourcés et biodégradables. Les origines, les caractéristiques ainsi que les propriétés intrinsèques des fibres naturelles et des matrices bio-naturelle sont étudiées. Cette partie s'enrichie également par une discussion des effets des structures auxétiques sur les propriétés mécaniques.

Les matériaux composites, en particulier les sandwichs architecturés, connaissent actuellement un essor important dans la majorité des secteurs industriels. En effet le potentiel élevé de différentes architectures de composites sandwichs, pour des applications structurales, découle essentiellement de leur meilleur ratio rigidité/masse, d'une bonne capacité d'absorption d'énergie ainsi qu'une meilleure durabilité [1]. Ces propriétés sont obtenues grâce aux caractéristiques d'une âme, souvent épaisse et de faible masse volumique, enserrée entre deux peaux rigides et minces à la fois. Néanmoins, la majorité des matériaux utilisés pour l'élaboration de composites sandwichs sont issus actuellement de l'industrie pétrochimique, que ce soit pour les renforts ou les matrices. La volonté de ne plus dépendre d'une ressource dont les réserves s'épuisent et d'utiliser des matériaux plus écologiques, motive le développement et l'usage de biomatériaux [2].

D'un autre côté, l'impression 3D est un outil de l'ingénierie dans le secteur de la fabrication additive des composites architecturés. Ces dernières années, un nombre croissant de machines et de technologies ont été lancées. Une attention particulière a été portée sur les technologies d'impression des composites sandwichs. Ceux-ci sont largement utilisés dans divers domaines industriels à savoir le transport, la marine, le nautisme, l'aéronautique, l'aérospatial et les sports [3].

## **1.2. Généralités sur les composites**

Un matériau composite peut être composé de deux ou plusieurs matériaux assemblés à l'échelle macroscopique. Celui-ci présente l'avantage de regrouper les meilleures caractéristiques de chaque constituant. Il présente des propriétés supérieures à certains composants pris indépendamment, mais selon des directions particulières. Les matériaux

composites se composent principalement de fibres ayant des propriétés mécaniques importantes et d'une matrice ayant des caractéristiques mécaniques relativement faibles. Actuellement, le changement climatique et la diminution des ressources en matières premières fossiles incitent les chercheurs à trouver d'autres alternatives.

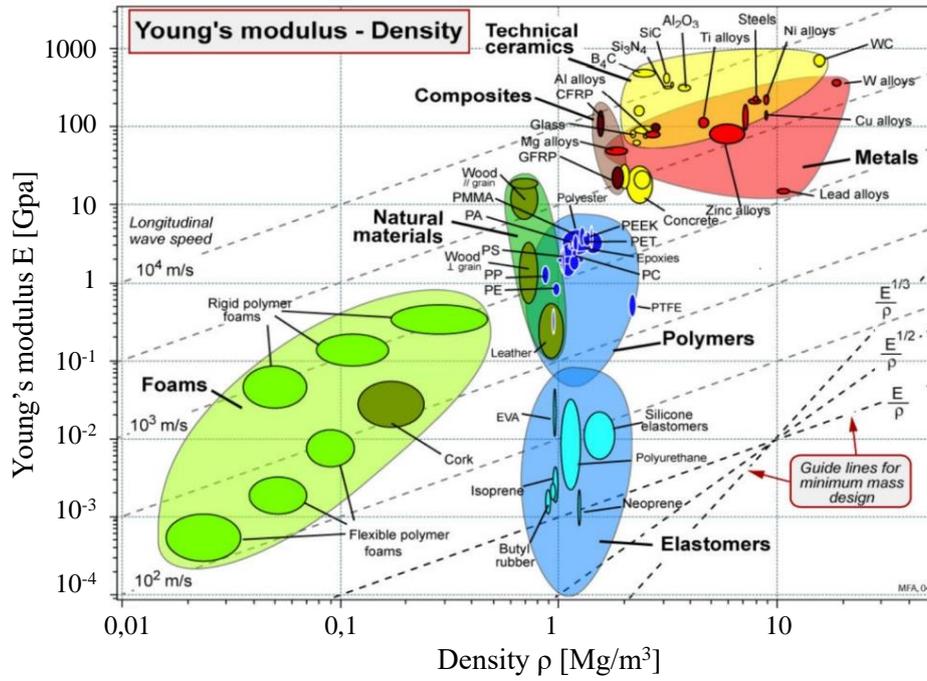


Figure 1.1 Propriétés générales des matériaux : Modules de Young en fonction de la densité [4].

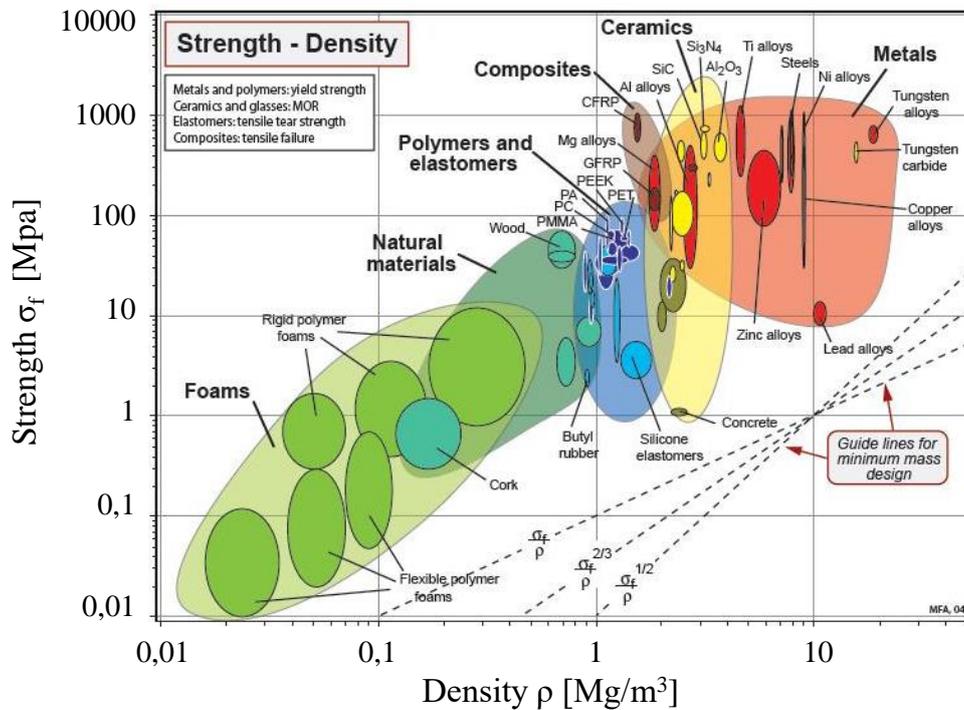


Figure 1.2 Propriétés générales des matériaux : Résistance en fonction de la densité [4].

Dans ce contexte, les bio-composites offrent des performances mécaniques intéressantes dans l'utilisation générale des matériaux en réduisant la consommation de combustibles fossiles tout en respectant les réglementations environnementales. Afin de répondre aux enjeux environnementaux et sanitaires actuels, les composites sont souvent élaborés dans un souci de durabilité et d'impact écologique réduit. Les intérêts économiques liés à la gestion des produits en fin de vie, c'est-à-dire les coûts de recyclage, montrent que la mise en œuvre des fibres naturelles représente une solution d'avenir dans le domaine des matériaux composites. Ainsi, les matériaux éco-composites se présentent soit à base de fibres synthétiques et d'une matrice en polymère, soit un composite entièrement biosourcé [5]. Pour comparer ces matériaux à la gamme de matériaux actuellement disponibles, les diagrammes d'Ashbi représentés sur la Figure 1.1 et la Figure 1.2 montrent les caractéristiques des composites que l'on trouve habituellement dans la littérature par rapport à la gamme générale des matériaux [4]. Il est à noter que les propriétés mécaniques des composites sont généralement similaires à celles des matériaux isotropes, avec une densité plus faible et un coût qui peut devenir compétitif.

### 1.3. Structure sandwich

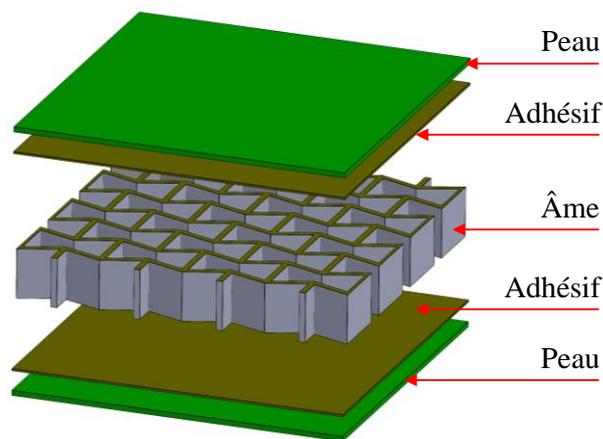


Figure 1.3 composite sandwich.

Les composites sandwichs architecturés (Figure 1.3) sont constitués de deux peaux épaisseurs minces, faites de matériaux ayant généralement une excellente résistance mécanique en traction, collées ou imprimées sur une structure architecturée épaisse réalisée avec un matériau très léger (étant souvent creux) ayant une faible résistance mécanique. L'adhésif, pour des sandwichs composés de plusieurs matériaux, est également un composant qui a une influence importante dans certains matériaux sandwichs. Ce dernier permet une bonne accroche de la structure et une meilleure transmission des contraintes entre les composantes. En raison

de la constitution des matériaux sandwichs, leurs propriétés mécaniques peuvent être adaptées en faisant varier la nature des peaux et la nature des structures architecturées ainsi que leurs épaisseurs.

### 1.3.1. Structures Architecturées

Le rôle essentiel de la structure architecturée dans un matériau sandwich consiste à encaisser les charges de cisaillement. Par conséquent, la topologie de la structure architecturée permet la classification des différentes structures sandwichs. La structure architecturée en nid d'abeille est l'une des architectures couramment utilisées. Les âmes en nid d'abeille, sont des structures souples composées de mailles conventionnelles hexagonales et certaines sont de formes chirales. Les Nids d'abeilles sont des structures anisotropes. Leurs propriétés peuvent varier en fonction de la direction longitudinale ou transversale des cellules, la taille, l'épaisseur des parois, la méthode employée pour la fabrication ainsi que la forme de cellule unitaire utilisée (Tableau 1.1). Ces paramètres structurels ont une influence considérable sur la résistance au cisaillement longitudinal et transversal des structures [6].

	Name	Unit cell		Name	Unit cell
Hexagon based honeycombs	Regular hexagonal		Square based honeycombs	Hierarchical square	
	Hierarchical hexagonal			Hierarchical diamond	
	Tri-chiral			Tetra-chiral	
	Anti-tri-chiral			Anti-tetra-chiral	

Tableau 1.1 Principales cellules périodiques [6].

### 1.3.2. Structures auxétiques

Le terme "auxétique" fait référence à un comportement mécanique de matériau qui est caractérisé par un coefficient de Poisson négatif (CPN). La définition de (CPN) reflète l'effet de la déformation transversale subie par une structure en rapport avec sa déformation suivant la direction de la charge. Pour une direction de chargement longitudinale, une diminution de la section transversale de l'éprouvette engendre un coefficient de Poisson positif (CPP), alors que l'augmentation de la section produit un coefficient négatif. En fait, les structures auxétiques ont

tendance à augmenter de volume lorsqu'elles sont soumises à une charge de traction et à se contracter lorsqu'elles sont soumises à une charge de compression. Dans ce paragraphe, deux réseaux d'architectures sont présentés : les "chiraux" et les "ré-entrants".

### 1.3.2.1. Structures chirales

Ces réseaux sont constitués d'un ensemble de cylindres ou de nœuds auxquels sont connectés des segments (Figure 1.4). En fonction du nombre de ligaments tangentiels à chaque cylindre, deux types de réseaux chiraux sont introduits : les structures tri- et tétra-chirales qui sont respectivement composées de 3 et 4 ligaments tangentiels pour chaque cylindre.

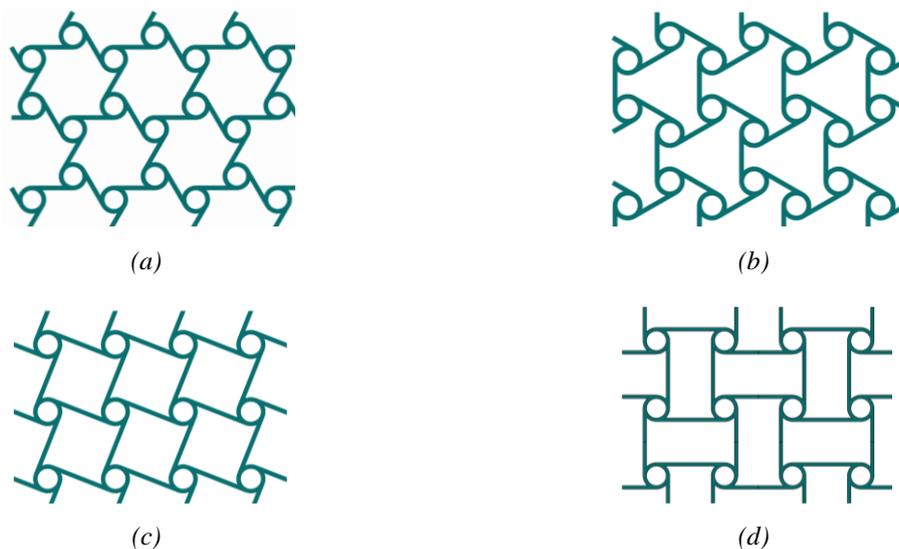


Figure 1.4 Illustration de microstructures chirales : a) tri-chiral, b) anti-tri-chiral, c) tétra-chiral et d) Anti-tétra-chiral [6].

### 1.3.2.1. Structure ré-entrante

Il s'agit de la structure la plus couramment utilisée. Etudiée en 1982 par Gibson et Ashby [7] dans un modèle plan, cette forme a fait l'objet de nombreux travaux à différentes échelles de longueur. Elle est basée sur la structure hexagonale d'un nid d'abeille conventionnel (Figure 1.5). Le paramètre angulaire  $\theta$  de la géométrie peut inverser l'orientation de ses arêtes et définir ainsi l'architecture "ré-entrante".

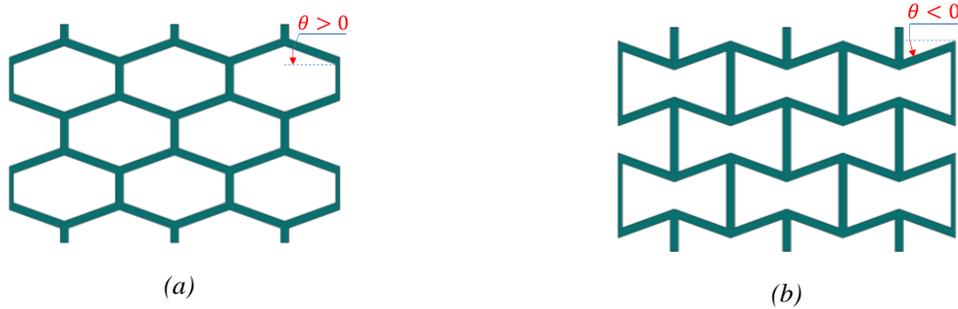


Figure 1.5 Illustration des structures a) Hexagonale  $\theta > 0$  et b) ré-entrante  $\theta < 0$ .

### 1.4. Fabrication additive

À la fin du XXe siècle, une nouvelle technique de fabrication additive des objets est apparue pour la première fois avec le prototypage rapide et la production des modèles à base de matériaux légers en plastique. Par exemple, durant cette période, ces nouveaux procédés de fabrication additive ont connu un tel développement et une telle rapidité qu'ils apparaissent comme étant l'un des piliers essentiels d'une révolution industrielle. (Figure 1.6).

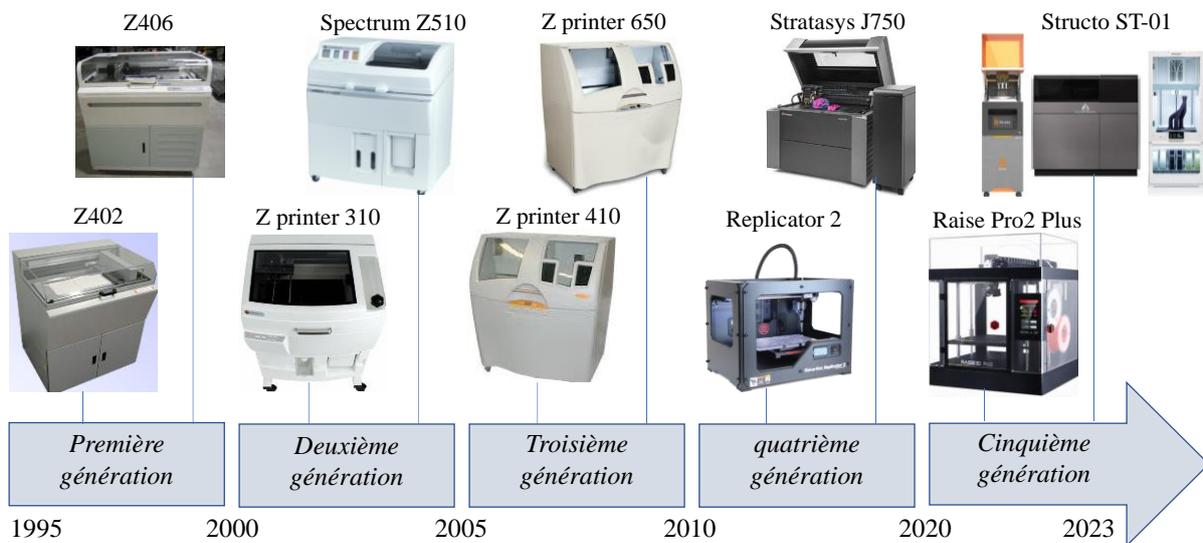


Figure 1.6 Développement des imprimante 3D.

La fabrication additive à l'aide d'une imprimante 3D constitue un ensemble de procédés permettant de fabriquer des pièces tridimensionnelles à base d'un filament. Ce filament peut être en plastique ou un composite à base de matrice/fibre. Les principales étapes pour obtenir une pièce par impression 3D à partir d'un modèle CAO sont :

- Conception du modèle CAO : Elle consiste à concevoir la pièce en utilisant un logiciel de CAO (Conception Assistée par Ordinateur) ou à importer un modèle existant.

- Préparation du fichier du modèle : Le fichier CAO est ensuite exporté dans un format compatible avec l'imprimante 3D utilisée, généralement un format de type STL.
- Importation du fichier STL dans le logiciel de découpe : Le fichier STL est ensuite importé dans un logiciel de découpe (slicer) qui va découper le modèle en tranches (layers) pour la fabrication.
- Configuration des paramètres d'impression : Dans le logiciel de découpe, les paramètres d'impression tels que la densité de remplissage, la résolution, la vitesse d'impression, la température de la buse, etc... sont configurés en fonction de la nature du matériau de la pièce à imprimer et de l'imprimante 3D utilisée.
- Génération du G-Code : Le logiciel de découpe génère ensuite un fichier G-Code qui contient les instructions spécifiques à l'imprimante 3D pour fabriquer la pièce.
- Impression : Le fichier G-Code est transféré sur l'imprimante 3D et la fabrication commence. Les couches de matériau sont déposées successivement pour créer la pièce en 3D.

### 1.5. Matériaux composites biosourcés

La notion de "bio-composite" ou "composite biosourcé" fait habituellement référence à l'utilisation des éléments végétaux ou animaux utilisés comme renfort dans les matrices plastiques naturelles. On parle alors de composites polymères-fibres végétales ou animales. Ces fibres naturelles peuvent être dérivées du bois, des tiges, des fruits, des feuilles, laine, plumes et bien d'autres. Les fibres les plus utilisées sont les fibres de lin, de bois et de chanvre. En ce qui concerne les matrices, une variété de biopolymères sont fréquemment utilisés. Le Tableau 1.2 présente une liste du type de fibres naturelles ainsi que des matrices biosourcées destinées à la fabrication des bio-composites.

Fibres					Matrices	
Bois	Tige	Feuille	Fruit	Herbe	Thermoplastiques	Thermodurcissables
Bois	Lin	Sisal	Coton	Bambou	Amidon	Epoxy
Cellulose	Chanvre	Ananas	Coco	Riz	Polyamide (PA)	Furanes
	Jute	Banane		Miscanthus	Acide polylactique (PLA)	Acrylates
	Ramie	Palme			Polyhydroxyalcanoate (PHA)	

Tableau 1.2 Liste d'exemples de fibres végétales et de matrices biosourcées [8].

### 1.5.1. Différents types de fibres naturelles

Une vaste gamme de renforts existe dont l'origine est naturelle. Cette gamme est destinée à la fabrication de matériaux composites. Cette catégorie de renforts peut exister sous forme des fibres longues ou courtes. Il existe de nombreux types de fibres naturelles, parmi lesquelles les plus courantes sont représentées dans la Figure 1.7. Ces fibres sont classifiées comme suit : fibres libériennes (chanvre, jute, lin, kenaf et ramie), fibres de feuilles (sisal, ananas et abaca), fibres de graines (kapok, coton et coco), fibres d'herbes, de roseaux (riz, maïs et blé) et tout autre fibres (racines et bois...). Ces fibres sont classées en deux catégories en fonction de leur origine animale ou végétale. La principale différence réside dans leur composition. En effet, les fibres végétales se composent le plus souvent de cellulose alors que les fibres animales se composent le plus souvent de protéines.

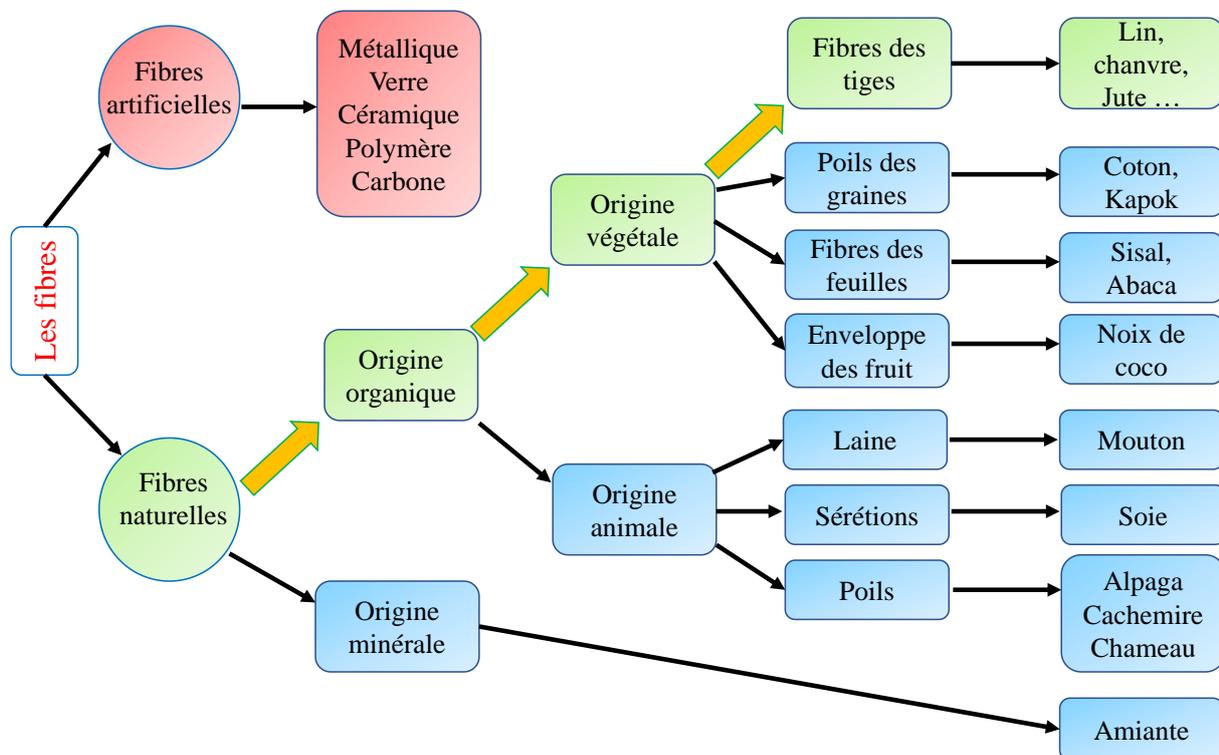


Figure 1.7 Types de fibres naturelles [9].

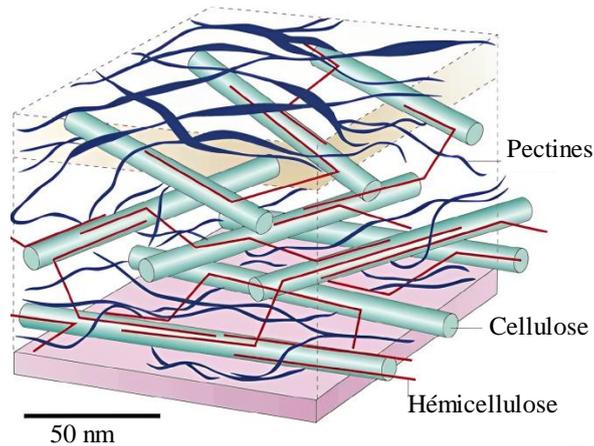


Figure 1.8 Représentation de la paroi primaire composée de cellulose, d'hémicellulose et de pectines [10].

Les performances des matériaux composites renforcés de fibres naturelles reposent sur plusieurs facteurs, comme le type de fibres, dimensions des cellules, leur composition chimique, les propriétés physiques, aussi bien que la qualité de l'adhésion fibres/matrice [11]. Il existe diverses propriétés physiques importantes pour chaque fibre naturelle [12]. En effet, les fibres naturelles (Figure 1.8) sont constituées principalement de cellulose, qui est le composant principal de la paroi cellulaire des plantes. Elles contiennent également des constituants non-cellulaires, tels que la lignine, les hémicelluloses et les pectines, qui ont un impact sur leurs propriétés physiques et mécaniques. La lignine est un polymère complexe qui confère aux fibres leur rigidité et leur résistance à la compression. Les hémicelluloses sont des polysaccharides complexes qui aident à maintenir la structure des fibres en formant des ponts entre les molécules de cellulose. Les pectines sont des polysaccharides qui agissent comme des agents liants entre les fibres. Tous ces constituants non-cellulaires jouent un rôle important dans la formation et les propriétés des fibres naturelles [13].

#### 1.5.1.1. Caractéristiques mécaniques des fibres naturelles

Comme indiqué dans les exemples précédents, il existe des renforcements de différents types et à différentes échelles. Chaque type de renfort est caractérisé par son comportement mécanique. Faruk et al. [14], ont proposé une synthèse des travaux menés sur l'exploitation des renforts à base de fibres naturelles. Ces auteurs ont présenté une comparaison des principales caractéristiques mécaniques des composites en fibre naturelle (Tableau 1.3). Monti et al. [15] ont développé un diagramme de sélection des matériaux (Figure 1.9). Ce diagramme représente la résistance spécifique en fonction de la rigidité spécifique par rapport à la densité des

matériaux. Les résultats présentés sur cette Figure 1.9 montrent que les fibres de lin et de chanvre ont des caractéristiques mécaniques très comparables avec les fibres de verre.

Fiber	Tensile strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Elongation at break (%)	Density (g/cm <sup>3</sup> )
Flax	365-1035	27,6	2,7-3,2	1,5
Hemp	690	70	1,6	1,48
Jute	393-773	26,5	1,5-1,8	1,3
Sisal	511-635	9,4-22	2-2,5	1,5
Ramie	560	24,5	2,5	0,7-1,55

Tableau 1.3 Caractéristiques mécaniques des quelques fibres naturelles [14].

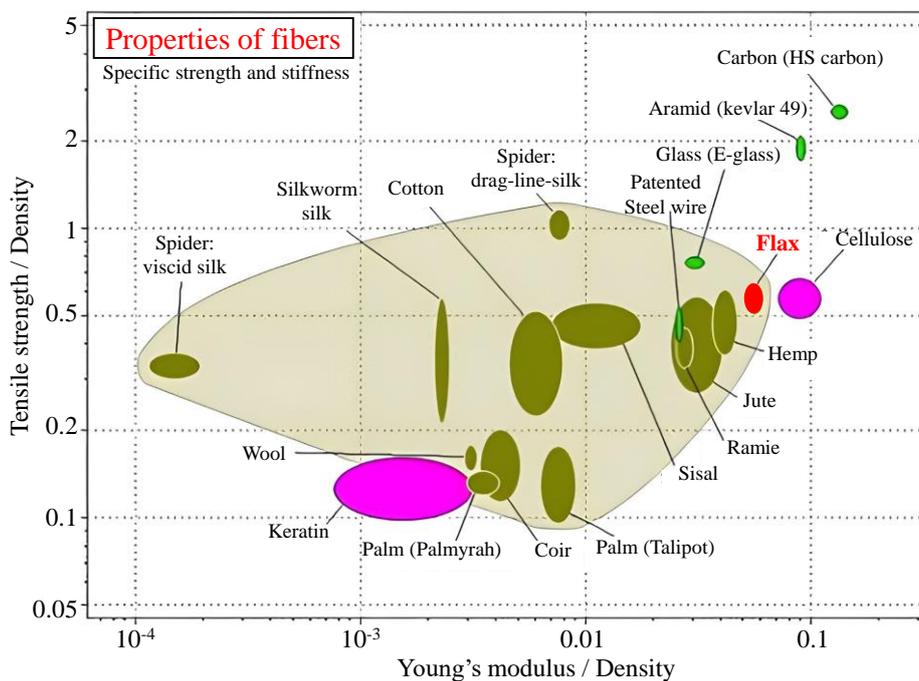


Figure 1.9 Diagramme de choix des matériaux à fibres naturelles [15].

Les fibres issues de végétaux sont en effet plus intéressantes et présentent des propriétés presque similaires à des fibres synthétiques [16, 17]. Il existe différentes études menées sur les fibres de kenaf [18, 19], de lin [20, 21] ou de sisal [22, 23]. Diverses fibres ont été utilisées pour la fabrication de composites en tant que ressources renouvelables et durables. Il existe ainsi plusieurs travaux sur les composites renforcés par le chanvre [24, 25], du bambou [26, 27], de l'alfa [28], ou du jute [29, 30]. Quelques études ont utilisé des fibres naturelles comme âme dans des panneaux sandwichs [31–34]. Il a été démontré que les caractéristiques mécaniques en flexion et en traction de ces matériaux sont plus élevées que celles des matériaux composites stratifiés à partir des mêmes fibres naturelles. D'autres auteurs [35–38] ont étudié des structures sandwichs composées d'âmes fabriquées avec des capsules de bouteilles.

	Lin	Verre E	Aramide	Carbone
Densité D	1,45	2,54	1,45	1,94
$\sigma_R$ (MPa)	1340	2200	3000	3920
$\varepsilon_R$ (%)	3,3	3	4,5	0,7
E (GPa)	58	72	135	588
E/D (GPa)	38	28	93	303
$\sigma_R/D$ (MPa)	875	866	2100	2020

Tableau 1.4 Caractéristiques mécaniques des fibres de lin et les fibres synthétiques [39].

Le Tableau 1.4 présente les performances mécaniques des fibres de lin en comparaison avec les fibres synthétiques [39]. Ces résultats montrent que les fibres synthétiques ont de meilleures performances que les fibres de lin en ce qui concerne la contrainte à la rupture et le module de Young. Par contre, si l'on rapporte ces valeurs à la densité des fibres, on constate que les fibres de lin sont en concurrence avec celles de verre.

#### 1.5.1.2. Les défauts structuraux

Les défauts naturels des fibres végétales (Figure 1.10) sont les conséquences des variations importantes des morphologies, des compositions chimiques et des contraintes mécaniques [40]. Les fibres de lin comportent des défauts correspondant à une légère désorientation des fibres par rapport à leur orientation principale (Figure 1.10). Ils se répartissent de manière hétérogène avec un nombre de fibre variable selon la variété de la plante. Certains de ces défauts, dits "dislocations", sont dus à des contraintes au cours de la croissance [41] et à la libération ou à l'apparition de toute nouvelle contrainte lors du teillage de la tige [42]. La majorité des défauts apparaissent sur la surface de la fibre sous la forme d'une "bosse" localisée. Ces défauts doivent être pris en compte, car leur présence influe sur les propriétés mécaniques de la fibre, puisqu'ils constituent des " zones de faiblesse " dans les fibres de lin [42, 43]. Cependant, d'après certains auteurs, il n'existe aucune influence directe du nombre de défauts sur les propriétés mécaniques des fibres de lin [43, 44]. C'est plutôt la taille des défauts qui influe sur les propriétés mécaniques [24].

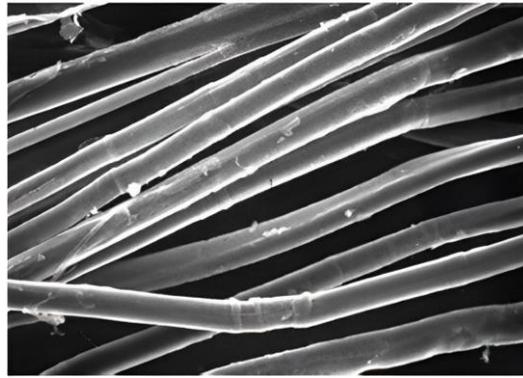


Figure 1.10 Défauts structuraux sur des fibres de lin [45].

Plus précisément, la rupture est causée par le défaut le plus fragile plutôt que par le nombre de défauts. Par ailleurs, les propriétés mécaniques des fibres naturelles présentent des écarts importants dans le même échantillon. Certains auteurs ont ainsi utilisé le modèle Weibull pour établir la répartition des propriétés mécaniques dans les fibres [46, 47].

## **1.5.2. Les matrices d'origines naturelles**

### *1.5.2.1. Rôle de la matrice dans un composite*

La matrice a pour rôle de maintenir les fibres et d'agir comme un liant dans le composite. Elle permet le transfert des contraintes entre les fibres et le maintien de ces dernières à leurs positions ainsi qu'à leurs orientations. La matrice protège aussi le composite face aux agressions extérieures et impose la température limite d'utilisation. D'autre part, pour atteindre les propriétés mécaniques et performances souhaitées, la résine doit, à sa configuration finale (solide), être totalement imprégnée dans les espaces inter-fibres avec le minimum possible de bulles d'air. Pour atteindre cette imprégnation, cette résine doit passer une phase liquide, avant d'être polymérisée puis réticulée par une activation thermique et/ou chimique pour une réaction de liaison entre les monomères utilisés. La température nécessaire à l'activation de cette réaction définit la température limite d'utilisation du composite qui entraîne une diminution des propriétés mécaniques et une dégradation de l'intégrité structurelle si elle est dépassée. En effet, les conditions d'utilisation du composite, liées au type de résine considéré. Dans cette logique, les composites sont classés en fonction du type de résine utilisé. Dans le cas des composites en matrice organique, on trouve les résines thermoplastiques et les résines thermodurcissables, ces dernières couvrant environ 70 à 75 % des besoins en composites de haute performance.

### 1.5.2.2. Les matrices utilisées pour les éco-composites

Compte tenu des problèmes environnementaux et de la limitation des ressources en combustibles fossiles, il est de plus en plus important de trouver une alternative aux matrices conventionnelles. Ainsi, les plastiques biosourcés, qui sont composés de ressources durables, ont connu une véritable renaissance ces dernières années. Ces biopolymères d'origine végétale constituent généralement la paroi cellulaire de la plante comme la lignine et la cellulose [48–50]. Ils servent ainsi des réserves pour la croissance de la plante [51]. On peut par exemple citer le cas de l'amidon. Ces polymères sont obtenus directement à partir des plantes. Des monomères peuvent également être obtenus de la plante après des transformations chimiques et/ou enzymatiques de ces molécules [52–54]. La polymérisation de ces monomères permet d'obtenir des polymères qui sont, comme on le dit, d'origine végétale. Les micro-organismes, produisent, par fermentation de molécules d'origine végétale, des polymères appelés biopolymères [55–57]. La Figure 1.11 montre les voies d'obtention des biopolymères végétaux.

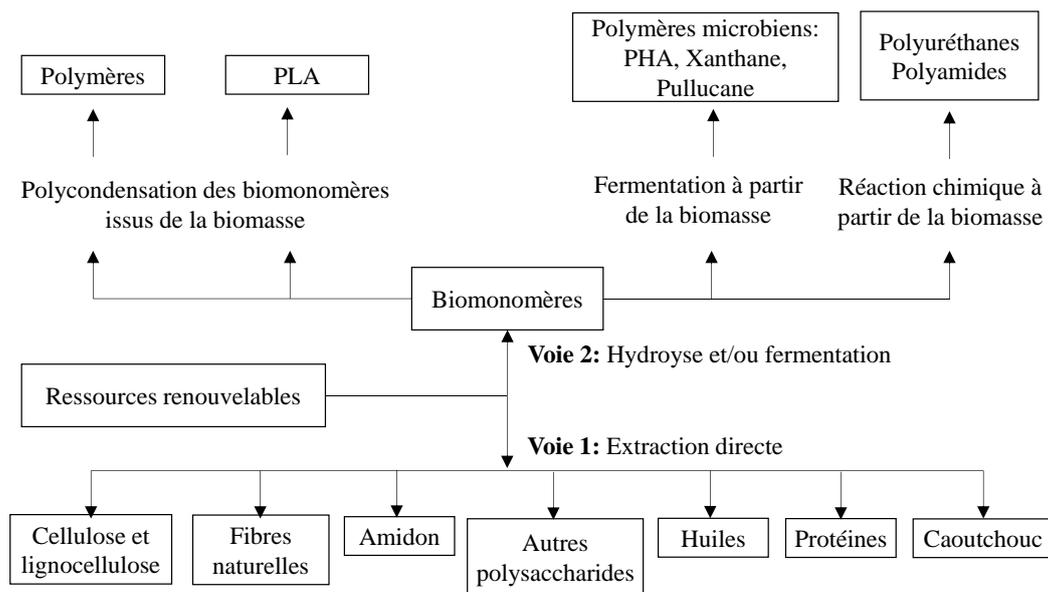


Figure 1.11 Voies d'obtention des biopolymères végétaux [58].

### 1.5.2.3. Caractéristiques mécaniques

Les matériaux composites sont conçus entre autres pour améliorer les performances mécaniques, notamment en termes d'amortissement des structures tout en conservant d'autres fonctions structurelles primaires.

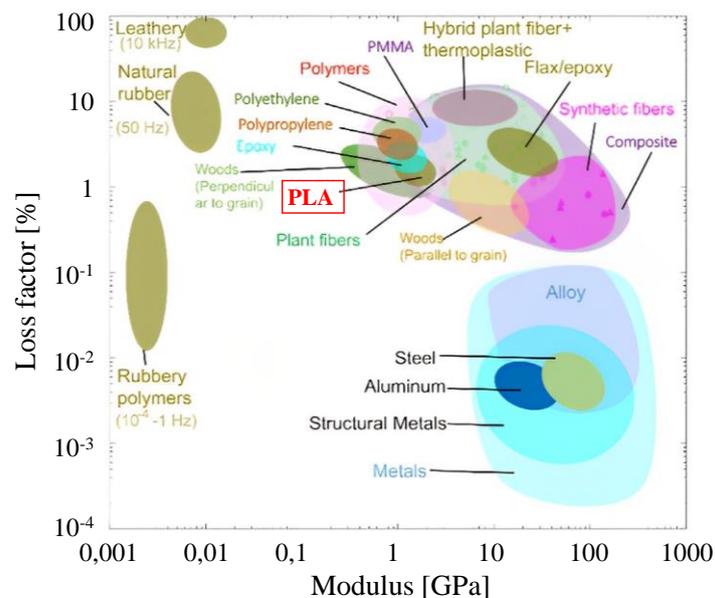


Figure 1.12 Diagramme d'Ashby : facteur de perte en fonction du module [59].

La composition chimique des polymères se traduit par une faible rigidité et un facteur de perte relativement élevé. Liu et al. [59] ont élaboré, à partir de la littérature disponible, un diagramme qui montre les performances mécaniques des polymères et les fibres végétales en particulier l'amortissement et la rigidité par rapport à des matériaux synthétiques (Figure 1.12). En effet, les sources de dissipation d'énergie dans les composites à base de polymères renforcés de fibres sont assez bien décrites et documentées dans la littérature [60–63]. Ces sources comprennent principalement (i) la nature viscoélastique de la matrice et le fibre (ii) l'amortissement dû aux interphases, et (iii) l'amortissement dû aux comportements inélastiques et irréversibles tels que l'endommagement et/ou la plasticité.

#### 1.5.2.4. Recyclabilité

Les thermoplastiques sont des polymères dont les chaînes moléculaires sont linéaires et qui peuvent être fondus et moulés à plusieurs reprises sans subir de dégradation chimique. La capacité de ces polymères à se cristalliser à l'état solide, leur confère des propriétés physiques spécifiques telles que la rigidité, la dureté et la résistance à la chaleur. Ce type de matériau peut être recyclé. Les thermoplastiques les plus répandus sont le polyéthylène (PE), le polystyrène (PS) ou encore le polypropylène (PP). Il existe également des thermoplastiques biosourcés comme l'acétate de cellulose [64] ou l'acide polylactique (PLA) [65]. Ces matériaux constituent une solution aux problèmes environnementaux. La combinaison de ces matrices avec les fibres végétales permet de produire des composites biodégradables et recyclables [5, 66].

## 1.6. Comportement mécanique des bio-composites architecturés

L'utilisation des matériaux composites à fibres naturelles se développe dans de nombreux secteurs tels que l'automobile, la plasturgie et la construction...etc. En effet, les fibres naturelles présentent des propriétés mécaniques spécifiques équivalentes aux fibres de verres par exemple. Elle présentent de nombreux atouts si l'on s'intéresse aux impacts environnementaux [67, 68]. Il s'agit de ressources renouvelables, biodégradables, neutres en émissions de CO<sub>2</sub> dans l'atmosphère et requérant peu d'énergie pour être produites [68]. De nombreux travaux ont été menés pour analyser leur comportement mécanique et leur endommagement [69, 70]

### 1.6.1. Comportement en statique

Le comportement en statique des composites architecturés est étudié dans plusieurs travaux [6, 71–73]. Notamment, les propriétés élastiques en traction/compression des structures auxétiques et conventionnelles. Le coefficient de Poisson des architectures chirales et ré-entrantes est étudié expérimentalement et par éléments finis par Alderson et al. [74, 75]. L'évolution des constantes élastiques en fonction de la densité relative et la géométrie des nids d'abeilles est étudiée par plusieurs auteurs [72, 76–82]. Montgomery-Liljeröth et al. [83] ont définie trois groupes de nids d'abeilles auxétiques. Pour chaque groupe, le coefficient de Poisson, le module de Young nominal et le module de cisaillement sont examinés. Ainsi, une formulation unifiée et cohérente est fournie pour toutes les structures examinées afin de pouvoir les comparer entre eux.

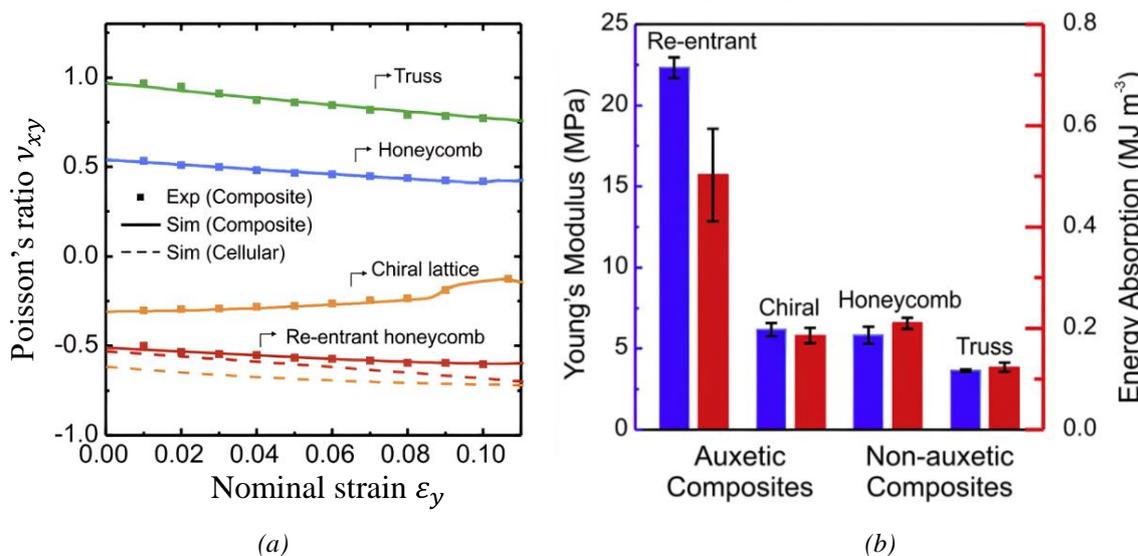


Figure 1.13 Propriétés statiques des structures : a) coefficient de Poisson et b) module de Young [84].

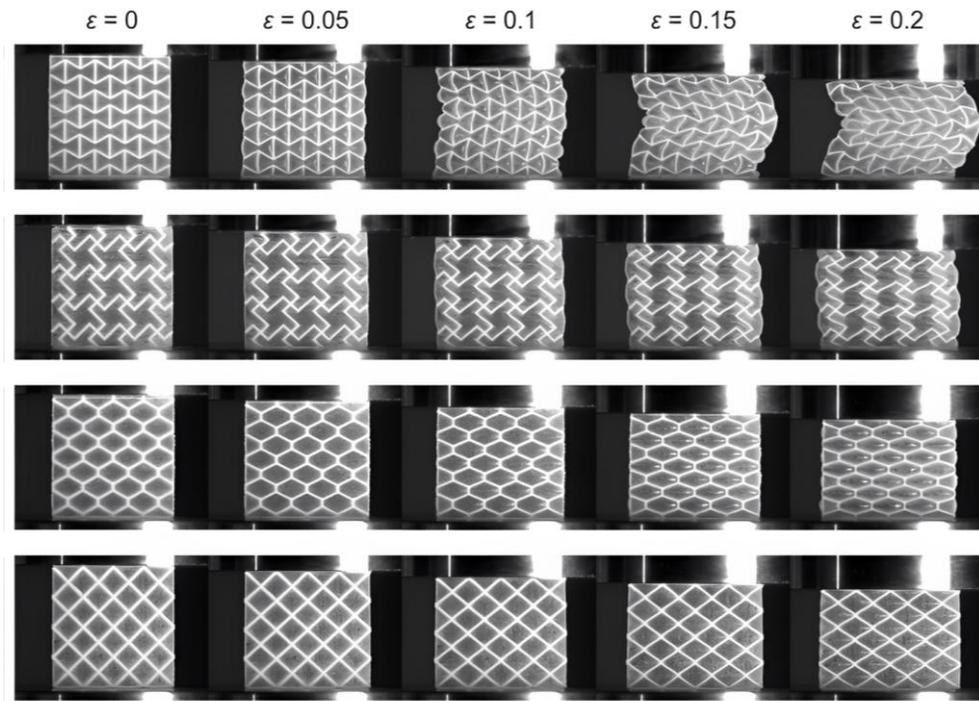
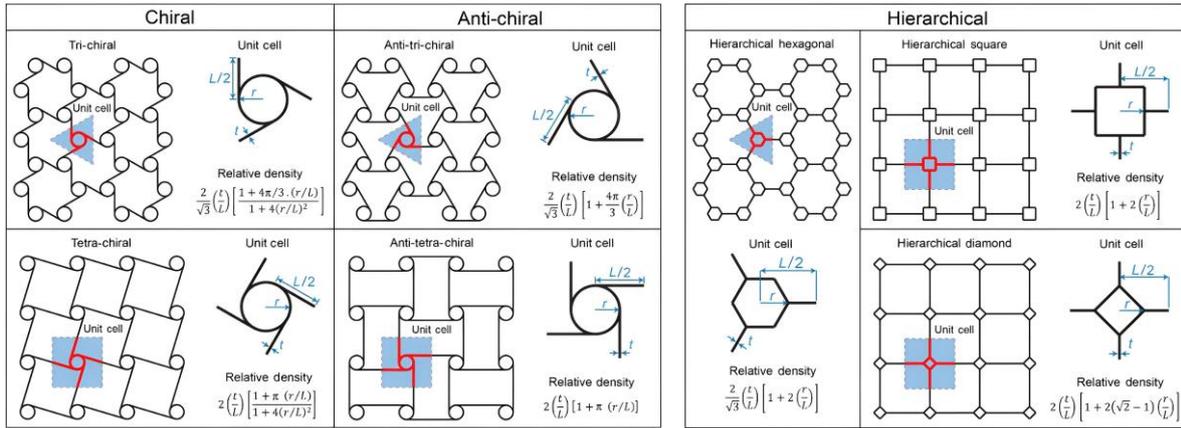


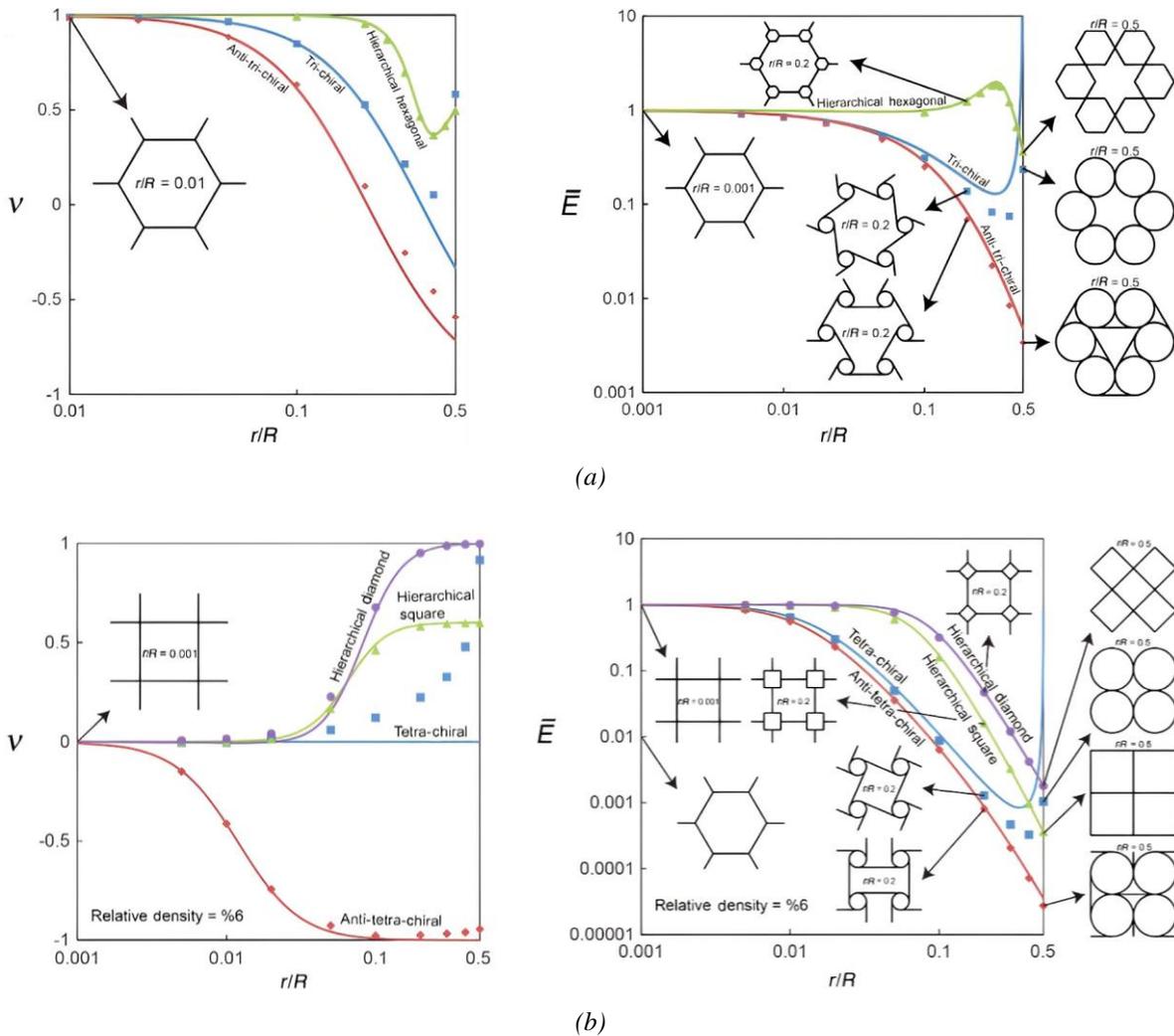
Figure 1.14 Déformation des structures sollicitées en compression [84].

Li et al. [84] ont utilisé la technique d'impression 3D avancée, permettant la fabrication des composites bimatériaux avec deux types de renfort. Figure 1.13 montre l'évolution des propriétés élastiques des structures en fonction de la déformation nominale. Ces déformations sont obtenues à partir des essais de compression uniaxiale (Figure 1.14). Ces auteurs ont trouvé que les composites fabriqués avec des structures auxétiques présentent une rigidité et une absorption d'énergie améliorées par rapport aux structures non auxétiques sous compression uniaxiale [84]. Ils ont trouvé aussi que le comportement auxétique peut être utilisé pour ajuster la rigidité et l'absorption d'énergie des composites.

Mousanezhad et al. [6] ont développé des expressions pour calculer les modules élastiques de plusieurs nids d'abeilles chiraux, anti-chiraux (Figure 1.15.a) et hiérarchiques (Figure 1.15.b) avec des réseaux à base hexagonale et carrée [6]. Le réseau hiérarchique est composé d'un ensemble de cellules périodiques, chacune d'entre elles étant constituée de micro-cellules de même type. Ces auteurs [6] ont constaté que l'introduction d'un raffinement hiérarchique augmente le module de Young des nids d'abeilles hexagonaux et diminue celui des nids d'abeilles carrés (Figure 1.16) [6]. Il a été démontré aussi que l'introduction de la chiralité dans une structure entraîne une diminution de son module de Young et de son coefficient de Poisson (Figure 1.16).



(a) (b)  
 Figure 1.15 Géométries des structures : a) chirales et b) hiérarchiques [6].



(a) (b)  
 Figure 1.16 Evolution du coefficient de Poisson et du module de Young normalisés en fonction du paramètre géométrique,  $r/R$ : a) réseaux hiérarchiques et chiraux à base des hexagones et b) réseaux hiérarchiques et chiraux à base de carrés [6].

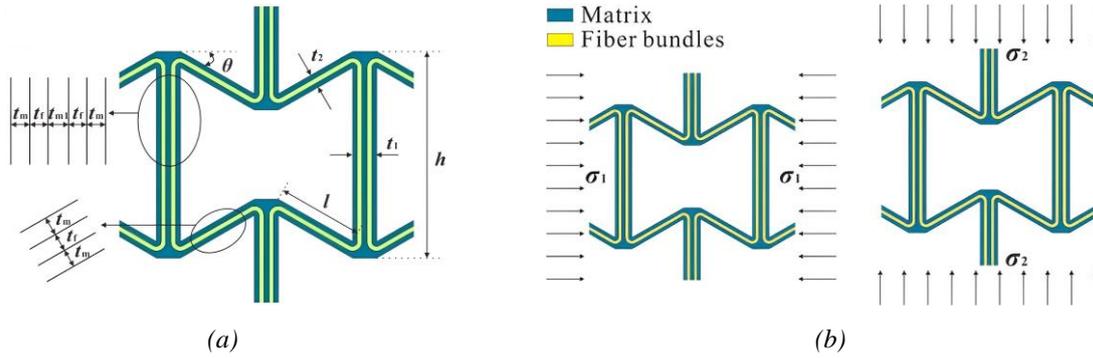


Figure 1.17 a) cellule unitaire du nid d'abeille auxétique et b) modèle de cellule unitaire pour calculer les constantes élastiques dans le plan le long de la direction 1 ( $E_1$  &  $\nu_{12}$ ) et la direction 2 ( $E_2$  &  $\nu_{21}$ ) [85].

Un groupe de nids d'abeilles auxétiques fabriqué en composite thermoplastique renforcé de fibres continues a été conçu et imprimé en 3D par Quan et al. [85]. Des essais de compression uniaxiale dans deux directions de chargement ont été menés pour évaluer les propriétés mécaniques des structures dans le plan (Figure 1.17).

Par la suite, des modèles analytiques et des simulations par éléments finis ont été développés pour étudier les propriétés mécaniques de la structure, notamment le module de Young et le coefficient de Poisson dans le plan selon les deux directions de charge en fonction des paramètres géométriques [85].

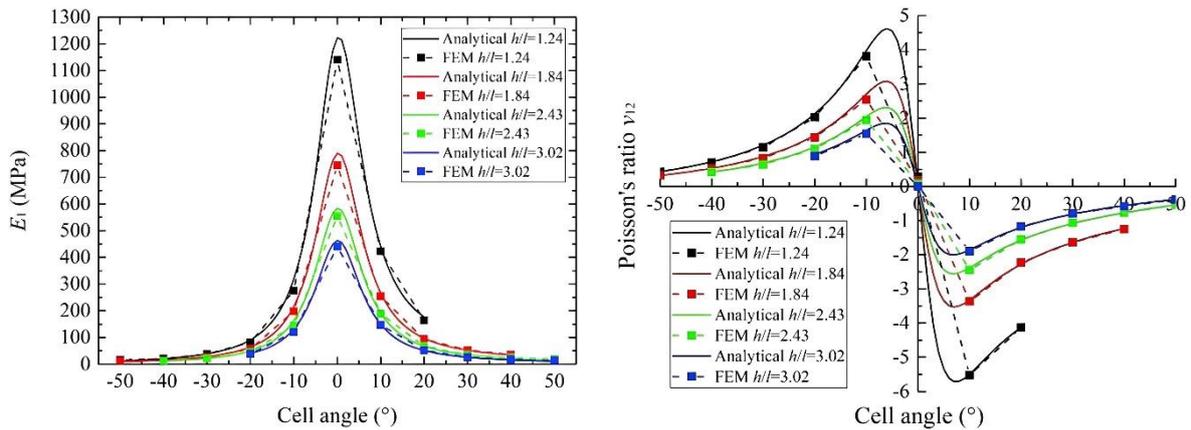


Figure 1.18 Evolution des propriétés élastiques dans la direction 1 ( $E_1$  &  $\nu_{12}$ ) en fonction des paramètres géométriques [85].

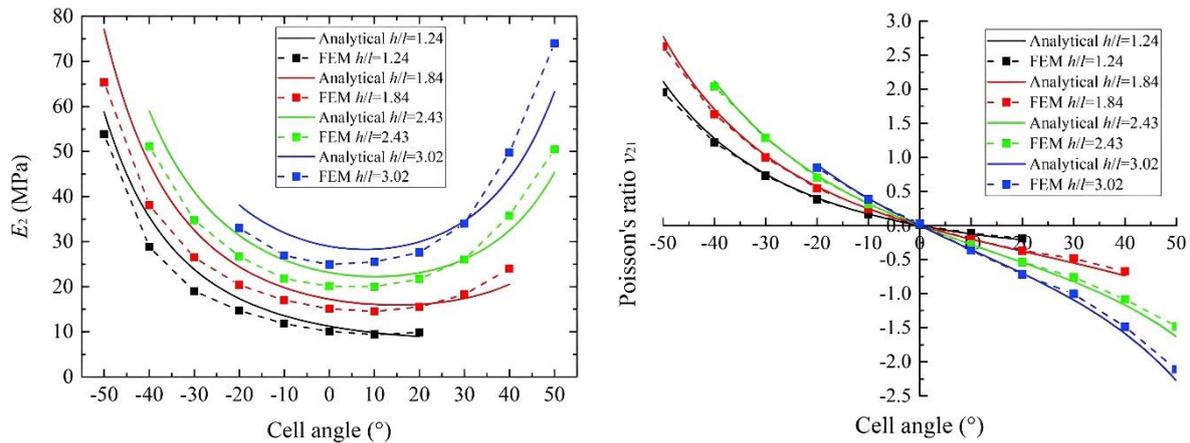


Figure 1.19 Evolution des propriétés élastiques dans la direction 2 ( $E_2$  &  $\nu_{21}$ ) en fonction des paramètres géométriques [85].

Les résultats présentés sur la Figure 1.18.a montrent que le module  $E_1$  diminue avec l'augmentation de  $h/l$ . Il augmente plus rapidement lorsque l'angle de cellule s'approche de  $0^\circ$ , qu'il soit positif ou négatif [85]. La Figure 1.18.b indique que lorsque l'angle de cellule est négatif, le coefficient de Poisson  $\nu_{12}$  est positif et augmente d'abord, puis diminue avec l'augmentation de l'angle de cellule [85]. Cela a conduit à une valeur maximale de  $\nu_{12}$  lorsque l'angle de cellule est d'environ  $-6^\circ$ . Pour les angles de cellule positifs,  $\nu_{12}$  est négatif et diminue d'abord, puis augmente avec l'augmentation de l'angle de cellule, ce qui aboutit à une valeur minimale de  $\nu_{12}$  lorsque l'angle de cellule est d'environ  $7^\circ$ .  $\nu_{12}$  diminue avec l'augmentation de  $h/l$  lorsque l'angle de cellule est négatif, mais croît avec l'augmentation de  $h/l$  lorsque l'angle de cellule est positif [85].

La Figure 1.19 présente l'évolution du module de compression  $E_2$  et du coefficient de Poisson  $\nu_{21}$ . Le module de compression diminue puis augmente avec l'angle de cellule, atteignant une valeur minimale lorsque l'angle de cellule est de l'ordre de  $10^\circ$  (Figure 1.19.a). Il augmente lorsque  $h/l$  croît [85]. La Figure 1.19.b montre que  $\nu_{21}$  est positif lorsque l'angle de la cellule est négatif et négatif lorsque l'angle de la cellule est positif.  $\nu_{21}$  croît avec l'augmentation de  $h/l$  lorsque l'angle de cellule est négatif et diminue avec l'accroissement de  $h/l$  lorsque l'angle de cellule est positif [85].

En flexion 3-points, plusieurs études sont menées pour étudier le comportement des sandwichs à structures architecturées fabriqués avec une imprimante 3D [86]. Dans ce cadre, plusieurs chercheurs [87–94] ont principalement étudié l'influence de l'architecture de structures architecturées sur les propriétés en flexion des sandwichs.

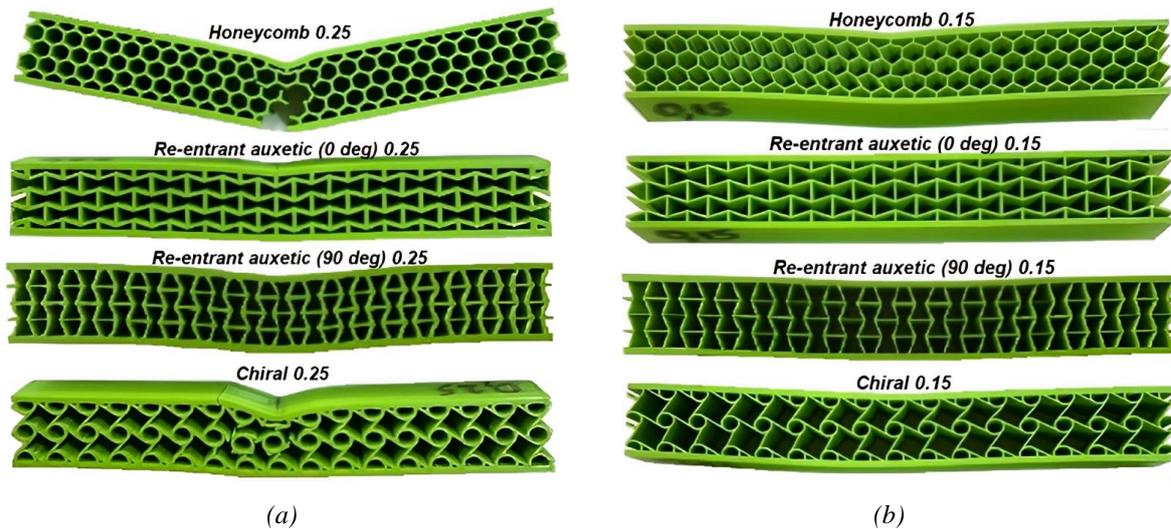


Figure 1.20 Déformations subies par les éprouvettes testées en flexion 3-points a) densité relative = 0,25 et b) densité relative = 0,15 [95].

Indres et al. [95] ont étudié différents types de nid d'abeille conventionnel, ré-entrant et chiral fabriqués en impression 3D. Des essais de flexion trois points sont effectués pour obtenir les propriétés mécaniques des matériaux selon deux densités relatives différentes pour chaque structure. L'influence de la topologie de structures architecturées sur la défaillance est également étudiée. Les résultats de ces essais sont présentés en fonction de la densité relative [95]. La Figure 1.20 montre la déformation des éprouvettes testées après l'essai de flexion et la Figure 1.21 illustre l'évolution de la charge en fonction du déplacement de chaque structure [95]. Comme résultats, la structure sandwich avec une structures architecturées en nid d'abeille de densité relative 0,25 présente la meilleure résistance, avec une force maximale proche de 1,5 kN, et se rompt complètement à une force de 1,2 kN et à un déplacement de 13,5 mm [95]. Cependant, le sandwich avec une structures architecturées chirale et une densité relative de 0,25 est capable de résister à une force maximale de 1 kN. La forme ondulée de la courbe force-déplacement indique une indentation locale sévère de la peau supérieure et une rupture des ligaments des cellules (comme le montre la Figure 1.20) dans la section médiane, où la charge est appliquée [95].

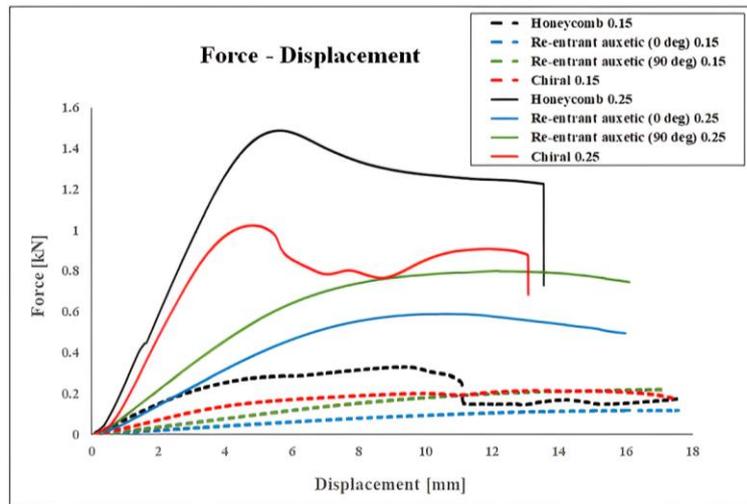


Figure 1.21 Variation de la charge de flexion en fonction du déplacement [95].

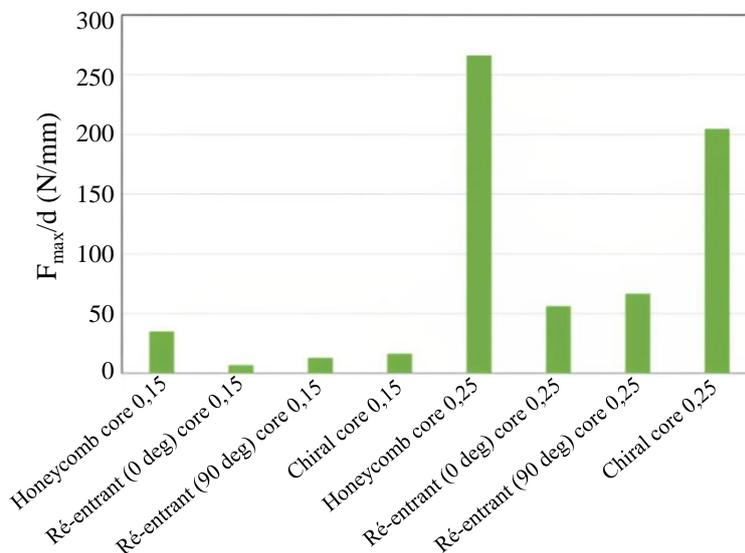


Figure 1.22 Rigidité moyenne en flexion des structures sandwiches [95].

La Figure 1.22 montre les résultats expérimentaux de la rigidité moyenne à la flexion pour chaque topologie et pour deux densités relatives. La rigidité de flexion moyenne est calculée en divisant la force maximale par le déplacement correspondant. Il est à noter une différence importante dans le comportement en flexion des sandwichs pour les deux densités. Le sandwich avec une structures architecturées en nid d'abeille avec une densité relative de 0,25 présente la rigidité la plus élevée suivi du sandwich avec une structures architecturées chirale.

Dans leur études expérimentales et numériques Li et al. [96] ont évalué le comportement de trois types des structures : nid d'abeille ré-entrant, conventionnel et Truss. Les sandwichs testés sont fabriqués à l'aide de la technique d'impression 3D. Des essais de flexion trois points sont

effectués pour déterminer les propriétés mécaniques, y compris la rigidité à la flexion, la résistance et l'absorption d'énergie des composites sandwichs constitués de ces trois matériaux. La Figure 1.23 montre les résultats numériques et expérimentaux de chaque structure étudiée [96]. À mesure que le déplacement augmente, les éprouvettes montrent des défaillances des ligaments, entraînant des chutes significatives des courbes force/déplacement. La Figure 1.23.b et la Figure 1.23.c montrent respectivement les échantillons déformés lors des essais ainsi que les simulations numériques.

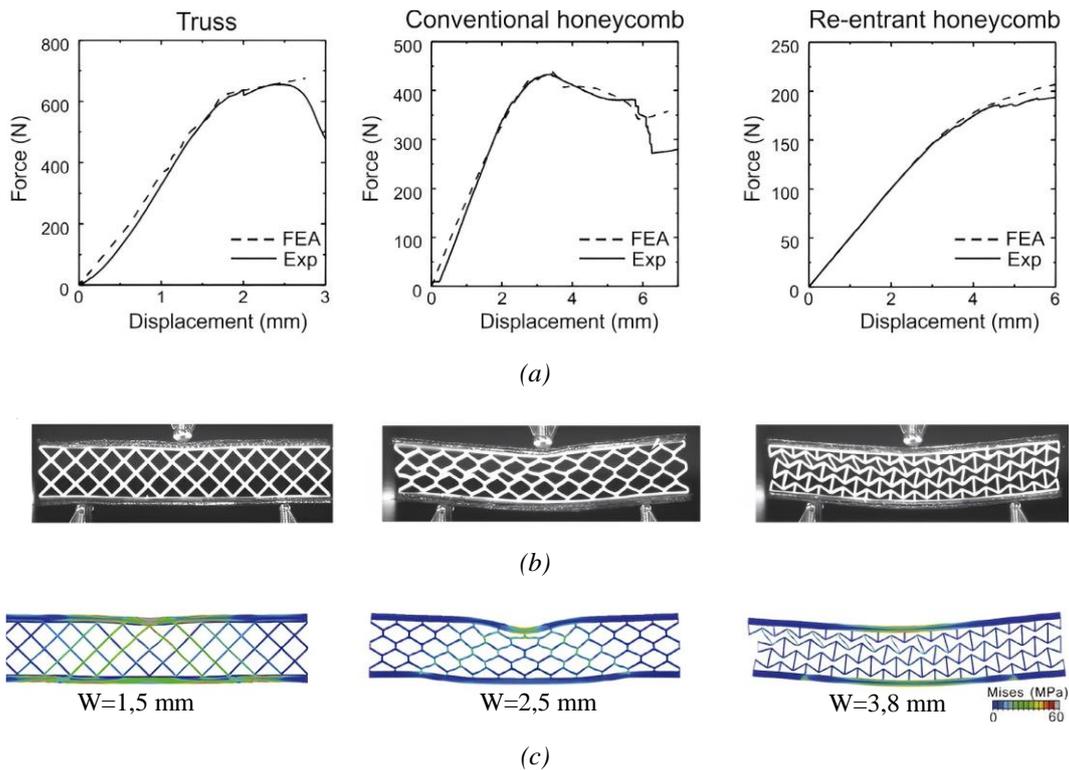


Figure 1.23 Réponse mécanique des composites sandwichs en flexion 3-points : a) Courbes force-déplacement, b) déformation expérimentale et c) déformation numérique pour différentes flèches "W" [96].

Le comportement des structures sandwichs soumises à une charge d'indentation est également étudié par Dikshit et al. [97–99]. Ils ont évalué le comportement d'un sandwich fabriqué à l'aide de la technique d'impression 3D. Différentes formes d'indenteurs sont employées. Ils ont constaté que les structures à âmes ondulées supportent davantage les forces d'indentation sous un indenteur à face plate et qu'elles ont une faible résistance sous des indenteurs pointus et coniques. D'autres auteurs [100–102] ont étudié les caractéristiques d'indentation des sandwichs avec des âmes à différentes tailles des cellules. Ils ont trouvé que la rupture des sandwichs se produit par plissement des parois des cellules due aux charges de flambement. Dans une récente étude, Li et al. [103] ont fabriqué quatre groupes de matériaux

composites composés de polymères vitreux comme renforts et d'élastomères souples incompressibles comme matrice. Deux types d'architectures auxétiques et non auxétiques ont été utilisées en tant que structures de renforcement (Figure 1.24). Les tests d'indentation ont été menés en statique et en dynamique. Ces auteurs ont également étudié l'effet du coefficient de Poisson et de la fraction volumique des renforts sur le comportement à l'indentation à l'aide de la simulation numérique.

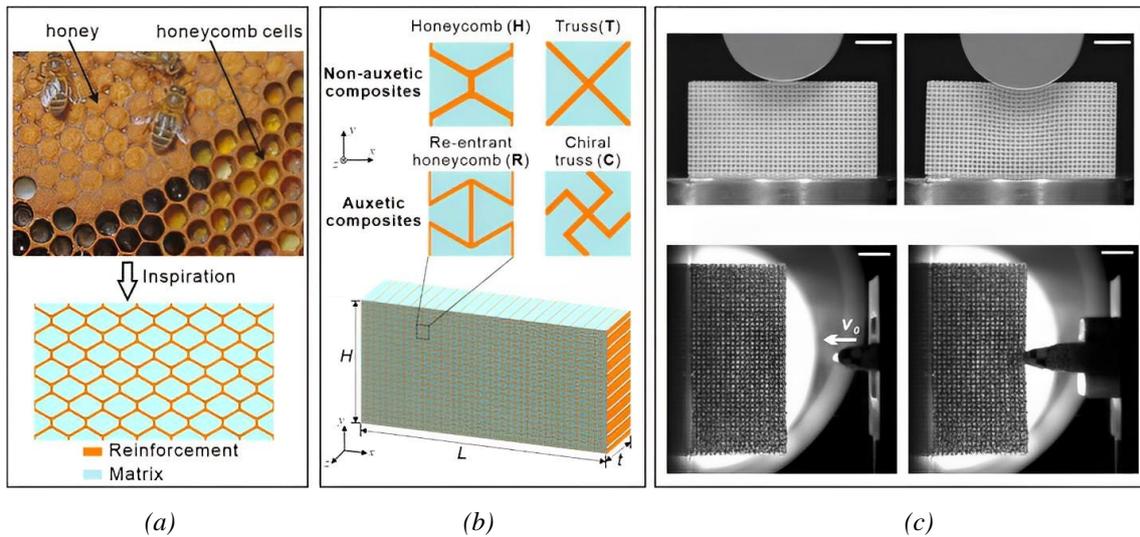


Figure 1.24 a) structures composites bio-inspirées et b) cellules unitaires c) dispositifs de l'essai d'impact et d'indentation [103].

Les résultats de la Figure 1.25.a, montrent l'évolution de la force normalisée  $P$  en fonction de la profondeur d'indentation normalisée [103]. Il est à noter que la topologie de la structure a un impact significatif sur la réponse mécanique globale des composites sandwichs lors de l'indentation. Cependant, la structure architecturée en nids d'abeilles ré-entrants montrent des caractéristiques supérieures aux trois autres.

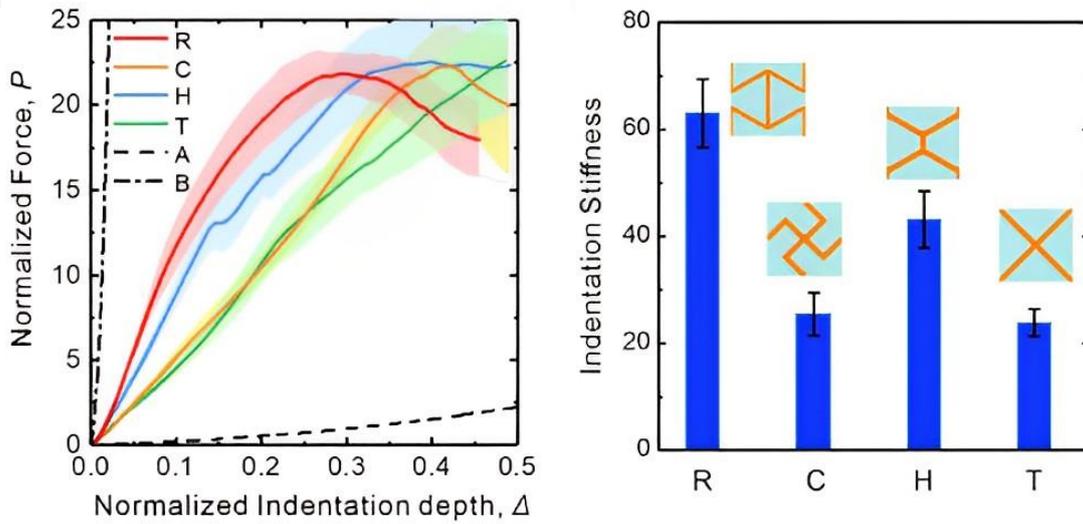


Figure 1.25 a) Evolution de la force normalisée en fonction de la profondeur d'indentation pour quatre structures et b) rigidité d'indentation pour différentes architectures [103].

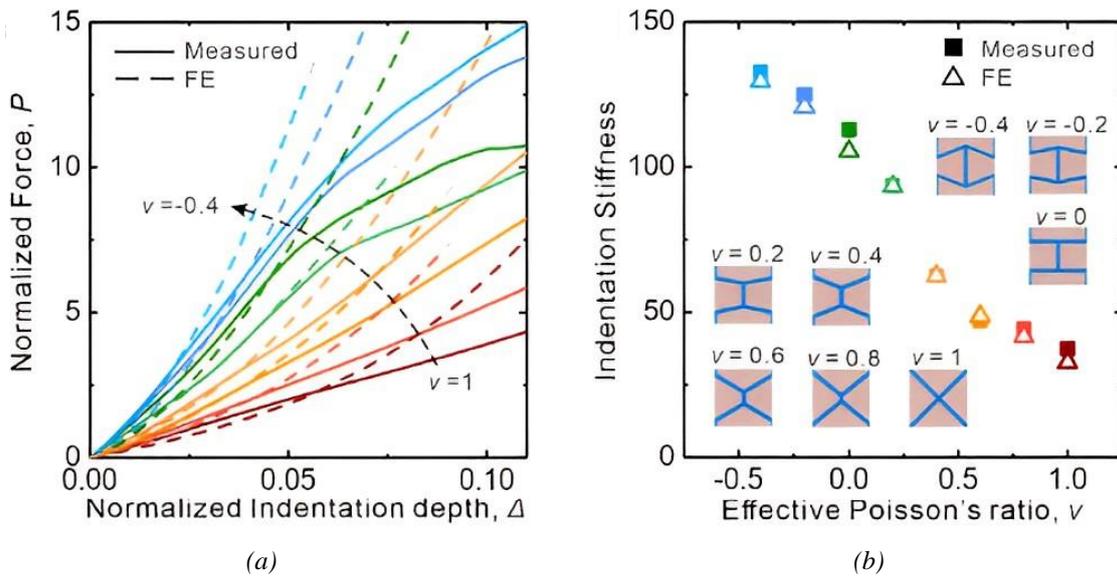


Figure 1.26 Effet du coefficient de Poisson sur les propriétés d'indentation. a) force normalisée en fonction de la profondeur d'indentation des composites en nid d'abeille et b) comparaison de la rigidité d'indentation [103].

Les résultats présentés sur la Figure 1.25.b montrent quantitativement que la rigidité d'indentation des composites en nid d'abeille ré-entrant est 1,4 fois supérieure à celle des composites en nid d'abeille normal, et 2,5 fois supérieure à celle des composites en réseau chiral et truss [103]. Les nids d'abeilles ré-entrants et chiraux sont deux structures auxétiques typiques avec des coefficients de Poisson négatifs, ce qui met en évidence l'avantage d'employer des géométries de réseau auxétique, en particulier les structures ré-entrantes, pour améliorer la résistance à l'indentation des composites [103]. La Figure 1.26 montre une comparaison des

résultats expérimentaux et numériques des propriétés d'indentation des structures avec des coefficients de Poisson qui varient de -0,4 à 1. Les auteurs [103] ont remarqué que les composites renforcés par des structures avec un faible coefficient de Poisson présentent des caractéristiques d'indentation élevées.

### 1.6.2. Comportement en fatigue

Les composites sandwichs à âmes architecturées sont désormais largement utilisés pour de nombreuses applications en raison des avantages qu'elles offrent en termes de résistance, d'amortissement et de rigidité à la flexion [104]. Cependant, l'utilisation de ces structures peut entraîner des problèmes lors de la sollicitation de fatigue. Ainsi, en aéronautique, il a été confirmé qu'environ 80 % des ruptures sont la conséquence d'une défaillance due à la fatigue. Ainsi, l'étude de ce phénomène en vue d'une meilleure compréhension est une priorité. En particulier, les mécanismes par lesquels les défaillances surviennent dans différents types de structures sandwichs doivent être évalués. La topologie de la structures architecturées est un paramètre principal influençant le comportement des composites sandwichs. Plusieurs études ont été menées sur le comportement en fatigue des structures sandwichs [71, 105, 106].

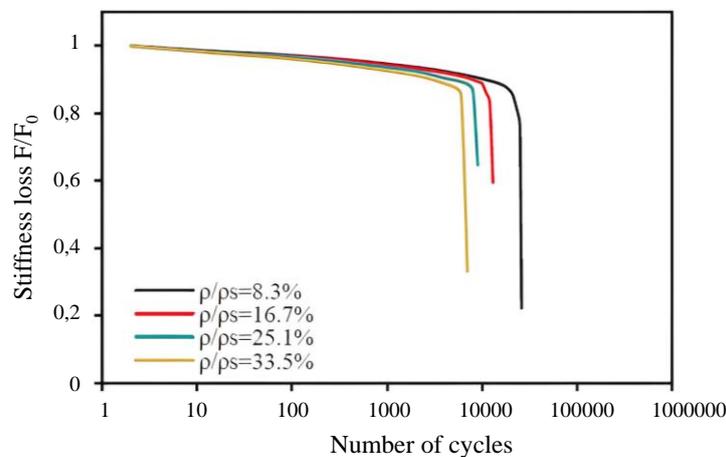


Figure 1.27 Perte de rigidité en fonction du nombre de cycles [89].

Essassi et al. [89] ont testé la réponse à la fatigue des composites sandwichs avec une structures architecturées auxétique de quatre densités différentes en utilisant divers rapports de contrainte. Les sandwichs sont soumis à de charges cycliques en flexion 3-points. Les résultats montrent que les sandwichs ayant une faible densité relative de structures architecturées présentent une plus grande résistance à la fatigue. Lorsque la densité de structures architecturées

est relativement élevée, il en résulte une défaillance après un faible nombre de cycles comme montre la Figure 1.27 [89].

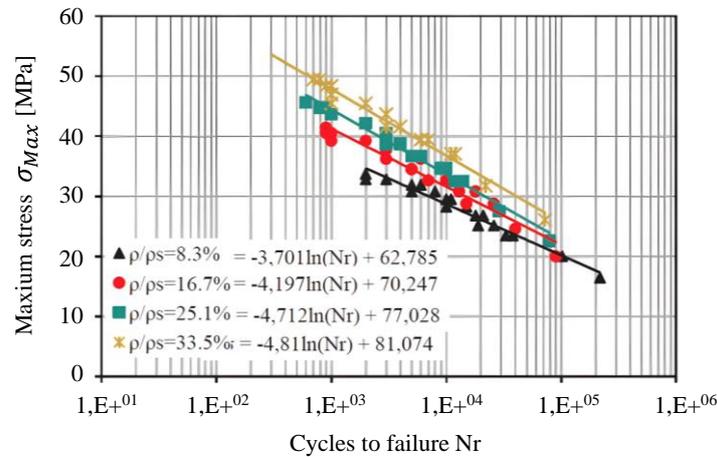


Figure 1.28 Diagramme de Wöhler comparant la performance en fatigue des composites sandwichs avec différentes densités relatives de la structures architecturées [89].

Les auteurs présentent sur la Figure 1.28 les courbes de Wöhler des composites sandwichs avec différentes densités relatives de l'âme. Les résultats obtenus présentent une légère dispersion de la durée de vie. Cette variation peut être attribuée à l'utilisation de l'impression 3D comme méthode de fabrication des matériaux.

### 1.6.3. Comportement vibratoire

Les propriétés vibratoires d'un sandwich dépendent de nombreux facteurs tels que la densité, la rigidité de l'âme, la nature des peaux et leur épaisseur. La modélisation du comportement vibratoire des sandwichs est cruciale pour la conception de structures résistantes aux vibrations et pour minimiser les nuisances sonores par exemple dans les avions, les voitures, les navires et les bâtiments. Diverses études ont été réalisées sur le comportement vibratoire des matériaux composites [107–110]. Cependant, pour une structure soumise aux vibrations permanentes, il convient de prendre en considération l'amortissement intrinsèque du matériau afin de l'optimiser au niveau des composants de la structure. Le contrôle de l'amortissement permet ainsi la réduction des vibrations structurelles, qui sont indésirables et peuvent causer plusieurs problèmes, dont la fatigue structurelle, la propagation des vibrations aux autres systèmes et le bruit dû aux ondes acoustiques.

La Figure 1.29, résumé par Liu et al. [59], montre l'évolution du facteur de perte des composites renforcés en fonction de l'orientation des fibres, qui varie de 0 à 90°. Les résultats

montrent que le facteur de perte diminue lorsque la fréquence augmente. Ce résultat est attribué à la friction interne élevée entre la cellulose et l'hémicellulose causée par la microstructure de la fibre de lin, en particulier à basse fréquence [111–114]. Dans une autre étude effectuée par Rahman et al. [115], le facteur de perte a d'abord augmenté puis diminué avec l'augmentation de l'angle des fibres dans un composite en polypropylène (PP) renforcé par des fibres de lin. Certains auteurs [116, 117] montrent que le facteur de perte maximal des composites en fibres de verre et en fibres de carbone est obtenu lorsque les fibres sont orientées à 45°. Ce phénomène est attribué à l'énergie de déformation due au cisaillement dans le plan, qui est maximale à cette orientation [118].

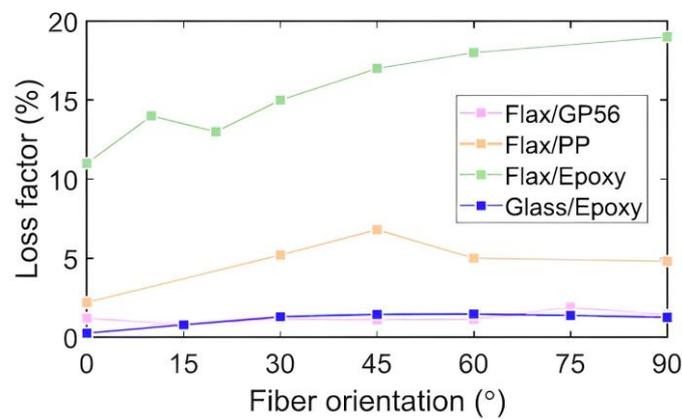


Figure 1.29 Variation du facteur de perte en fonction de l'orientation des fibres dans les composites: lin/GP56 [119], lin/PP [115], lin/époxy [120] et verre/époxy [116].

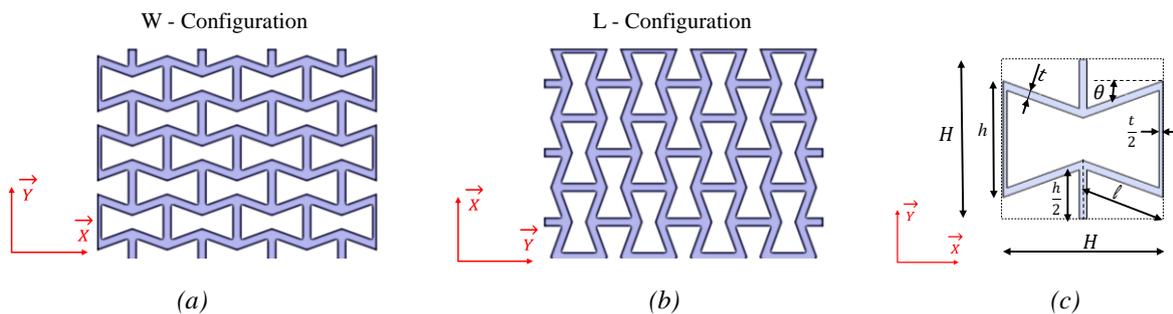


Figure 1.30 Illustration des configurations a) sens W b) sens L et c) géométrie [125].

D'autres études ont été menées sur le comportement vibratoire des structures sandwich et leurs constituants [121–124] démontrant . Essassi et al. [125, 126] ont évalué les propriétés d'amortissement d'un composite sandwich biosourcé en configuration encastree-libre avec une structure architecturée auxétique dont les peaux et des structures architecturées sont fabriqués

à partir du même matériau. Il s'agit de l'acide polylactique renforcé de fibres courte de lin en utilisant la technique d'impression 3D. Dans ce travail, les auteurs ont testé plusieurs sandwichs à base de nid d'abeille ré-entrant suivant différentes directions (Figure 1.30) et plusieurs densités, afin de déterminer leurs effets sur le facteur d'amortissement et la rigidité dynamique.

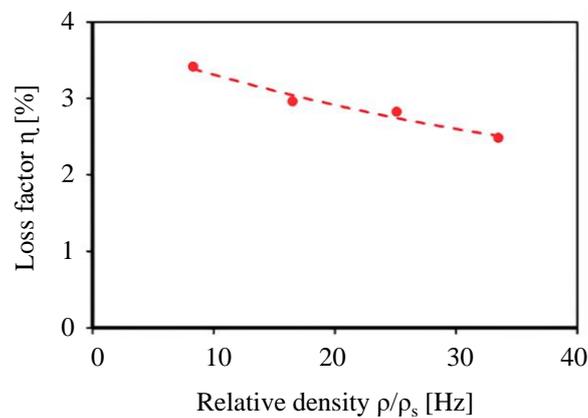


Figure 1.31 Evolution du facteur de perte en fonction de densité relative de la structure ré-entrante [125].

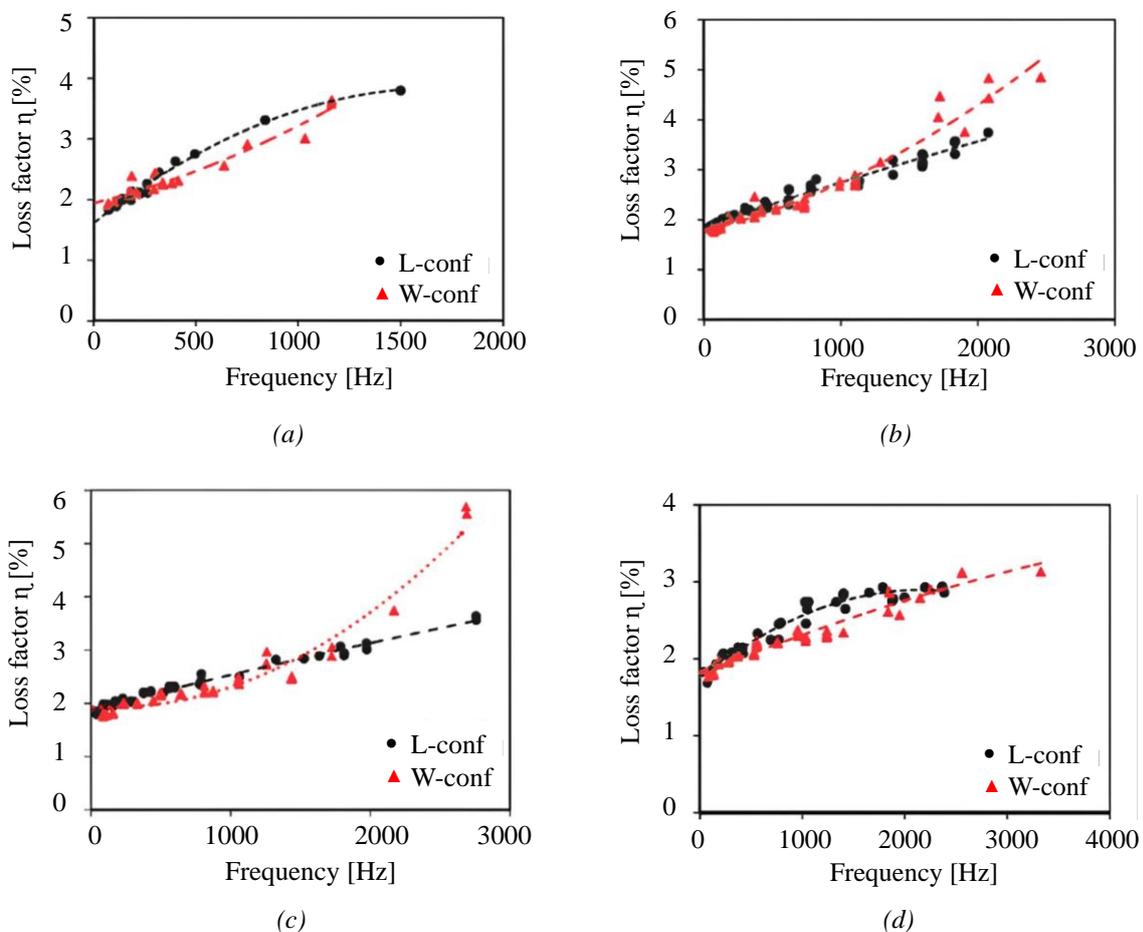


Figure 1.32 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence des configurations L et W pour différentes densités auxétiques relatives: a) 8,3%, b) 16,7%, c) 25,1% et d) 33,5% [125].

Les résultats obtenus dans cette étude sont présentés dans la Figure 1.31. Ces résultats montrent le facteur de perte d'une structure ré-entrante avec différentes densités relatives en configuration L à 1000 Hz. L'augmentation de la densité relative de la structure améliore sa rigidité et réduit les propriétés d'amortissement. Ils ont montré aussi que lorsque la densité relative de la structure auxétique augmente de 8,3% à 33,5%, le facteur de perte diminue d'environ 30%. De plus, une comparaison entre les propriétés dynamiques des configurations L et W montre que la configuration L présente un facteur d'amortissement supérieur à celle de W lorsque la fréquence est inférieure à 1500Hz (Figure 1.32). Au-delà de cette fréquence, la propriété d'amortissement de la configuration W augmente jusqu'à 5,5% à 2800 Hz, tandis que celle de la configuration L augmente progressivement jusqu'à 3,5%.

#### **1.6.4. Contrôle et suivi par émission acoustique**

L'endommagement des matériaux composites se produit à partir de l'apparition de défauts locaux qui ne sont pas visibles à l'œil nu. La technique d'émission acoustique (EA) permet la détection de ces mécanismes d'endommagement dans les matériaux composites [127–129]. Il s'agit d'une méthode de contrôle non destructif fondée sur la surveillance de l'énergie libérée lors de la création de l'endommagement (fissuration, délaminage, rupture des fibres etc ...) sous la forme d'une onde propagée à travers les matériaux [130]. Les signaux EA sont ensuite enregistrés par des capteurs piézoélectriques placés sur l'éprouvette. Divers paramètres peuvent être définis grâce au système d'acquisition : L'énergie, l'amplitude du signal, le temps de monter, la durée sont généralement étudiés [131] et classifiés [16]. La classification des signaux d'EA est suivie par une attribution des mécanismes d'endommagement des différentes classes d'événements obtenus. Cela permet de surveiller en temps réel l'évolution de plusieurs défauts avec une technique de classification non supervisée. Elle permet de grouper les signaux enregistrés sous forme de classes dont les signaux sont mathématiquement similaires. Cette technique est très utilisée aussi pour identifier et caractériser les mécanismes d'endommagement des bio-composites [132, 133]. Bien qu'il existe différents paramètres pour la classification des signaux acoustiques, le paramètre le plus couramment utilisé pour définir les classes d'événements retenues est l'amplitude. Aslan [134] a classifié les événements acoustiques d'un composites à base de polyéthylène téréphtalate à bas point de fusion (LPET) renforcés par des fibres de lin, les événements ayant les énergies et les amplitudes les plus importantes sont associés à la rupture des fibres.

Les modes d'endommagement des composites sandwichs ont fait l'objet de certaines études dans la littérature [135–138]. La méthode de l'EA est utilisée pour détecter l'initiation des dommages dans les composites sandwichs et stratifiés. Les études couvrent une variété de conditions de charge et de configurations d'échantillons tels que la traction, la compression, la flexion 3-points, l'indentation, la fatigue etc... Le Tableau 1.5, résumé par Saeedifar et Zarouchas [139] présente les amplitudes maximales relevé de la littérature pour les signaux d'EA par divers mécanismes d'endommagement dans différents composites. Les variations des valeurs rapportées pour chaque mode d'endommagement peuvent être liées au type de capteur, aux conditions de chargement etc... Indépendamment de ces variations, on peut dire que la fissuration de la matrice est détectée par une amplitude faible, alors que la rupture des fibres est identifiée par une amplitude élevée. Le délaminage et le décollement ont également été identifiés par une amplitude moyenne.

Material	Type of the test	Matrix cracking	Fiber/matrix debonding	delamination	Fiber breakage	Fiber bullout	Refs
Carbon/epoxy	Tensile fatigue	60-77	-	77-90	-	>90	[131]
	Open-hole tensile	40-60	50-70	60-80	80-100	80-100	[140]
	Tensile	60-100	45-65	60-95	60>	-	[141]
	3-points bending	Around 50	-	Around 62	-	-	[142]
Glass/epoxy	Tensile	40-80	50-80	70-100	70-100	70-100	[143]
	Tensile and flexural tests	60-80	-	70-90	-	-	[144]
Glass/polyester	Fatigue bending	40-55	-	55-75	>80	-	[145]
Glass/polypropylene	Tensile and tensile fatigue	40-55	60-65	60-65	85-95	65-85	[146]
Kevlar-woven composite	High strain rate impact	42-48	50-65	-	>80	50-65	[147]
Sandwich composite with CFRP skin	Tensile	80-90	-	-	>90	-	[148]
Sandwich composite with glass/epoxy skins	3-points bending	40-78	-	72-100	95-100	-	[149]

Tableau 1.5 Amplitude EA (dB) de différents mécanismes d'endommagement.

Cependant, Oz et al. [150] ont montré que cette conclusion n'est pas toujours vraie. Ils ont utilisé la corrélation d'images numériques (DIC) et l'EA pour identifier différents modes d'endommagement dans des composites en polymère renforcés de fibres de carbone (CFRP) soumis à une charge de traction. Ils ont corrélé les signaux EA enregistrés aux résultats DIC et ont constaté que la fissuration de la matrice pouvait également produire des signaux à haute fréquence. Ils ont également signalé que l'amplitude des signaux de rupture des fibres dépend

de la position relative du dommage par rapport à la limite de l'échantillon. Le Tableau 1.6 montre les amplitudes maximales relevées des signaux EA pour trois mécanismes d'endommagement d'un composite sandwich à structures architecturées ré-entrantantes. Les variations des valeurs rapportées pour chaque mode d'endommagement sont liées aux conditions de chargement des âmes et des sandwichs.

Material	Type of the test	Matrix cracking	Fiber/matrix debonding	Skin/core debonding	Refs
Bio-composite 3D printed Flax/PLA	Tensile	40-50	50-85	-	[72]
	3-points bending	40-50	50-85	-	[72]
	Fatigue bending	40-50	-	50-80	[89]
	Indentation	40-70	55-80	-	[73]

Tableau 1.6 Amplitude d'EA (dB) de différents mécanismes d'endommagement des sandwichs à âmes ré-entrantantes.

## 1.7. Conclusion

Ce chapitre propose une synthèse bibliographique dans le but de mieux comprendre les propriétés de base et structurelles des matériaux composites, notamment les structures sandwichs et leurs constituants. Cette étude va être utilisée ultérieurement pour le choix de matériaux de base, architectures d'âmes et leurs paramètres géométriques nécessaires à la réalisation de différents types des structures sandwichs. Dans ce contexte, ce chapitre examine de nombreux facteurs qui affectent les propriétés statiques et dynamiques des composites sandwichs, dont la topologie de l'âme, paramètres géométriques, les matrices et les fibres de renforts utilisées en se basant sur des rapports de recherche récents. La littérature montre que les composites à base de fibres végétales ont des propriétés mécaniques importantes, en particulier des niveaux d'amortissement supérieurs à ceux des composites à base de fibres synthétiques. Cela a en effet permis de justifier l'utilisation de composites et structures architecturées entièrement biosourcés.

En revanche, il existe un grand nombre de structures architecturées qui peuvent offrir une gamme importante des comportements comme les comportements auxétiques différents. Plusieurs de ces structures ont fait l'objet des études approfondies dans la littérature, fournissant des indications sur les comportements élastiques, les plages de coefficient de Poisson théoriquement réalisables avec chacune des conceptions. Cependant, aucune comparaison claire n'a été faite pour fournir une indication directe sur les structures qui conviendraient le

mieux à chaque application pratique spécifique. Il convient aussi de se rappeler que la plupart des études publiées sur ces sujets sont principalement théoriques et numériques.



## Chapitre 2: Choix de matériau et méthodes

### Résumé

Ce chapitre se focalise sur le choix des constituants naturels d'un composite sandwich, le procédé de mise en œuvre, les architectures sélectionnées, les méthodes expérimentales et numériques utilisées ainsi que les caractéristiques expérimentales de matériau de base. La sélection de la matrice et des fibres de renforts fait l'objet d'une étude détaillée, basée principalement sur les performances écologiques, mécaniques et dynamiques des matériaux. Ainsi PLA (l'acide polylactique) renforcé par des fibres de lin est choisi pour l'élaboration du composite. La fabrication additive est utilisée comme procédé de mise en œuvre à l'aide d'une imprimante 3D. Cette technique a permis de développer plusieurs architectures avec différents comportements qui sont utilisées par la suite comme structure architecturée dans les sandwichs. Concernant les dispositifs expérimentaux et les modèles numériques, une étude détaillée est menée pour les présenter et expliquer leurs principes. Ce chapitre est achevé par une étude complète des propriétés mécaniques des peaux des sandwichs imprimées en 3D.



## **2.1. Introduction**

Durant ces dernières années, les matériaux bio-composites architecturés sont de plus en plus utilisés dans différents domaines d'application. Ce type de structure vise à obtenir une rigidité élevée et une bonne capacité d'absorption d'énergie tout en maintenant une faible densité. Certaines études ont été réalisées pour améliorer les propriétés mécaniques des structures en nid d'abeilles en optimisant la conception de la structure cellulaire [6, 151, 152]. Cependant, les paramètres géométriques de la cellule unitaire peuvent être adaptés pour avoir des propriétés mécaniques bien ciblées. Ceci permet de fournir un nouvel aperçu pour le développement d'une structure cellulaire de faible poids avec des propriétés mécaniques personnalisables [6, 85].

Dans ce chapitre, Les propriétés mécaniques des composites naturels ont été comparées à celles des composites synthétiques. Ensuite, deux catégories d'architectures d'âmes avec un réseau conventionnel et chiral sont présentées. Chaque structure architecturée possède des paramètres géométriques spécifiques selon sa forme. Une partie de ce chapitre est consacrée également aux dispositifs expérimentaux utilisés et aux modèles numériques développés. Enfin, les caractéristiques mécaniques des peaux sont déterminées et comparées avec celles données par le fournisseur [153].

## **2.2. Sélection des matériaux**

Certains critères sont pris en considération lors du choix des matériaux d'étude. En effet les constituants naturels sont caractérisés par un faible poids et leurs propriétés mécaniques. Leur rigidité spécifique et leur résistance à la traction sont indispensables, en raison de leur rôle de renforcement de la structure architecturée et des peaux du sandwich. D'autre part, ils sont privilégiés car ils offrent une source d'approvisionnement. En revanche, l'accent doit être porté essentiellement sur la compatibilité des fibres avec les imprimantes 3D. Les performances mécaniques et écologiques (recyclage, biodégradation) ainsi que le caractère innovant sont parmi les principaux acteurs de choix de matériaux.

### 2.2.1. Choix de fibre

L'observation du diagramme d'Ashby pour le choix des matériaux, illustrant la rigidité spécifique rapportée à la masse en fonction de la résistance spécifique de nombreuses fibres naturelles (Figure 2.1), montre que les fibres de lin, de chanvre et de ramie ont des caractéristiques presque similaires à celles des fibres de verre. Le choix des fibres de lin et de chanvre semble intéressant en raison de leur culture en Europe, notamment en France. D'un autre côté, quatre types de renforts (aramide, carbone, verre et lin) sont fréquemment disponibles auprès des fournisseurs de filaments d'impression 3D en raison de leur compatibilité avec tous les types d'imprimantes 3D. Pour ces raisons, les fibres de lin sont choisies pour la fabrication de structures composites avec la technique d'impression additive.

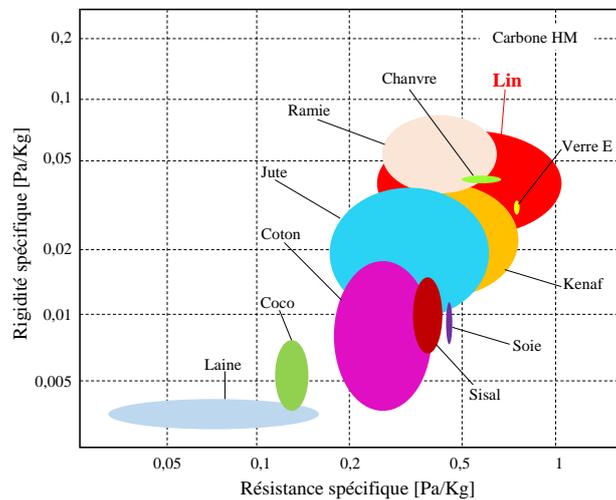


Figure 2.1 Carte de sélection des fibres de renfort [154].

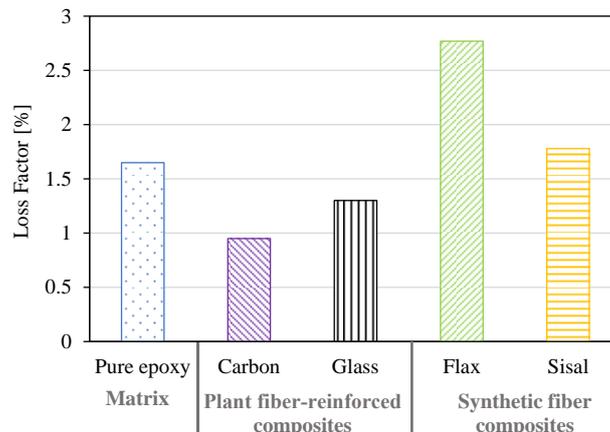


Figure 2.2 Facteur de perte des composites époxy renforcés de fibres [112, 155, 156].

La Figure 2.2 présente le facteur d'amortissement des composites époxy renforcés par des fibres unidirectionnelles dans le sens longitudinal. Les résultats montrent une diminution de

l'amortissement d'environ 40 % et 20 % pour les fibres de carbone et les fibres de verre, respectivement, par rapport à l'époxy pur. Inversement, l'ajout de fibres végétales augmente l'amortissement. Le facteur de perte est environ 70 % plus élevé en ajoutant les fibres de lin. Cette augmentation est attribuée à la friction à l'interface mais peut également être due à la capacité d'amortissement intrinsèque des fibres elles-mêmes [112, 157, 158] ce qui donne une importance particulière à l'utilisation des fibres de lin.

### 2.2.2. Choix de matrice

Face à la diminution des ressources en énergie pétro-sourcée, l'augmentation conséquente des prix du pétrole, et la prise de conscience écologique, les ressources naturelles offrent une alternative aux matières premières durables pour l'industrie plastique. Le Tableau 2.1 présente certaines propriétés mécaniques des biopolymères biodégradables. En effet, le PLA offre actuellement le plus grand potentiel par rapport aux autres polyesters. Ceci est dû à ses caractéristiques proches aux polymères classiques (PE, PP, PET, PS) et grâce à sa grande disponibilité sur le marché ainsi qu'à son prix relativement bas. D'autre part, dans la fabrication FDM (impression 3D), le PLA et l'ABS sont historiquement les deux polymères les plus utilisés grâce à leurs compatibilités avec la majorité des imprimantes 3D. Pour ces raisons, le choix de la matrice s'est porté sur le PLA. C'est un matériau biosourcé, biodégradable et recyclable, tout en ouvrant de nouvelles perspectives dans la réalisation de pièces composites dans divers secteurs industriels.

Polymères	Module en traction (MPa)	Résistance maximale (MPa)	Déformation (%)
PLA	3540	58	2,6
ABS	1800	33	2,3
PA	3280	25	1,6
PC	2165	53	4,1

Tableau 2.1 Propriétés mécaniques des polymères imprimés en 3D (ISO 527) [153].

## 2.3. Caractéristiques des matériaux

### 2.3.1. Les fibres de lin

Le lin est une fibre végétale largement reconnue. En effet, elle est parmi les anciennes plantes à fibres cultivées dans les régions tempérées. En France par exemple, la culture du lin est largement répandue. Il est plus particulièrement utilisé dans l'industrie textile à plus haute valeur

ajoutée. De nos jours, il a tendance à être fréquemment utilisé dans le secteur des matériaux composites notamment dans le domaine de fabrication additive. Les performances mécaniques de ces fibres sont estimées en fonction de leurs diamètres et de leurs positions dans les tiges [5]. Les fibres situées au milieu de la tige présentent de propriétés particulièrement élevées en raison de la composition chimique de leurs parois cellulaires.

### 2.3.1.1. Structure

Les fibres de lin se trouvent dans la tige de la plante et peuvent être isolées pour obtenir des fibres élémentaires mesurant en moyenne entre 2 et 4 cm de longueur et entre 10 et 20  $\mu\text{m}$  de diamètre. Ces fibres ont une structure complexe comprenant une paroi primaire et trois parois secondaires, comme le montre la Figure 2.3. La paroi primaire est composée de pectines qui maintiennent les fibres ensemble. Les couches intermédiaires, plus épaisses, sont constituées de parois secondaires composées principalement de microfibrilles de cellulose (le principal constituant contenant des groupes hydroxyle), d'hémicellulose, de lignine et de pectines [159]. L'angle des microfibrilles par rapport à l'axe longitudinal détermine les propriétés mécaniques des fibres : plus cet angle est faible, meilleures sont les propriétés mécaniques. Pour les fibres de lin, cet angle est compris entre 5 et 10% [160].

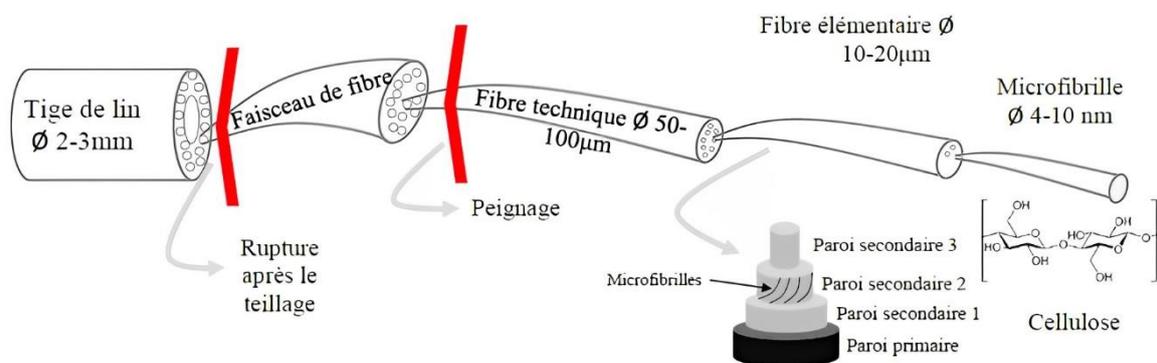


Figure 2.3 Composition d'une fibre de lin [161].

### 2.3.1.2. Caractérisation en traction

L'essai de traction sur une fibre de lin nécessite une préparation très spécifique, soumise à la norme NF T-25-501-2 [162]. La longueur utile de l'éprouvette est de 10 mm vu la faible longueur des fibres (de 20 à 80 mm). Ces fibres unitaires sont soigneusement extraites du tissu de renforcement, puis collées à un support en papier kraft de taille contrôlée (Figure 2.4.a). Lefeuvre [163] a établi qu'un minimum de 6 mesures de diamètre est représentatif des

dimensions des fibres de lin. Pour des échantillons courts, qui ont des déformations à rupture faibles, la déformation élastique de l'appareil n'est pas négligeable comparée à celle de l'échantillon. Cependant, comme les dimensions des fibres ne permettent pas l'utilisation d'un extensomètre, il faut tenir compte des complaisances du capteur, déterminées à 0,1403 mm/mm selon la norme NF T-25-501-2 [162]. La déformation réelle est donc calculée pour établir ensuite la déformation à la rupture et le module de Young de la fibre (Figure 2.4.b). Certaines des caractéristiques obtenues sont résumées sur le Tableau 2.2, qui présente les principales caractéristiques mécaniques des fibres.

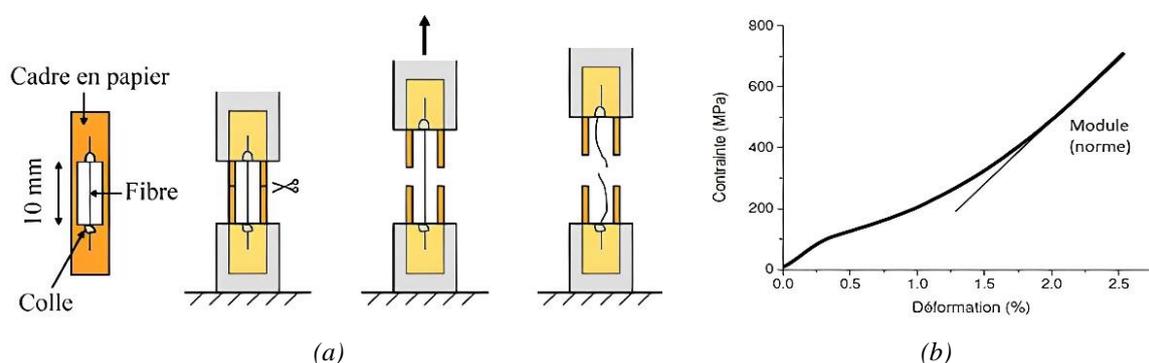


Figure 2.4 a) Essai de traction sur une fibre unitaire et b) courbe contrainte-déformation d'une fibre unitaire de lin. [164].

Masse volumique [Kg.m <sup>-3</sup> ]	Module en traction [GPa]	Contrainte à la rupture [MPa]	Déformation à la rupture [%]
1450 - 1550	35 - 75	450 - 2200	1,35 - 3,5

Tableau 2.2 Propriétés principales des fibres de lin [165, 166].

### 2.3.2. Matrice : Acide Polylactique

#### 2.3.2.1. Applications et propriétés

Le PLA (acide polylactique) est un polymère biodégradable qui a attiré l'attention comme alternative aux polymères synthétiques [54, 167, 168]. Ses propriétés mécaniques sont comparables ou supérieures à celles de certains polymères traditionnels [169, 170]. Il est dérivé de ressources renouvelables telles que l'amidon et le sucre et est biodégradable et compostable [167, 170]. Ses propriétés de biocompatibilité et de biorésorbabilité lui permettent d'être utilisé dans des domaines à haute valeur ajoutée tels que le biomédical [169, 171, 172]. Sa capacité à se biodégrader [173] offre un avantage pour la récupération des pièces en plastique en fin de

vie et réduit l'impact des plastiques sur l'environnement. Son prix relativement bas et sa grande capacité de production offrent de nouvelles alternatives dans les secteurs de l'emballage, du textile, de l'électronique et de la construction.

### 2.3.2.2. Propriétés mécaniques

Le PLA a des propriétés mécaniques comparables à celles des thermoplastiques et une faible résistance aux chocs similaire au PVC non plastifié. Sa dureté et sa rigidité le rendent approprié pour diverses applications telles que les emballages plastiques, les dispositifs électroniques et les applications biomédicales [174–176]. Le Tableau 2.3 présente les propriétés mécaniques du PLA. On peut y constater que le PLA est similaire au polystyrène en termes de module élevé et de faible élongation à la rupture. Cela signifie que le PLA est rigide mais relativement fragile.

Module en traction [GPa]	Contrainte maximale [MPa]	Allongement [%]	Résistance à la flexion [GPa]	Module de flexion [GPa]
3 - 4	50 - 70	2 - 8	1 - 1,2	4 - 5

Tableau 2.3 Propriétés mécaniques du PLA [177].

### 2.3.3. Matériau composite Lin/PLA

Des études ont montré que les composites en matrice PLA renforcés par des fibres de lin courtes améliorent les propriétés mécaniques du PLA, à l'exception de la résilience (Tableau 2.4). Pour un certain pourcentage de fibre (30%), l'influence des conditions de mise en œuvre, notamment de la vitesse de refroidissement sur la cristallinité et les propriétés mécaniques, a également été étudiée [178]. Un refroidissement lent augmente la proportion de la phase cristalline dans la matrice, ce qui améliore le module d'élasticité et la contrainte de cisaillement à la rupture, mais réduit l'allongement à la rupture. Pour les vitesses de refroidissement rapides, la matrice devient presque entièrement amorphe. Il est donc possible d'adapter cette cinétique de refroidissement pour obtenir les propriétés souhaitées. Ces résultats montrent bien que le comportement des matrices dépend fortement de leur morphologie [179].

Ainsi, des études sur les interactions entre la fibre et la matrice ont été réalisées [184] à l'aide des essais de déchaussement [185]. Les résultats montrent l'importance des contraintes résiduelles sur les propriétés interfaciales. Ces contraintes sont liées à la cinétique de refroidissement. En résumé, le renforcement du PLA par des fibres de lin courtes permet

d'obtenir des propriétés mécaniques spécifiques proches de celles d'un composite PLA renforcé par les fibres de verre, qui peuvent être modulées en fonction du type de renfort lignocellulosique utilisé pour obtenir un allongement ou une contrainte élevée [186].

Matériaux	Module de Young [GPa]	Contrainte à la rupture [MPa]	Résilience Charpy [kJ.m-2]	Réf
PLA	3,1	45	16	[180]
Lin/PLA	6,3 ± 0,1	54 ± 4,5	11 ± 1,5	
PLA	3,4 ± 0,1	50 ± 2,4	15 ± 1,5	[181]
Lin/PLA	8,3 ± 0,6	53 ± 3,1	11 ± 1	
PLA	3,7 ± 0,1	61 ± 0,9	-	[182]
Lin/PLA	8,0 ± 0,3	46 ± 4	-	
PLA	3,2 ± ,05	-	25 ± 4	[183]
Lin/PLA	7,3	-	14	

Tableau 2.4 Comparaison des propriétés mécaniques du PLA et PLA renforcé de fibres de lin (30%).

## 2.4. Mise en œuvre « Impression 3D »

Le procédé de mise en œuvre utilisé dans ce travail est basé sur la technique de fabrication additive (FA), également connue par "impression 3D". C'est un concept qui intègre de nouvelles technologies permettant de créer une pièce en trois dimensions par ajout de matière. Contrairement aux procédés de fabrication soustractive plus habituels (comme l'usinage), l'impression 3D permet de fabriquer une pièce, à partir d'un fichier au format numérique, par dépôt de matière couche après couche.

### 2.4.1. Principales phases

Cinq phases clés sont nécessaires pour obtenir la pièce souhaitée [187] : La première phase est la modélisation 3D de l'objet par CAO (conception assistée par ordinateur). La deuxième phase est la conversion du modèle CAO dans un format identifiable par les imprimantes 3D. Le format le plus couramment utilisé est le «.STL» (Stereolithography Tessellation Language). La troisième phase, appelée tranchage (slicing), consiste à découper "virtuellement" la pièce en différentes couches d'épaisseur égale. La quatrième phase concerne la fabrication de la pièce. La pièce est construite couche par couche sur le plateau de l'imprimante 3D. La dernière phase correspond au nettoyage des pièces obtenues. Ce qui permet d'éliminer les déchets liés au processus d'impression (support, matières résiduelles, ..).

### 2.4.2. Fonctionnement et paramètres d'impression

La technique de fabrication additive est basée principalement sur l'extrusion d'un polymère thermoplastique à une température supérieure à son point de fusion. Les principales pièces de chaque imprimante 3D sont le système d'alimentation de fil, la tête d'extrusion, la buse et la plate-forme de réception.



*Figure 2.5 L'imprimante 3D RAISE3D Pro 2 Plus.*

Dans ce présent travail l'imprimante 3D "RAISE3D Pro2 Plus" (Figure 2.5) est utilisée pour la fabrication des méta-matériaux (Figure 2.6). Cette imprimante appartient à une nouvelle génération d'imprimantes 3D professionnelles. Cette machine possède un certain nombre de capacités qui lui permettent de produire des composants de très haute qualité et de grande précision. Un bloc d'alimentation tire un filament de la bobine d'alimentation et l'introduit dans le bloc chauffant.

La matière fondue est ensuite déposée sur la plateforme d'impression à travers une buse d'extrusion afin de fournir un débit constant de composite visqueux avec les paramètres fournis dans le Tableau 2.5 par exemple. Un modèle CAO des métamatériaux est nécessaire pour créer les formes souhaitées. Le modèle est ensuite converti en instructions que le RASE3D Pro2 Plus peut comprendre grâce au logiciel dédié Idea Maker.

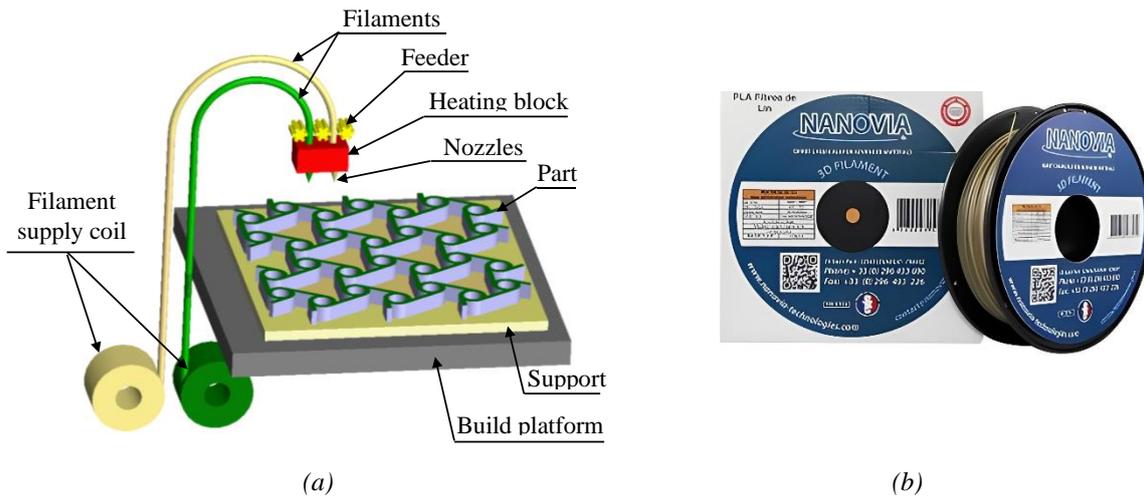


Figure 2.6 a) Processus d'impression et b) filament Lin/PLA [153].

Diamètre de buse (mm)	Température de buse (°C)	Température de plateau (°C)	Vitesse d'impression (mm/s)	Epaisseur de couche (mm)	Densité de remplissage (%)
0,4	220	60	60	0,2	100

Tableau 2.5 Paramètres d'impression 3D.

## 2.5. Architecture des âmes

Pour générer une structure, la cellule de base est d'abord conçue en CAO. Par exemple, pour créer une cellule ré-entrante, on dessine d'abord un quart de la cellule avec les dimensions requises, puis on la reproduit à l'aide de symétrie en miroir dans les directions X et Y.

De même, pour créer une cellule de base dans les structures chirales et anti-chirales, on dessine le cercle central. Ensuite, un ligament est conçu tangentiellement au cercle central et répété avec l'angle requis selon le type de la structure. Pour créer des cellules en volume élémentaire représentatif (VER), il faut assembler un certain nombre de cellules de base, comme le montre le Tableau 2.6. Pour rendre la cellule répétable, une partie de la VER peut être sélectionnée et utilisée comme cellule périodique.

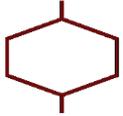
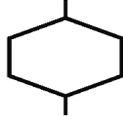
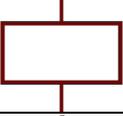
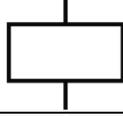
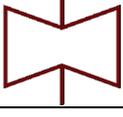
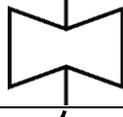
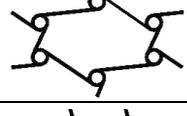
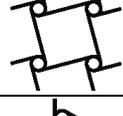
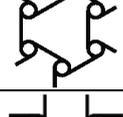
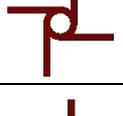
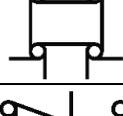
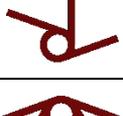
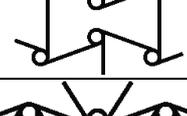
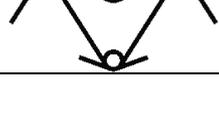
Type	Nom de la cellule	Cellule de base	Volume élémentaire représentatif (VER)
Réseaux conventionnels et ré-entrants	Hexagonale		
	Rectangulaire		
	Ré-entrante		
Réseaux chiraux	Trichirale		
	Tétrachirale		
	Anti-trichirale		
	Anti-tétrachirale		
	Anti-trichirale ré-entrante		
	Anti-tétrachirale fléchée		

Tableau 2.6 Modélisation des cellules architecturées.

## 2.6. Paramètres géométriques des âmes

Les structures conventionnelles, ré-entrantes et chirales sont étudiées dans cette thèse avec des paramètres spécifiques à chaque architecture. Les nids d'abeilles conventionnels et ré-entrants sont construits avec des parois cellulaires qui constituent des structures rectangulaires, hexagonales et ré-entrantes. Cependant, pour les structures chirales, en fonction du nombre de ligaments tangentiels à chaque cylindre, deux types de réseaux chiraux sont introduits : tri-, et tétra-chiraux qui sont respectivement composés de 3, et 4 ligaments tangentiels pour chaque cylindre. De même, des réseaux anti-chiraux sont générés si deux cylindres adjacents partagent le même côté du ligament tangentiel commun. Ainsi, deux réseaux anti-chiraux sont introduits, appelés respectivement structures anti-tri-chirales et anti-tétra-chirales. De plus, d'autres types

de structures sont abordées, composées à la fois de nœuds chiraux et de formes ré-entrantes. Ainsi, deux réseaux mixtes, appelés respectivement structures anti-trichirales ré-entrantes et anti-tétrachirales fléchées. Toutes les éprouvettes sont imprimées avec une largeur totale  $b = 25$  mm et une épaisseur de 5 mm pour les âmes et 7 mm pour les sandwichs. Chaque structure architecturée est définie par une densité relative, qui est le rapport entre la densité de la cellule élémentaire et la densité de base du matériau composite utilisé (Lin/PLA).

### 2.6.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants.

Les structures ré-entrantes et conventionnelles sont présentées dans trois configurations différentes en fonction d'un angle  $\theta$  : ré-entrante ( $-20^\circ$ ), hexagonale ( $+20^\circ$ ) et rectangulaire ( $0^\circ$ ). Ces structures sont constituées de cellules périodiques régulières, disposées de manière à être insérées dans un carré dont les côtés sont égaux à la longueur ( $H$ ). Cela permet d'avoir le même nombre de cellules pour une même largeur ou longueur. Les âmes sont constituées d'un nombre entier de cellules périodiques, allant de 1 à 4 cellules suivant la largeur de l'éprouvette ce qui permet d'adapter la structure aux exigences spécifiques en termes de résistance et de rigidité.

#### 2.6.1.1. Structure hexagonale

La Figure 2.7 montre la géométrie de l'architecture hexagonale et les paramètres géométriques de la cellule élémentaire.  $H$  représente la longueur de la cellule selon les axes X et Y,  $h$  est la longueur des parois verticales,  $l$  est la longueur de la paroi cellulaire inclinée et  $\theta$  est l'angle initial entre les parois inclinées et l'axe X.  $t$  et  $e$  représentent respectivement l'épaisseur de la paroi cellulaire et l'épaisseur de la structure architecturée selon l'axe Z, tandis que  $b$  est la largeur selon l'axe Y.

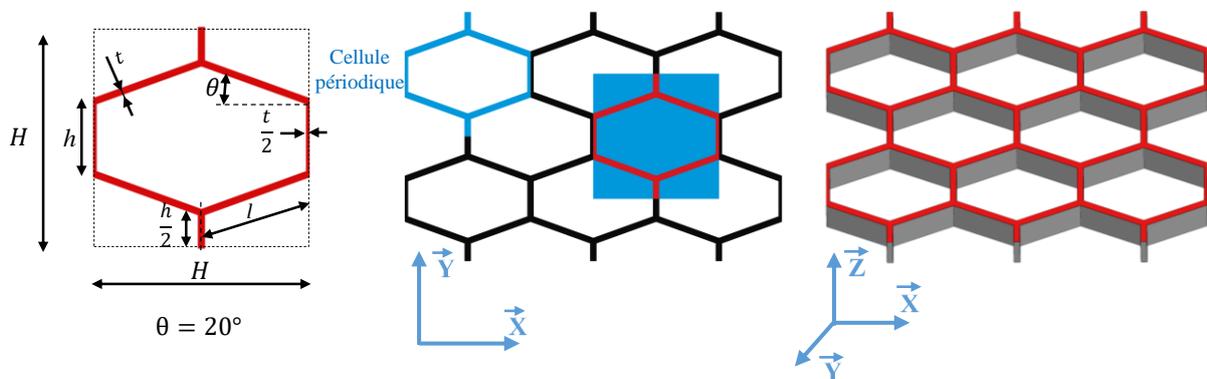


Figure 2.7 Structure architecturée hexagonale.

L'équation (2.1) est utilisée pour calculer la densité relative en fonction des paramètres géométriques de chaque cellule. Le Tableau 2.7 indique les dimensions des éprouvettes ainsi que leurs densités relatives.

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{t}{H \cos \theta} (2 + \cos \theta + \sin \theta) \quad (2.1)$$

Nombre de cellule suivant la largeur	$H$ (mm)	$h$ (mm)	$l$ (mm)	$\rho/\rho_s$ (%)	$\theta$ (degré)	$b$ (mm)	$e$ (mm)	$t$ (mm)
1	25	7,95	13,29	6,63	20	25	5	0,6
2	25/2	3,97	6,64	13,26				
3	25/3	2,65	4,43	19,90				
4	25/4	1,98	3,32	26,53				

Tableau 2.7 Paramètres géométriques de la structure architecturée hexagonale.

### 2.6.1.2. Structure rectangulaire

La Figure 2.8 représente la géométrie de l'architecture rectangulaire ainsi que les paramètres géométriques de la cellule élémentaire. La distance  $H$  présente les longueurs de la cellule selon les axes  $X$  et  $Y$ .  $t$  et  $e$  présentent respectivement l'épaisseur de la paroi cellulaire et l'épaisseur suivant l'axe  $Z$ .  $b$  est la largeur suivant l'axe  $Y$ .

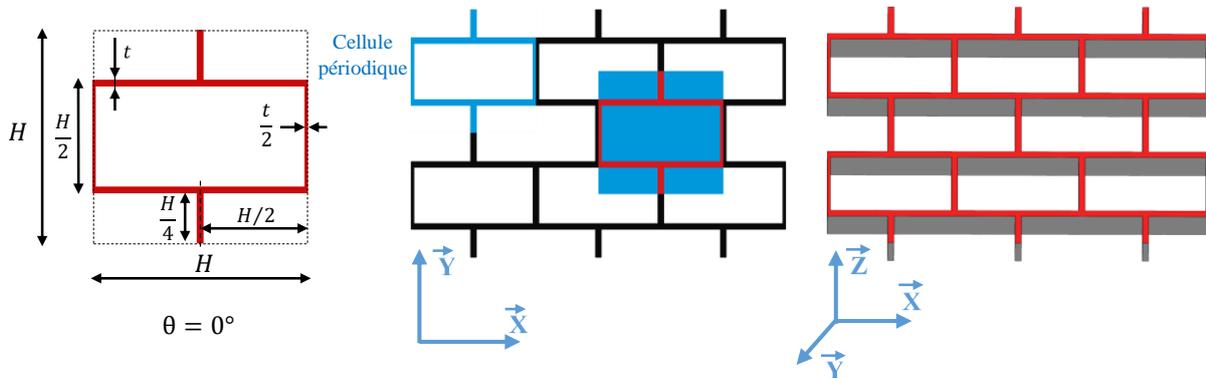


Figure 2.8 Structure architecturée rectangulaire.

L'équation (2.2) est utilisée pour calculer la densité relative formes rectangulaire en fonction de ses paramètres géométriques. Le Tableau 2.8 montre les dimensions des éprouvettes ainsi que leurs densités relatives

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{3 t}{H} \quad (2.2)$$

Nombre de cellules suivant la largeur	$H$ (mm)	$\rho/\rho_s$ (%)	$\theta$ (degré)	$b$ (mm)	$e$ (mm)	$t$ (mm)
1	25	7,20	0	25	5	0,6
2	25/2	14,40				
3	25/3	21,60				
4	25/4	28,80				

Tableau 2.8 Paramètres géométriques de la structure architecturée rectangulaire.

### 2.6.1.3. Structure ré-entrante

La structure en nid d'abeille ré-entrante est représentée sur la Figure 2.9. La présente architecture est caractérisée par son comportement auxétique. Les paramètres géométriques de cette structure sont illustrés sur la cellule élémentaire (Figure 2.9). La longueur de la cellule et la longueur des parois verticales et inclinées sont notées respectivement  $H$ ,  $h$  et  $l$ . L'angle initial entre les parois inclinées et l'axe  $X$  est noté  $\theta$ . L'épaisseur de la paroi cellulaire et l'épaisseur de suivant l'axe  $Z$  sont notées respectivement  $t$  et  $e$ .  $b$  est la largeur suivant l'axe  $Y$ .

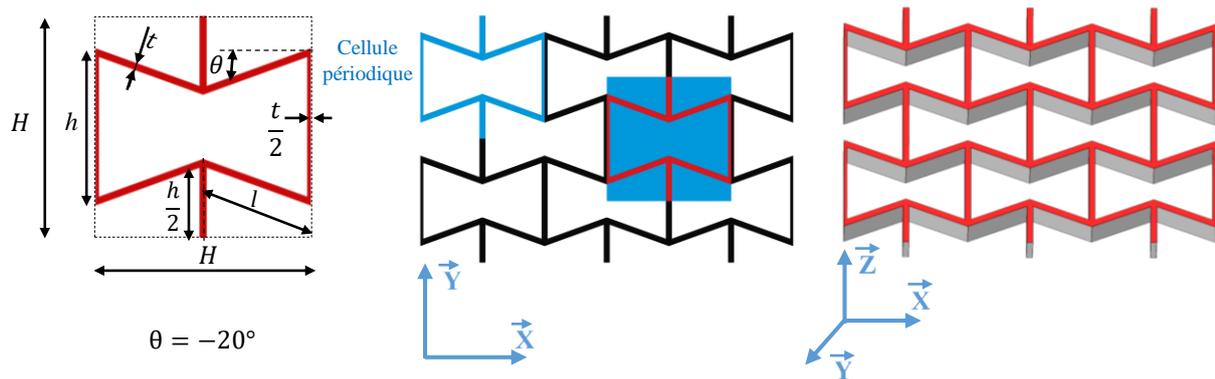


Figure 2.9 Structure architecturée e ré-entrante.

L'équation (2.3) est utilisée pour calculer la densité relative de la structure architecturée rectangulaire en fonction de ses paramètres géométriques. Le Tableau 2.9 montre les dimensions des éprouvettes ainsi que leurs densités relatives.

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{t}{H \cos \theta} (2 + \cos \theta + \sin \theta) \quad (2.3)$$

Nombre de cellules suivant la largeur	$H$ (mm)	$h$ (mm)	$l$ (mm)	$\rho/\rho_s$ (%)	$\theta$ (degré)	$b$ (mm)	$e$ (mm)	$t$ (mm)
1	25	17,05	13,29	8,38	-20	25	5	0,6
2	25/2	8,52	6,64	16,76				
3	25/3	5,68	4,43	25,14				
4	25/4	4,26	3,32	33,52				

Tableau 2.9 Paramètres géométriques de la structure architecturée ré-entrante.

## 2.6.2. Réseaux chiraux

### 2.6.2.1. Structure trichirale

La géométrie de la structure trichirale est illustrée sur la Figure 2.10, avec des éprouvettes imprimées en deux tailles différentes pour la cellule unitaire. Les âmes de cette structure sont constituées d'un nombre entier de cellules périodiques compris entre 1 et 2 cellules (Tableau 2.10). La densité relative des âmes est déterminée à l'aide de l'expression (2.4).

Nombre de cellules suivant la largeur	$H$ (mm)	$L$ (mm)	$l$ (mm)	$\rho/\rho_s$ (%)	$\theta$ (°)	$r$ (mm)	$b$ (mm)	$e$ (mm)	$t$ (mm)
1	25	6,48	3,68	9,28	20	1,2	25	5	0,6
2	25/2	2,97	1,3	22,69					

Tableau 2.10 Paramètres géométriques de la structure architecturée trichirale.

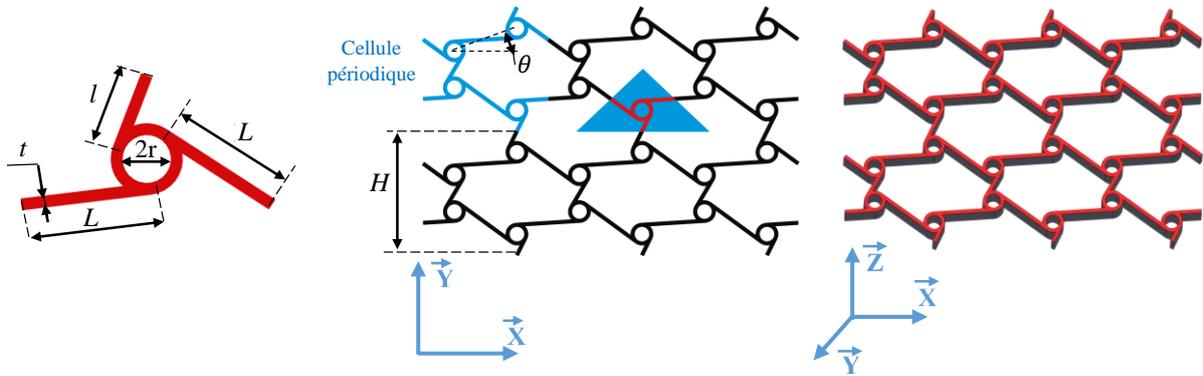


Figure 2.10 Structure architecturée trichirale.

Les cellules unitaires sont disposées dans un triangle isocèle. La longueur des ligaments équidistants, notée  $L$ , est déterminée par l'expression (2.5), tandis que la longueur du ligament court, notée  $l$ , est déterminée par l'expression (2.6). Le rayon du cylindre est représenté par  $r$  et l'épaisseur de la paroi cellulaire par  $t$ . Le plan de la cellule est défini par les directions  $(X, Y)$  et son épaisseur selon la direction  $Z$ .  $H$  représente la longueur de la cellule périodique dans la direction  $Y$  et  $e$  l'épaisseur du spécimen.  $H$  et  $L$  sont déterminés en fonction du nombre de cellules dans la largeur de l'éprouvette ( $b$ ), qui est fixée à 25 mm pour avoir entre une et deux cellules suivant la largeur.

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{8t}{H^2} \left( \pi r + L + \frac{l}{2} \right) \quad (2.4)$$

$$L = \sqrt{\frac{H^2}{16} (1 + \tan^2 \theta) - \left(r + \frac{t}{2}\right)^2} \quad (2.5)$$

$$l = \sqrt{\frac{H^2}{16} (1 - \tan \theta)^2 - \left(r + \frac{t}{2}\right)^2} \quad (2.6)$$

### 2.6.2.2. Structure tétrachirale

La Figure 2.11 montre la géométrie de la structure tétrachirale. Les éprouvettes sont conçues et imprimées en deux tailles différentes de la cellule unitaire pour que les âmes soient constituées d'une ou deux cellules périodiques suivant la largeur (Tableau 2.11). La densité relative des âmes est déterminée à l'aide de l'expression (2.7).

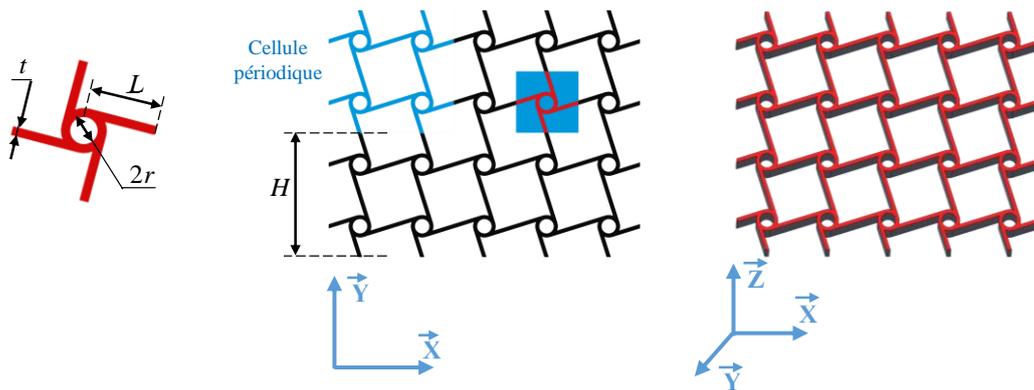


Figure 2.11 Structure architecturée tétrachirale.

Nombre de cellules suivant la largeur	$H$ (mm)	$L$ (mm)	$\rho/\rho_s$ (%)	$r$ (mm)	$b$ (mm)	$e$ (mm)	$t$ (mm)
1	25	6,06	12,21	1,2	25	5	0,6
2	25/2	2,74	28,41				

Tableau 2.11 Paramètres géométriques de la structure architecturée tétrachirale.

La cellule de base de cette structure est insérée dans un carré de côté ( $H/2$ ) dont  $H$  est la longueur de la cellule périodique dans la direction  $Y$  (Tableau 2.11). La longueur de ligament  $L$  est définie par l'expression (2.8).  $r$  et  $t$  présentent respectivement le rayon du cylindre et l'épaisseur de la paroi cellulaire. Le plan de la cellule est porté par les directions ( $X, Y$ ) et l'épaisseur de l'éprouvette ( $e$ ) portée par la direction  $Z$ . La largeur de l'éprouvette suivant l'axe  $Y$  ( $b$ ) est fixée à 25 mm.

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{8t}{H^2} (\pi r + 2L) \quad (2.7)$$

$$L = \sqrt{\frac{H^2}{16} - \frac{(2r+t)^2}{4}} \quad (2.8)$$

### 2.6.2.3. Structure Anti-trichirale

La Figure 2.12 illustre la géométrie de l'architecture anti-trichirale. La présente structure a fait l'objet d'une étude approfondie sur l'effet des paramètres géométriques sur le comportement mécanique de matériau. Les spécimens se présentent sous différentes tailles de cellules en fonction de leurs paramètres géométriques (Tableau 2.12). La densité relative de la structure architecturée est déterminée à l'aide de l'expression (2.9). Les cellules unitaires sont insérées dans un triangle équilatéral dont  $L$  est la longueur du ligament déterminée par l'expression (2.10),  $r$  est le rayon des nœuds cylindriques et  $t$  présente l'épaisseur de la paroi de la cellule. Le plan des cellules est porté par les directions  $(X, Y)$  tandis que l'épaisseur est définie selon la direction  $Z$ . La longueur de la cellule périodique dans la direction  $Y$  est représentée par  $H$ , alors que l'épaisseur de l'éprouvette est représentée par  $e$ . Les valeurs de  $H$  et  $L$  sont déterminées en fonction du nombre de cellules présentes dans la largeur de l'éprouvette ( $b$ ), qui est fixée à 25 mm. Ainsi, si une seule cellule est présente suivant la largeur,  $L$  vaut 4,16 mm. En revanche, si deux cellules sont présentes suivant la largeur,  $L$  vaut 2,08 mm.

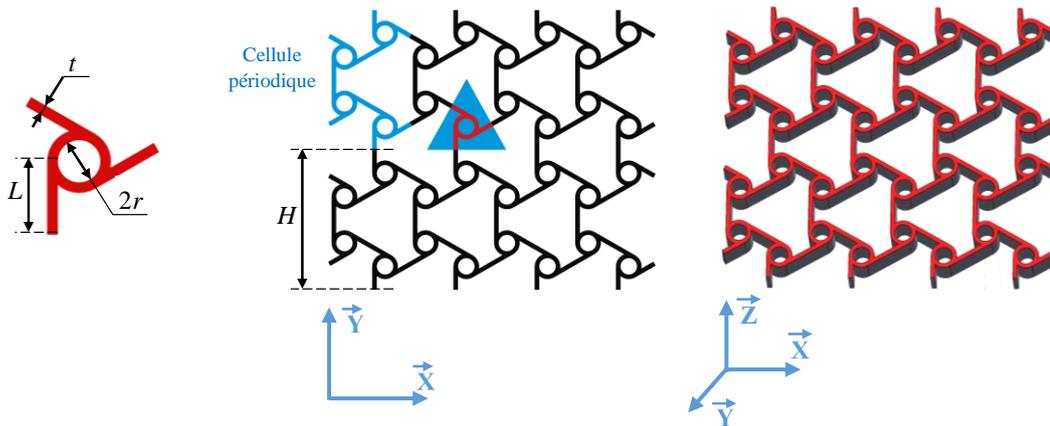


Figure 2.12 Structure architecturée anti-trichirale.

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{2\sqrt{3}t}{H^2} \left( \pi r + \frac{3}{2}L \right) \quad (2.9)$$

$$L = \frac{H}{6} \quad (2.10)$$

Nombre de cellules suivant la largeur	$H$ (mm)	$L$ (mm)	$r$ (mm)	$\rho/\rho_s$ (%)	$b$ (mm)	$e$ (mm)	$t$ (mm)
1	25	4,16	0,0	8,30	25	5	0,6
			0,4	9,97			
			0,8	11,64			
			1,2	13,31			
			1,7	15,40			
			2,2	17,48			
			2,7	19,56			
2	25/2	2,08	0,0	16,65			
			0,2	20,00			
			0,4	23,36			
			0,6	26,71			
			0,8	30,06			
			1,0	33,41			
			1,2	36,76			

Tableau 2.12 Paramètres géométriques retenus pour la structure architecturée anti-trichirale.

#### 2.6.2.4. Structure Anti-tétrachirale

L'architecture anti-tétrachirale est aussi étudiée dans ce travail. La Figure 2.13 montre la géométrie et les principaux paramètres de cette structure. Des tests statiques et dynamiques sont effectués sur des éprouvettes ayant une ou deux cellules suivant la largeur ( $b$ ). La cellule anti-tétrachirale de base est insérée dans un rectangle dont le côté mesure  $H/2$ .

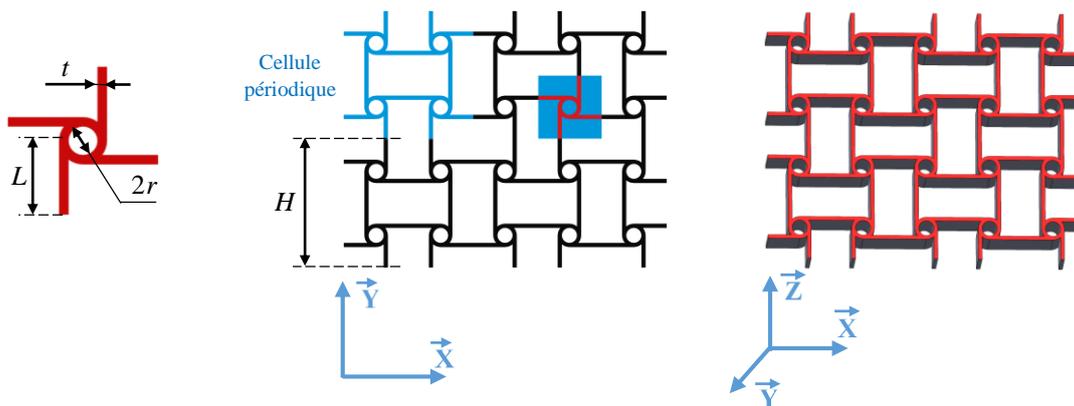


Figure 2.13 Structure architecturée anti-tétrachirale.

Le Tableau 2.13 présente les principaux paramètres de cette cellule. La longueur de ligament, notée  $L$ , est déterminée par l'expression (2.12). Le rayon du nœud est représenté par  $r$ ,

l'épaisseur de la paroi cellulaire par  $t$  et l'épaisseur de l'éprouvette par  $e$ . La densité relative est calculée à l'aide de l'expression (2.11).

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{8 t}{H^2} (\pi r + 2L) \quad (2.11)$$

$$L = \frac{H}{4} \quad (2.12)$$

Nombre de cellules suivant la largeur	$H$ (mm)	$L$ (mm)	$\rho/\rho_s$ (%)	$r$ (mm)	$b$ (mm)	$e$ (mm)	$t$ (mm)
1	25	6,25	12,50	1,2	25	5	0,6
2	25/2	3,12	30,77				

Tableau 2.13 Paramètres géométriques de la structure architecturée anti-tétrachirale.

### 2.6.2.5. Structures Anti-trichirale ré-entrante

La structure étudiée est un nid d'abeille mixte combinant les réseaux chiral et ré-entrant. Elle est composée de cellules anti-trichirales ré-entrantes. Chaque cellule est insérée dans un cadre, dont le côté mesure  $H/2$ . Elle est constituée d'un nœud cylindrique de rayon  $r$  et de trois ligaments : deux d'une longueur égale à  $L$ , déterminés par expression (2.14), et un avec une longueur égale à  $l$ , déterminé par l'expression (2.15). La Figure 2.14 et le Tableau 2.14 présentent respectivement la géométrie et les paramètres de la structure. L'épaisseur de la paroi de la cellule est représentée par  $t$ , tandis que l'épaisseur de l'éprouvette est représentée par  $e$ . La densité relative de cette structure est calculée à l'aide de l'expression (2.13).

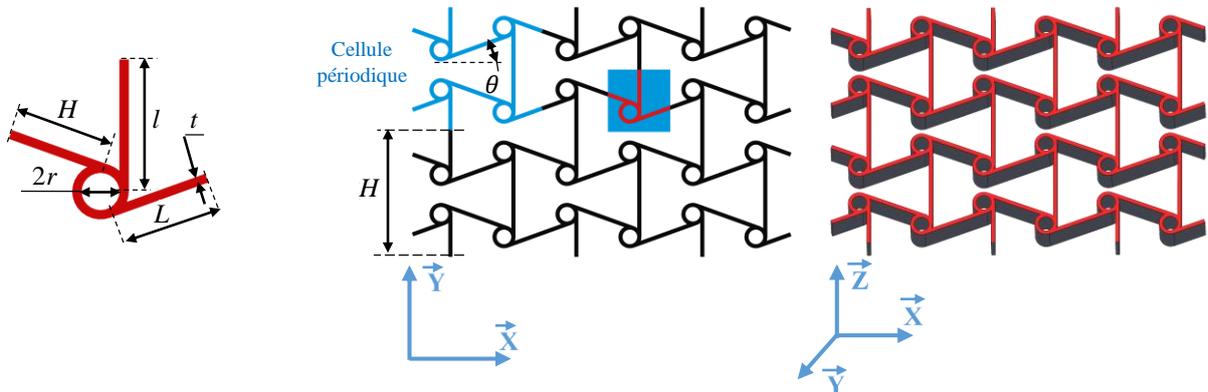


Figure 2.14 Structures architecturées anti-trichirale ré-entrante.

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{8 t}{H^2} \left( \pi r + L + \frac{l}{2} \right) \quad (2.13)$$

$$L = \frac{H}{4 \cos \theta} \quad (2.14)$$

$$l = \frac{H}{4} (1 - \tan \theta) \quad (2.15)$$

Nombre de cellules suivant la largeur	$H$ (mm)	$L$ (mm)	$l$ (mm)	$\rho/\rho_s$ (%)	$\theta$ (°)	$r$ (mm)	$b$ (mm)	$e$ (mm)	$t$ (mm)
1	25	6,65	8,52	11,27	-20	1,2	25	5	0,6
2	25/2	3,32	4,26	28,33					

Tableau 2.14 Paramètres géométriques de la structure architecturée anti-trichirale ré-entrante.

### 2.6.2.6. Structure Anti-tétrachirale-fléchées

Une nouvelle architecture appelée structure anti-tétrachirale fléchée est étudiée pour la première fois. Cette structure combine les éléments d'un réseau chiral avec la forme d'une tête de flèche. La cellule de base est insérée dans un carré dont le côté mesure  $H/2$ . Elle est constituée d'un nœud cylindrique de rayon  $r$  et de deux paires de ligaments, l'une de longueur  $L$  et l'autre de longueur  $l$ . La Figure 2.15 illustre cette configuration. La densité relative de cette architecture est calculée à l'aide de l'expression suivante :

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{8t}{H^2} (\pi r + L + l) \quad (2.16)$$

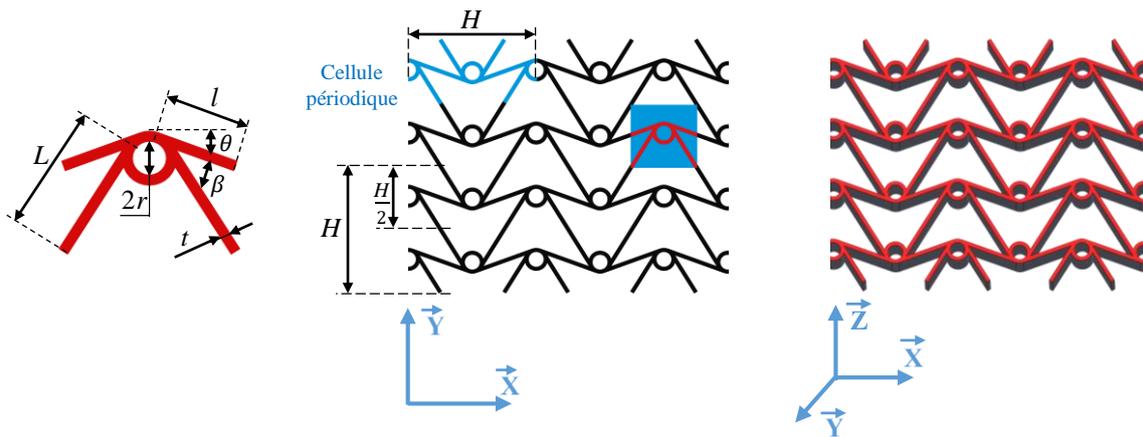


Figure 2.15 Structure architecturée anti-tétrachirale fléchée.

Le Tableau 2.15 présente les valeurs des paramètres géométriques de cette architecture en fonction de nombre de cellules suivant la largeur de l'éprouvette. L'angle initial entre les parois courtes inclinées et l'axe  $X$ , noté  $\theta$ , est fixé à  $20^\circ$ . L'angle entre la paroi courte et la paroi longue,

noté  $\beta$ , varie en fonction de la taille de la cellule. Les paramètres  $t$  et  $e$  représentent respectivement l'épaisseur des parois cellulaires et l'épaisseur de l'éprouvette suivant l'axe Z. Les longueurs des parois et l'angle  $\beta$  sont déterminés à l'aide des expressions suivantes :

$$L = \sqrt{\left(\frac{H}{4}\right)^2 + \left(\frac{H}{4}(1 + \tan \theta) - \frac{2r + t}{2 \cos \theta}\right)^2 - \left(\frac{2r + t}{2}\right)^2} \quad (2.17)$$

$$l = \frac{1}{4 \cos \theta} (H - (4r + 2t) \sin \theta) \quad (2.18)$$

$$\beta = \left(\frac{\pi}{2} - \theta\right) + \arctan\left(\frac{2r + t}{2L}\right) - \arctan\left(\frac{H \cos \theta}{H \cos \theta(1 + \tan \theta) - 2t - 4r}\right) \quad (2.19)$$

Nombre de cellules suivant la largeur	H (mm)	L (mm)	l (mm)	$\theta$ (°)	$\beta$ (°)	$\rho/\rho_s$ (%)	r (mm)	b (mm)	e (mm)	t (mm)
1	25	9,2	6,1	20	37,2	14,65	1,2	25	5	0,6
2	25/2	3,82	2,78	20	41,8	31,86				

Tableau 2.15 Paramètres géométriques de la structure architecturée anti-tétrachirale fléchée.

## 2.7. Protocoles expérimentaux

Pour étudier le comportement mécanique des matériaux définis dans le paragraphe 2.6, plusieurs essais de traction et de compression sont réalisés sur les âmes architecturées afin d'évaluer les propriétés structurelles de chaque architecture. De plus, pour obtenir une compréhension complète du comportement en statique des différents types de sandwich, des essais de flexion 3-points ainsi que des essais d'indentation sont réalisés. Toutes les structures architecturées et les sandwichs sont testés en vibration et en fatigue afin d'estimer leurs propriétés dynamiques. Par ailleurs, un dispositif de suivi par émission acoustique est utilisé pour identifier et suivre les mécanismes d'endommagement pendant les essais mécaniques.

### 2.7.1. Essai de traction

Les essais de traction sont effectués pour évaluer les propriétés statiques du matériau composite de base (Lin/PLA) et des structures architecturées. Des éprouvettes ayant la forme d'un haltère de type I sont imprimés en 3D et testés conformément à la norme ASTM D638 [188] comme illustre la Figure 2. 16. Une machine hydraulique standard INSTRON illustrée dans la Figure 2.17 est équipée d'un capteur de charge de 10 kN et est utilisée à une vitesse de

1 mm/min pour effectuer des essais de traction. Les âmes sont également testées en utilisant un capteur de charge de 1 kN pour mesurer leurs propriétés en statique (coefficient de Poisson et module de Young). Les structures sont imprimées selon les paramètres définis dans le paragraphe 2.6 avec une longueur utile de 100 mm comme illustre la Figure 2. 16.b.

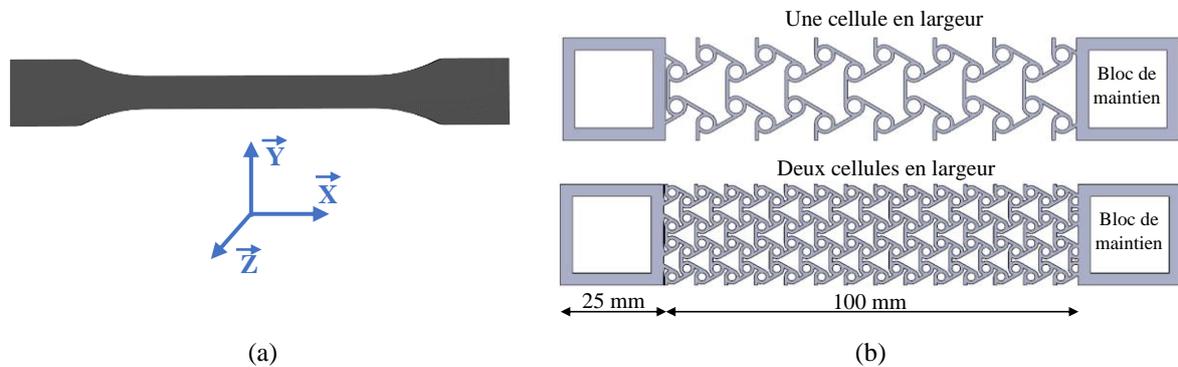


Figure 2. 16 a) Eprouvette haltère (ASTM D638 type I) [188] et b) éprouvettes de traction des structures architecturées.

Deux blocs de longueur 25 mm sont imprimés avec les âmes architecturées permettant le maintien de l'éprouvette pendant l'essai. Un extensomètre est utilisé pour mesurer la déformation transversale. La déformation longitudinale est mesurée par le déplacement de la traverse. Afin de garantir la répétitivité des mesures, cinq éprouvettes au moins sont imprimées et testées pour chaque configuration.

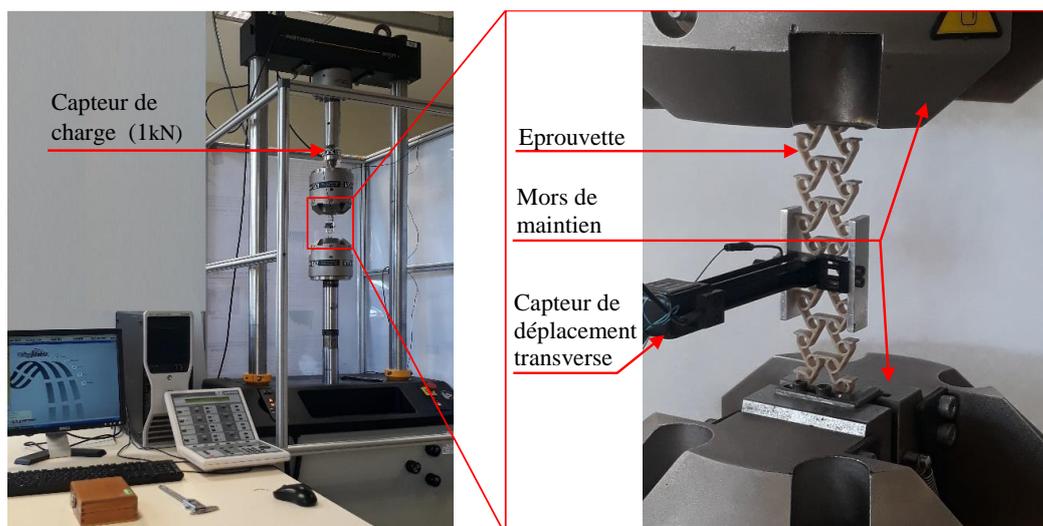


Figure 2.17 Dispositif expérimental de traction.

## 2.7.2. Essai de compression/écrasement

Les essais de compression/écrasement sont réalisés sur des sandwichs avec les géométries et les paramètres définis dans le paragraphe 2.6 afin de déterminer la rigidité et la résistance des âmes architecturées et en particulier leurs capacités d'absorption d'énergie. Une machine équipée d'un dispositif de compression et d'un capteur de charge de 100 kN est utilisée conformément à la norme ASTM C365 [189] (Figure 2.18).

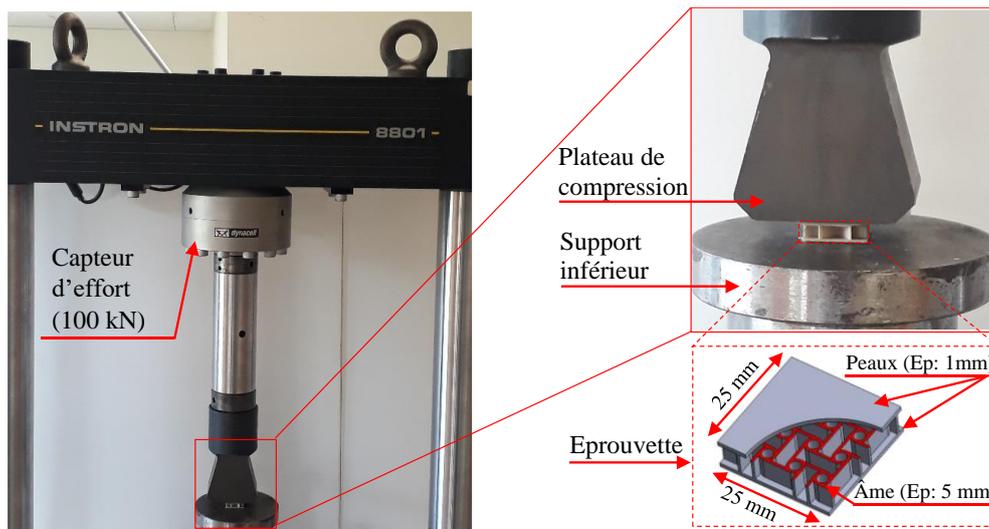


Figure 2.18 Dispositif expérimental de compression.

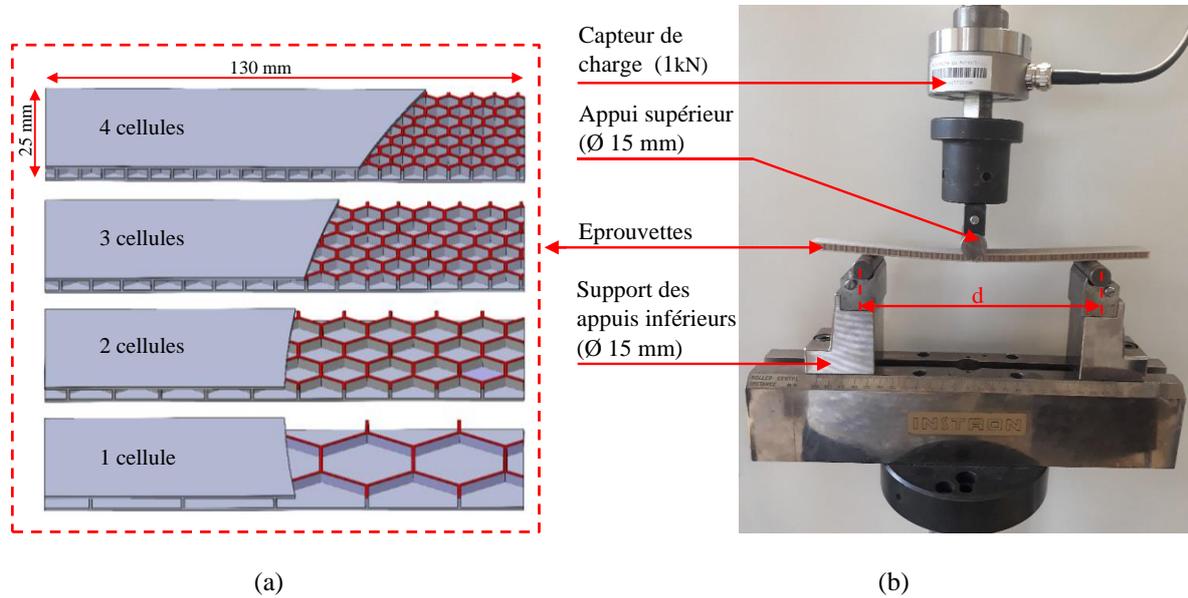
L'effort de compression est appliqué par deux plateaux rigides. Les éprouvettes sont imprimées aux dimensions  $25 \times 25 \times 7$  mm comme le montre la Figure 2.18.

## 2.7.3. Essai de flexion trois-points

### 2.7.3.1. Protocole expérimental

Le comportement des structures sandwichs en flexion 3-points est étudié conformément à la norme ASTM C393 [190] à l'aide d'une machine standard INSTRON équipée d'une cellule de charge de 1 kN (Figure 2.19). Les sandwichs sont imprimés avec différentes configurations et paramètres d'âmes (définies dans le paragraphe 2.6). Pendant l'essai, une charge  $P$  est appliquée au centre d'une éprouvette reposant sur deux supports distants de  $d$ . Une vitesse de déplacement constante de 5 mm/min est appliquée. Les sandwichs, imprimés avec une longueur totale de 260 mm, sont testés dans leur domaine linéaire avec différentes distances entre appuis ( $d$ ), variant de 80 mm à 220 mm avec un pas de 20 mm. Ce qui permet de solliciter les

matériaux en flexion pour les distances entre support élevées et en cisaillement pour les distances faibles. Ces essais sont réalisés pour calculer la rigidité en flexion et en cisaillement des sandwichs. La déflexion des éprouvettes est mesurée par la position du support placé au milieu de l'éprouvette.



Les sandwichs architecturés sont également testés jusqu'à la rupture avec une longueur totale de 130 mm et une distance entre appuis de 110 mm pour déterminer leurs propriétés à la rupture (Figure 2.19). Cinq échantillons au moins sont testés pour chaque configuration lors des essais de flexion afin de contrôler la variabilité des mesures liées aux conditions expérimentales. Les sandwichs architecturés sont imprimés avec une largeur de 25 mm et une épaisseur de 7 mm (5 mm pour la structure et 1 mm pour chaque peau).

### 2.7.3.2. Comportement élastique

Les propriétés élastiques structurelles des sandwichs sont définies suite à des essais en flexion 3-points. Chaque structure est chargée dans son domaine élastique en faisant varier la distance entre les appuis. Cette méthode a permis de mesurer les rigidités équivalentes en flexion et en cisaillement. Ensuite, le module de Young des peaux  $E_p$  et le module de cisaillement de chaque structure architecturée  $G_a$  sont systématiquement déduits.

$$W = \frac{PK_b d^3}{D} + \frac{K_s P d}{N} \quad (2.20)$$

L'équation (2.20) représente la déflexion  $W$  en fonction de la force appliquée  $P$  pour une distance entre appuis  $d$  donnée. Où  $D$  et  $N$  représentent respectivement la rigidité équivalente en flexion et en cisaillement,  $K_b$  et  $K_s$  sont respectivement les coefficients de déviation en flexion et en cisaillement. Dans le cas présent, les coefficients de déviation  $K_b$  et  $K_s$  sont égales respectivement à  $1/48$  et  $1/4$  d'où l'équation (2.21). Ainsi, en traçant  $W/(Pd)$  en fonction de  $d^2$ , on obtient une droite dont la pente représente  $D$  et l'ordonnée à l'origine représente  $N$ . Dans notre cas, les sandwichs architecturés sont testés avec plusieurs distances entre appuis ( $d$ ) de 80 à 220 mm avec un pas de 20 mm.

$$\frac{W}{Pd} = \frac{d^2}{48D} + \frac{1}{4N} \quad (2.21)$$

Par ailleurs, les rigidités équivalentes  $D$  et  $N$  sont données par les équations (2.22) et (2.23). Où  $E_p$  et  $G_a$  présentent respectivement le module de Young de peau et le module de cisaillement de l'âme,  $e_a$  et  $e_p$  sont les épaisseurs de l'âme et de peau respectivement,  $b$  est la largeur de l'éprouvette. Compte tenu des valeurs expérimentales des rigidités  $D$  et  $N$ ,  $E_p$  et  $G_a$  sont systématiquement déterminés en utilisant les équations (2.22) et (2.23).

$$D = \frac{bE_p e_p (e_p + e_a)^2}{2} \quad (2.22)$$

$$N = b (e_p + e_a) G_a \quad (2.23)$$

### 2.7.3.3. Comportement à la rupture

Les essais de flexion 3-points à la rupture permettent de mesurer l'évolution de la charge  $P$  en fonction de la déflexion  $W$ . Par conséquent, il est possible de caractériser les propriétés à la rupture des sandwichs architecturés. En effet, la contrainte de compression à la rupture de la peau supérieure  $\sigma_p$  et la contrainte de cisaillement à la rupture de l'âme  $\tau_a$  sont déterminées par les équations (2.24) et (2.25).

$$\sigma_p = \frac{Pd}{4be_p(e_p + e_a)} \quad (2.24)$$

$$\tau_a = \frac{P}{2b(e_p + e_a)} \quad (2.25)$$

### 2.7.4. Essai d'indentation

Les essais d'indentation sur les matériaux sandwichs sont effectués pour étudier leur comportement mécanique et leur capacité d'absorption d'énergie lorsqu'ils sont soumis à des charges d'indentation quasi-statiques. Ces tests permettent également d'évaluer l'influence de différents paramètres tels que l'épaisseur des parois, la densité du matériau et les conditions aux limites sur la réponse mécanique et l'absorption d'énergie des panneaux sandwichs. Les résultats de ces tests peuvent être utilisés pour optimiser la conception des structures sandwichs pour des applications spécifiques.

Les propriétés d'indentation des structures sandwichs sont étudiées en équipant la machine d'essais INSTRON d'une cellule de charge de 10 kN (Figure 2.20). L'essai d'indentation par un support cylindrique consiste à imposer une charge  $P$  au milieu d'un échantillon sandwich maintenu sur un plateau rigide à une vitesse de déplacement constante de 1 mm/min. Les éprouvettes sont imprimées selon les dimensions suivantes :  $100 \times 25 \times 7$  mm avec différentes configurations et paramètres d'âmes (définies dans le paragraphe 2.6). Deux capteurs d'émission acoustique sont collés à la surface de l'éprouvette permettant d'enregistrer les signaux acoustiques.

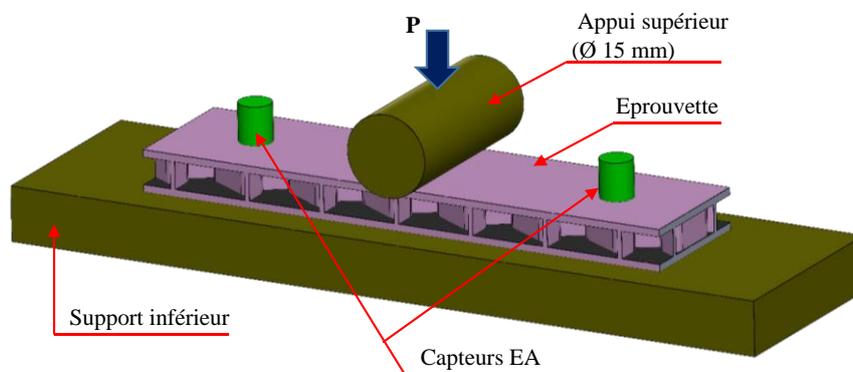


Figure 2.20 Dispositif expérimental utilisé pour les essais d'indentation.

### 2.7.5. Essai de fatigue

Les essais de fatigue sont réalisés en flexion trois-points conformément à la norme ASTM D790-86 [191] à l'aide d'une machine hydraulique équipée d'un capteur de charge de 1 kN. Les sandwichs architecturés testés sont fabriqués avec différentes configurations et paramètres d'âmes (définies dans le paragraphe 2.6). Comme pour les essais statiques, la distance entre appuis utilisée est fixée à 110 mm. Un déplacement sinusoïdal est imposé sur les éprouvettes

durant l'essai de fatigue avec une fréquence égale à 5 Hz. Le rapport et le niveau de chargement  $R_c$  et  $r_c$  sont donnés par les expressions (2.26) et (2.27) et fixés respectivement à 0,2 et 0,55. Dont  $d_{max}$  et  $d_{min}$  représentent respectivement les déplacements maximal et minimal appliqués lors du cycle et  $d_{rup}$  est le déplacement à la rupture déterminé par les essais statiques de flexion trois-points. Le déplacement moyen (expression (2.28)) et l'amplitude du déplacement (expression (2.29)) varie lorsque les architectures d'âmes et les paramètres géométriques de la cellule varient. Autour de chaque valeur de déplacement  $d_{moy}$ , un déplacement cyclique d'amplitude  $d_{amp}$  est appliqué.

$$R_c = \frac{d_{min}}{d_{max}} \quad (2.26)$$

$$r_c = \frac{d_{max}}{d_{rup}} \quad (2.27)$$

$$d_{moy} = \frac{d_{max} + d_{min}}{2} \quad (2.28)$$

$$d_{amp} = \frac{d_{max} - d_{min}}{2} \quad (2.29)$$

## 2.7.6. Essai de vibration

### 2.7.6.1. Dispositif expérimental

La Figure 2.21 montre le dispositif de vibration et une illustration des éprouvettes utilisés. Toutes les éprouvettes sont imprimées en suivant les dimensions des architectures d'âmes et les paramètres géométriques définis dans le paragraphe 2.6. Une largeur de 25 mm et une épaisseur de 5 mm pour les âmes et de 7 mm pour les sandwichs (1 mm pour chaque peau et 5 mm pour l'âme) sont retenues. Les échantillons sont imprimés et testés pour quatre longueurs libres différentes : 230, 200, 170 et 140 mm. Afin d'éviter l'endommagement de la structure architecturée lors du serrage des éprouvettes, un bloc rectangulaire de 25 mm x 40 mm est imprimé à l'extrémité de chaque éprouvette.

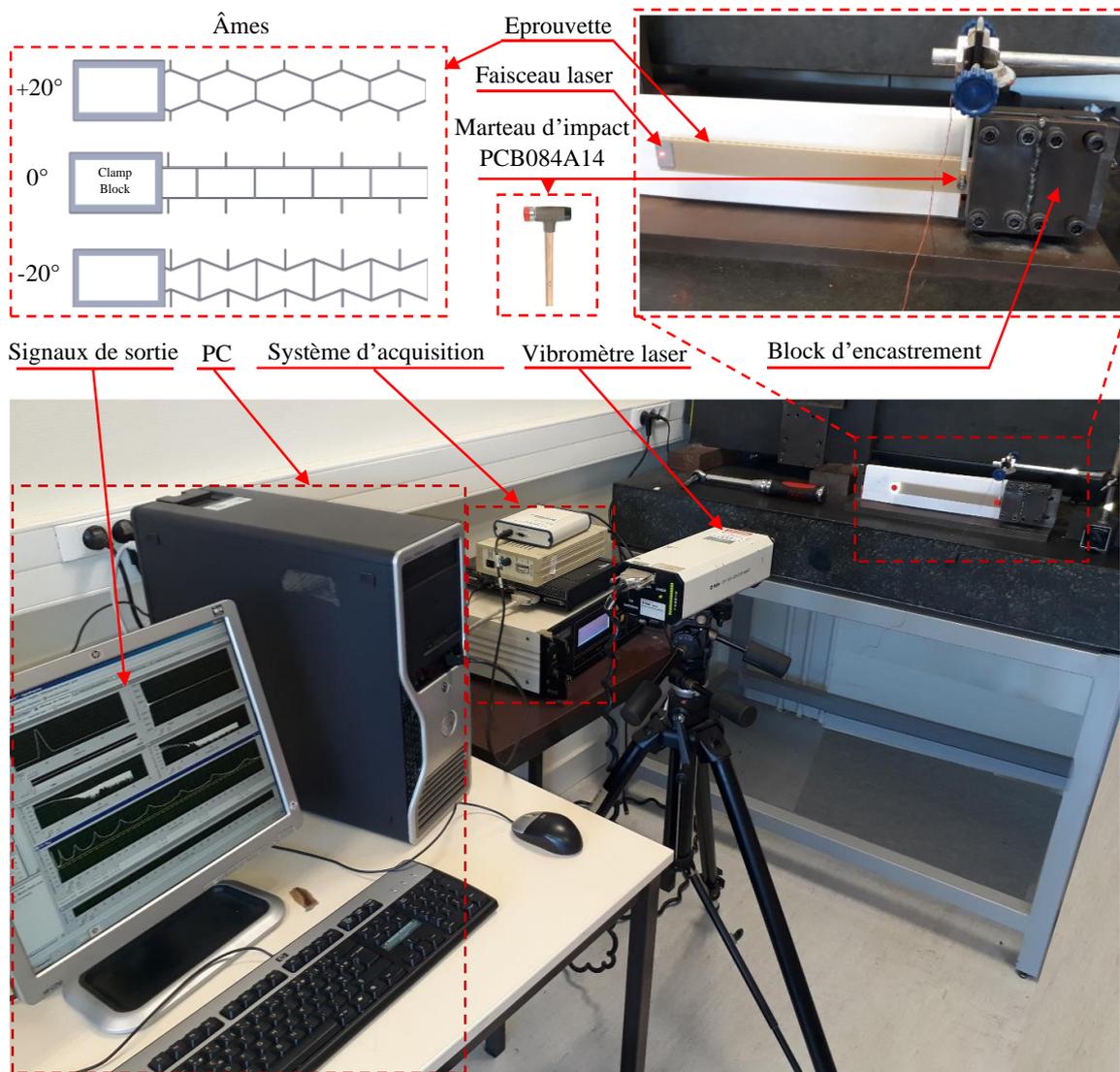


Figure 2.21 Dispositif expérimental de vibration.

Les éprouvettes (structure architecturée et sandwich) sont testées en configuration encastree-libre conformément à la norme ASTM E-756 [192]. Ces échantillons sont excités en un point proche de l'extrémité fixe (à une distance comprise entre 5 et 10 mm) avec un marteau d'impact spécifique. La réponse est détectée près de l'extrémité libre de l'échantillon à l'aide d'un vibromètre laser. Les signaux d'excitation de la structure et ceux de la provenant du vibromètre sont ensuite détectés et traités par un dispositif développé par SigLab dont la fonction est d'analyser les signaux dynamiques. Cet analyseur est essentiellement composé d'une carte d'acquisition, couplée à un logiciel de contrôle et de traitement du signal. L'amplitude et la fréquence sont mesurées pendant la flexion de l'éprouvette pour chaque pic de résonance.

### 2.7.6.2. Méthode de la bande passante à (-3dB)

La méthode de la bande passante -3dB [193] est employée pour calculer l'amortissement structurel des échantillons. Elle permet d'analyser la fonction de réponse en fréquence (FRF) obtenue expérimentalement pour définir les fréquences naturelles. Un logiciel de traitement est utilisé pour isoler les pics de résonance et les traiter séparément. Pour chaque pic, une bande passante est définie à -3 dB par rapport à la valeur maximale de son amplitude. Cette largeur de bande correspond aux fréquences d'intersection  $f_1$  et  $f_2$  comme illustre la Figure 2.22. Par conséquent, le facteur de d'amortissement  $\eta_n$  du  $n^{\text{ème}}$  mode est obtenu à l'aide de l'équation (2.30).

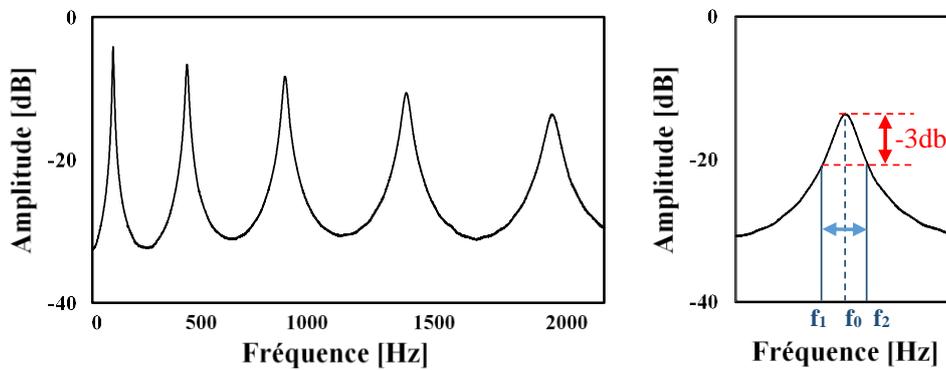


Figure 2.22 Méthode de la bande passante à (-3 dB).

$$\eta_n = \frac{f_2 - f_1}{f_n} \quad (2.30)$$

### 2.7.6.3. Rigidité dynamique des structures

Le module de Young des structures composites  $E$  est calculé pour chaque mode de flexion à l'aide de l'équation (2.31) [194]. Notons par  $\rho$  est la densité de base du matériau Lin/PLA est les paramètres  $l_x$  et  $e$  sont respectivement la longueur libre et l'épaisseur de la structure,  $f_n$  est la fréquence de résonance du  $n^{\text{ème}}$  mode de flexion et  $C_n$  présente le coefficient de  $n^{\text{ème}}$  mode en configuration encastree-libre comme illustre le Tableau 2. 16.

$$E = \frac{12\rho l_x^2 f_n^2}{e^2 C_n^2} \quad (2.31)$$

n <sup>ième</sup> mode	1	2	3	n > 3
Coefficient (C <sub>n</sub> ) de n <sup>ième</sup> mode	C <sub>1</sub> = 0,55959	C <sub>2</sub> = 3,5069	C <sub>3</sub> = 9,8194	C <sub>n</sub> = (π/2) (n-0,5) <sup>2</sup>

Tableau 2. 16 Coefficients pour le calcul du module de Young [194].

La rigidité équivalente des sandwichs architecturés peut être déterminée pour les différents modes de flexion à l'aide de l'équation (2.32) [195].  $L_x$  et  $l_x$  présentent respectivement la longueur totale et la longueur libre des éprouvettes,  $m$  présente la masse du sandwich et ( $\beta_n l$ ) le coefficient de n<sup>ème</sup> mode de vibration pour une configuration encastree-libre (Tableau 2.17).

$$(EI)_{eq} = \left(\frac{m}{L_x}\right) (2\pi f_n)^2 \left(\frac{l_x^2}{(\beta_n l_x)^2}\right)^2 \quad (2.32)$$

n <sup>ième</sup> mode	1	2	3	4	5	n > 5
Coefficient ( $\beta_{nl}$ ) de n <sup>ième</sup> mode	$\beta_{1l} = 1,875$	$\beta_{2l} = 4,694$	$\beta_{3l} = 7,854$	$\beta_{4l} = 10,995$	$\beta_{5l} = 14,137$	$\beta_{nl} = (p/2) (2n-1)$

Tableau 2.17 Coefficients pour le calcul de la rigidité équivalente [195].

## 2.7.7. Emission acoustique

### 2.7.7.1. Suivi par émission acoustique

L'endommagement des composites sandwichs architecturés est suivi à l'aide d'un dispositif de contrôle par émission acoustique EA (Figure 2.23). Les échantillons sont instrumentés au moyen de deux capteurs piézoélectriques spéciaux d'une bande passante comprise entre 100 kHz et 1 MHz, de marque "Mistras". Pour assurer une bonne propagation des signaux acoustiques, un gel spécial est utilisé afin d'assurer le couplage entre l'éprouvette et les capteurs. Deux pinces sont utilisées pour maintenir les capteurs sur l'éprouvette lors de l'essai. Les signaux acoustiques sont enregistrés pendant les essais mécaniques réalisés à une fréquence de 5 MHz. Les signaux acoustiques dont l'amplitude est inférieure à 40 dB sont filtrés grâce aux préamplificateurs utilisés afin d'éviter toute perturbation externe. L'acquisition des signaux est assurée par le logiciel AE-Win. Les paramètres d'acquisition utilisés sont définis par les valeurs suivantes : PDT=50 ms (Pic Definition Time), HDT=100 ms (Hit Definition Time) et HLT=200 ms (Hit Lock-out Time). Ces paramètres jouent un rôle important dans la définition des plages temporelles pour l'acquisition des signaux. En effet, le paramètre PDT est utilisé pour déterminer le temps de pic qui correspond à l'amplitude du signal. HDT est un paramètre qui

permet de définir la fin d'une salve et notamment d'éviter l'enveloppement des salves voisines. Par ailleurs, l'HLT est un paramètre qui permet de créer un time-out au bout de l'enregistrement de chaque salve afin d'ignorer les réflexions de la salve [196].

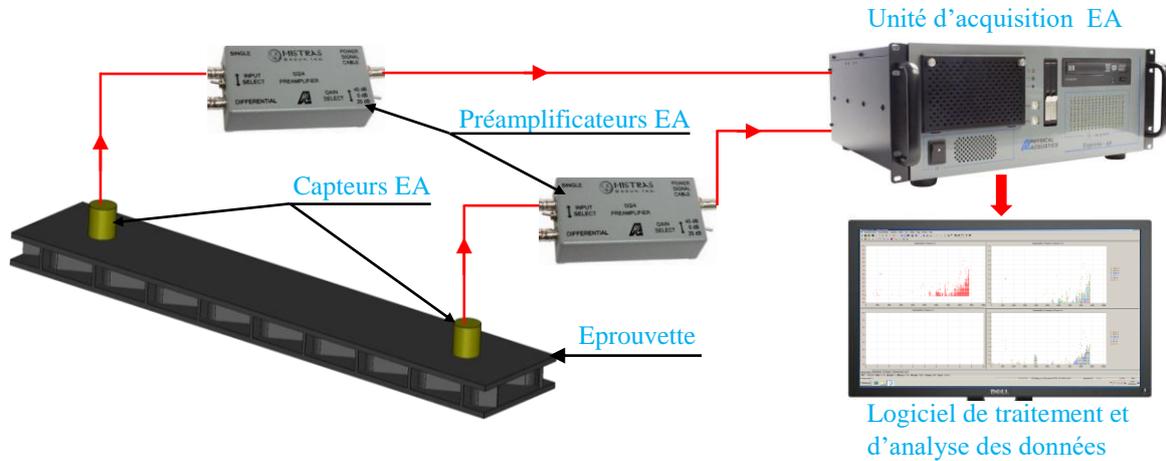
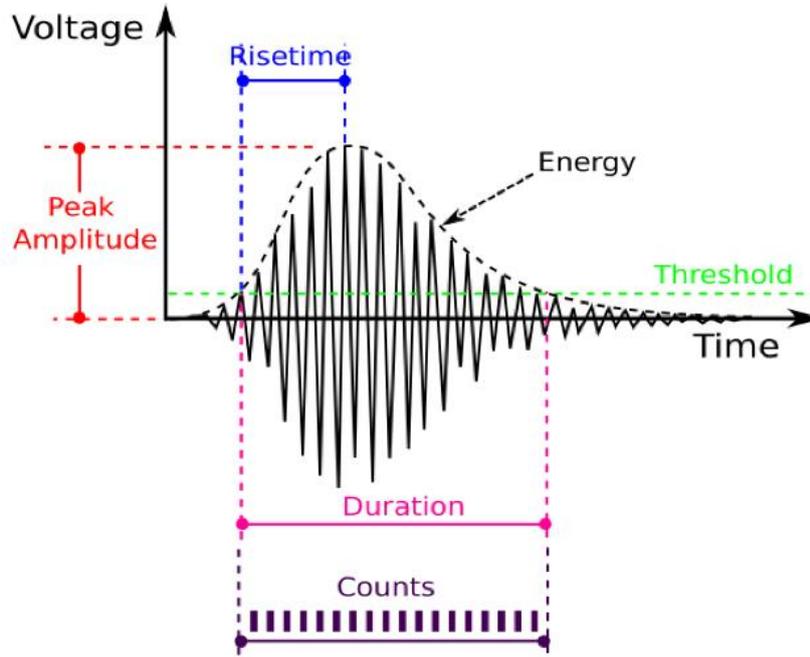


Figure 2.23 Dispositif d'essai et de suivi par émission acoustique.

### 2.7.7.2. Classification et analyse

Les signaux d'EA sont traités avec le logiciel NOESIS ou avec un programme de traitement développé sur le logiciel MATLAB. Afin que la classification de l'ensemble des données soit reproductible. Cinq indicateurs temporels sont sélectionnés : l'amplitude, la durée, le temps de montée, l'énergie absolue et le nombre de coups cumulés. Ces paramètres représentent globalement la structure d'une salve comme illustre la Figure 2.24.

Pour une classification non supervisée, un algorithme de k-moyens est employé [197]. Cet algorithme vise à séparer une telle population de  $n$  événements par un nombre de  $k$  classes optimal. Chaque événement fait partie de la classe dont les propriétés moyennes sont proches selon les paramètres de la classification choisie. Tout d'abord, les données sont centrées et réduites afin d'être comparables bien qu'elles soient d'unités différentes. À cette fin, la conversion décrite dans l'expression (2.33) est apportée à tous les signaux. Dans laquelle,  $x_i$  est associé à l'événement  $i$  de l'ensemble de données  $\Omega_p$ , relatif au classificateur  $p$ .  $\sigma_{xp}$  et  $m_{xp}$  représentent respectivement l'écart-type et la moyenne de  $\Omega_p$  et  $\Delta$  étant l'ensemble des classificateurs adoptés.



$$\forall i \in \Omega_p, p \in \Delta: Z_i = \frac{x_i - m_{xp}}{\sigma_{xp}} \quad (2.33)$$

Après avoir normalisé les données, l'algorithme des k-moyens est alors appliqué. Un partitionnement aléatoire est initialement appliqué, ainsi que la distance euclidienne [197, 199]. L'algorithme est appliqué en plusieurs séquences de mille itérations chacune, en faisant varier le nombre de classes de 2 à 7. Pour chaque étape, le coefficient de Davies et Bouldin  $R_{ij}$  [200] est calculé par l'équation (2.34) pour obtenir le nombre de classes optimal qui correspond à une valeur minimale de  $R_{ij}$ . Où  $k$  est le nombre de classes imposé,  $d_i$  et  $d_j$  sont respectivement les distances moyennes dans les classes  $i$  et  $j$  et  $d_{ij}$  est la distance moyenne entre les classes  $i$  et  $j$ .

$$R_{ij}(D\&B) = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^n \max_i \left( \frac{d_i + d_j}{d_{ij}} \right) \quad (2.34)$$

## 2.8. Modèles numériques

Pour analyser les propriétés mécaniques des structures architecturées et des sandwichs, des modèles éléments finis sont développés à l'aide du logiciel Abaqus. Le principal objectif est donc de prédire la réponse mécanique et dynamique des âmes architecturées et des structures sandwichs. À cette fin, des modèles par éléments finis sont développés pour estimer les

résultats obtenus expérimentalement. Les éprouvettes sont soumises aux conditions aux limites et de chargements similaires à ceux appliqués dans les essais expérimentaux.

### 2.8.1. Optimisation du maillage

Une étude de convergence du maillage est réalisée dans les modèles développés. Les résultats de cette analyse montrent que le modèle dépend de la taille du maillage, comme la plupart des modèles basés sur la plasticité. Dans cette approche, trois tailles de maille différentes (0,5 mm, 1 mm et 1,5 mm) sont adoptées dans l'analyse d'une structure sandwich afin d'étudier la sensibilité de la maille du modèle. Ces valeurs sont choisies afin que la taille des éléments de maillage soient proches de l'épaisseur de la peau (1 mm). Dans la Figure 2.25, les analyses sont présentées avec des tailles de maillage de 0,5 mm, 1 mm et 1,5 mm. Les résultats dépendent du maillage, en particulier en termes de déplacements à la rupture. Toutes les tailles de maille donnent des résultats similaires en termes du comportement élastique. Le maillage de 1 mm donne les résultats les plus précis par rapport aux résultats de l'essai et est donc choisi pour toutes les simulations ultérieures de tous les sandwiches.

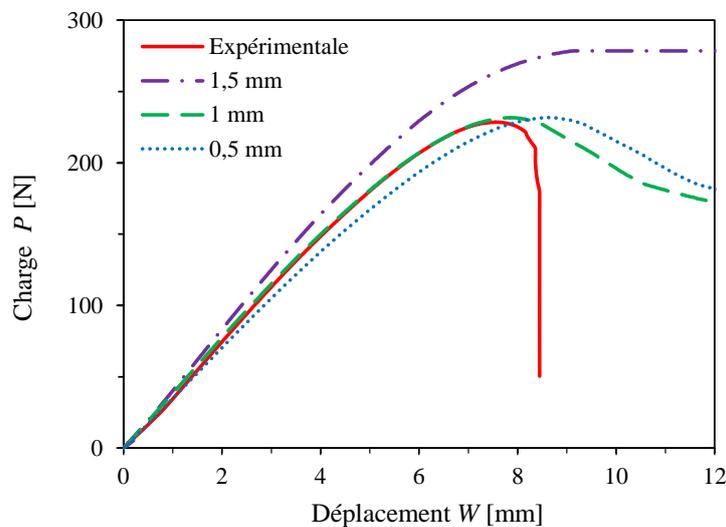


Figure 2.25 Exemple d'étude de convergence du maillage d'un sandwich anti-trichiral.

### 2.8.2. Modèle numérique de traction

Des simulations numériques de traction sont réalisées afin de les comparer aux résultats des essais expérimentaux. Les résultats obtenus avec le modèle permettent ainsi de déterminer numériquement le coefficient de Poisson et un module de Young structurel des âmes architecturées. Les éprouvettes sont conçues à l'aide du logiciel de CAO SolidWorks en raison

de leurs architectures de formes complexes. Ensuite, le modèle est converti en instructions compatibles avec le logiciel de calcul ABAQUS/Standard.

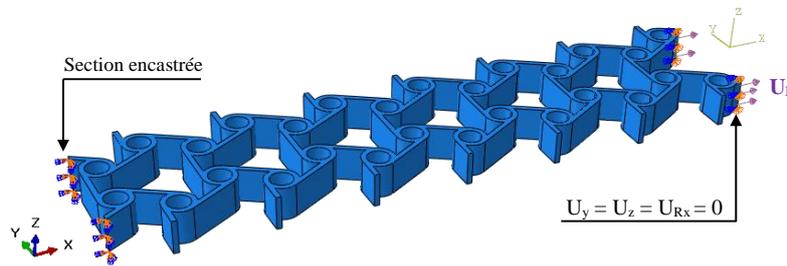


Figure 2.26 Modèle éléments finis en traction.

Le matériau composite des âmes est supposé avoir un comportement élasto-plastique. La non-linéarité du matériau est définie par la géométrie de la structure architecturée importée dans le logiciel. La loi de comportement utilisée est celle définie expérimentalement par l'essai de traction. La Figure 2.26 montre les conditions aux limites et de chargement de l'éprouvette. Les dimensions des éprouvettes modèles sont identiques à celle utilisées lors des essais expérimentaux.

### 2.8.3. Modèle numérique de flexion

Les sandwichs architecturés sont conçus en 3D à l'aide du logiciel Solidworks. Les structures sandwichs sont modélisées avec les mêmes dimensions et les mêmes paramètres définis expérimentalement. Le modèle et les conditions aux limites sont illustrés dans la Figure 2.27. La structure est discrétisée en éléments quadratiques tétraédriques C3D10 à l'aide du logiciel ABAQUS implicite. Le nombre d'éléments dans le modèle dépend de la nature et des paramètres géométriques de la structure architecturée. Le type de maillage et le nombre d'éléments de chaque échantillon sont définis grâce à une stratégie d'optimisation du maillage (§ 2.8.1). La loi de comportement utilisée dans le logiciel de calcul est celle définie expérimentalement par l'essai de traction. Il convient de noter que le modèle développé ne prend pas en compte l'endommagement, ce qui signifie que seul le comportement élasto-plastique de l'éprouvette est traité.

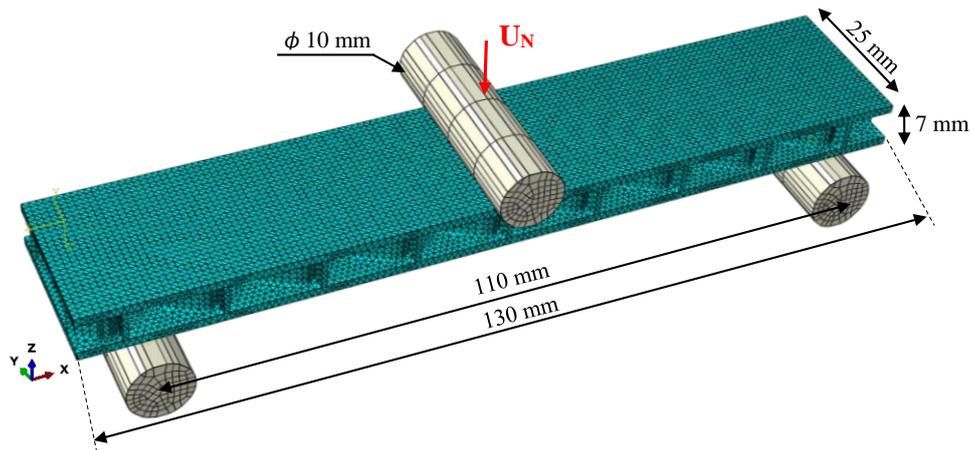


Figure 2.27 Modèle éléments finis en flexion 3-points.

#### 2.8.4. Modèle numérique de vibration

Plusieurs approches numériques sont utilisées pour déterminer les propriétés d'amortissement des matériaux architecturés. Les premières méthodes d'évaluation du facteur d'amortissement des matériaux composites sont développées par Ungar et Kerwin [201]. Ensuite, Adams et Bacon [202] proposent la méthode de l'énergie de déformation. Cette méthode est basée sur une analyse de l'énergie totale dissipée dans le composite. Cette méthode est ensuite utilisée et développée par plusieurs auteurs [111, 125].

Une autre méthode de modélisation des phénomènes dynamiques est utilisée dans ce travail. Cette méthode a l'avantage de simuler exactement le processus expérimental. Les échantillons utilisés numériquement ont les mêmes dimensions que ceux testés expérimentalement. Les éprouvettes sont étudiées dans une configuration encasturé-libre où la face portée par le plan YZ est encasturée. Chaque échantillon est excité en un point proche de son extrémité fixe par une force ( $F$ ) et la réponse est détectée près de son extrémité libre.

La Figure 2.28 montre les conditions aux limites du modèle avec le maillage sélectionné en éléments quadratiques tétraédriques (C3D10). Le nombre d'éléments utilisé est défini en fonction de la structure architecturée et ses paramètres géométriques. Plusieurs simulations sont effectuées pour déterminer les courbes de la réponse modale. Les résultats obtenus initialement sont des courbes d'amplitude (dB) en fonction de la fréquence (Hz). Ces réponses sont utilisées pour estimer le facteur de perte des âmes et des sandwichs avec la méthode HPB. Le comportement de matériaux utilisé dans le modèle d'éléments finis est celui déterminé expérimentalement sur des peaux en Lin/PLA. Également, le comportement d'amortissement

de matériau de base introduit dans le modèle est celui déterminé expérimentalement pour les peaux. Le solveur Lanczos sur ABAQUS est utilisé pour calculer les fréquences de résonance de chaque échantillon.

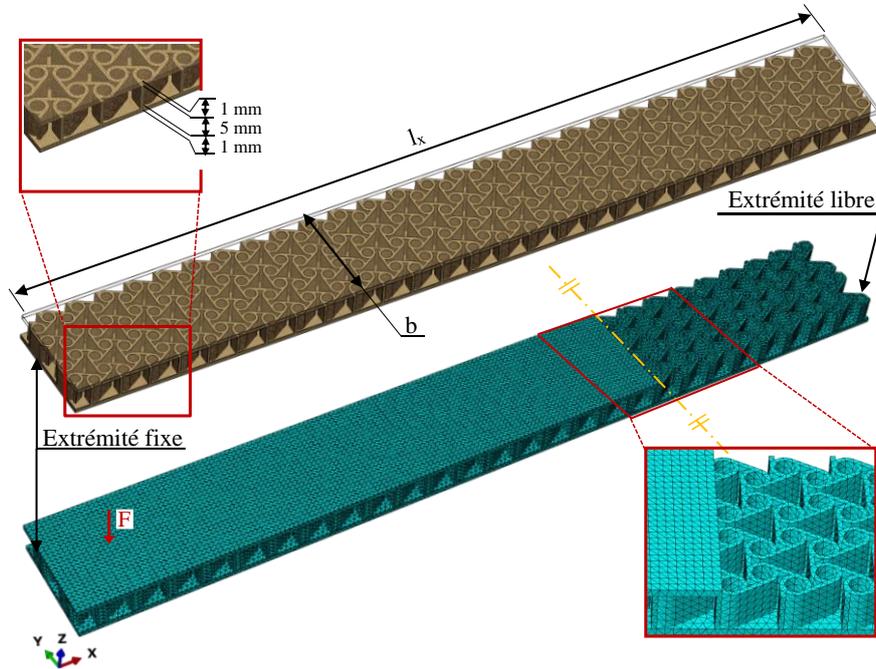


Figure 2.28 Modèle éléments finis en vibration.

## 2.9. Caractérisation expérimentale des peaux Lin/PLA

### 2.9.1. Propriétés en traction

Compte tenu du procédé de fabrication additive multicouches utilisé, il convient de déterminer les caractéristiques expérimentales du matériau de base Lin/PLA et de les comparer à celles données par le fournisseur Nanovia [153]. Par ailleurs, la direction d'impression des éprouvettes est vérifiée. Essassi et al. [72] ont étudié l'effet de la direction d'impression sur le comportement mécanique d'une éprouvette obtenue par la fabrication additive. Ils ont montré également, suite aux essais de traction, que la direction qui correspond au sens de chargement, améliore les propriétés statiques de matériau. Dans le cas présent, l'étude est réalisée sur des éprouvettes haltères (Figure 2. 16.a) imprimées dans la direction de charge (Axe X).

La courbe moyenne contrainte/déformation obtenue est présentée à la Figure 2.29. Le module de Young  $E$  est ensuite mesuré, la contrainte ainsi que les déformations élastiques et plastiques ultimes, notées respectivement  $\sigma_u$ ,  $\varepsilon_u$  et  $\varepsilon_p$  sont relevées. Les résultats moyens obtenus

sont listés dans le Tableau 2.18. Les propriétés expérimentales sont proches de celles fournies par le fabricant. Par conséquent, les âmes architecturées et les sandwichs sont imprimés selon la direction X.

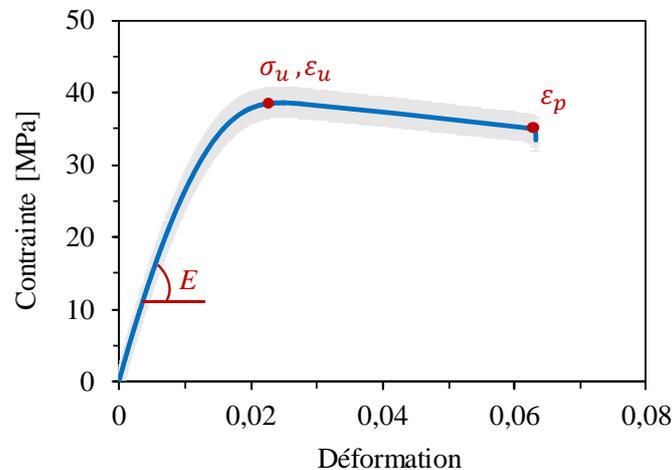


Figure 2.29 Courbe contrainte/déformation du composite Lin/PLA imprimé suivant la direction (X).

	Module de Young $E$ [GPa]	Contrainte ultime $\sigma_u$ [MPa]	Déformation élastique ultime $\varepsilon_u$	Déformation plastique ultime $\varepsilon_p$	Coefficient de Poisson $\nu$
Valeurs expérimentales	$3,2 \pm 0,25$	$39 \pm 2,5$	0,025	0,06	0,3
Valeurs fournies par Nanovia [153]	3,4	42	0.025	-	0,3

Tableau 2.18 Propriétés quasi-statiques du composite Lin/PLA imprimé en 3D.

## 2.9.2. Propriétés en flexion 3-points

### 2.9.2.1. Caractéristiques à la rupture

Le comportement en flexion 3-points du matériau composite de base Lin/PLA est étudié conformément à la norme ISO 178 [203]. La contrainte de flexion  $\sigma_f$  et la déformation en flexion  $\varepsilon_f$  sont déterminées respectivement par les équations (2.35) et (2.36), où  $P$  est la charge appliquée,  $d$  est la distance entre appuis,  $b$  et  $e$  sont respectivement la largeur et l'épaisseur de l'éprouvette et  $w$  est la déflexion. Les éprouvettes sont imprimées avec une longueur totale de 80 mm, une largeur de 10 mm et une épaisseur de 4 mm. Ces échantillons sont ensuite testés en flexion 3-points avec une distance entre appuis de 64 mm afin de déterminer leurs propriétés à la rupture.

$$\sigma_f = \frac{3Pd}{2be^2} \quad (2.35)$$

$$\varepsilon_f = \frac{6we}{d^2} \quad (2.36)$$

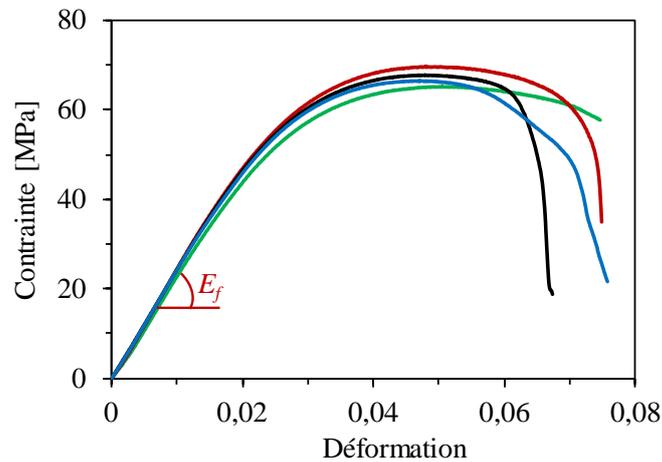


Figure 2.30 Courbes contrainte-déformation en flexion 3-points.

	Module d'élasticité en flexion $E_f$ [GPa]	Contrainte en flexion à 3,5% $\sigma_{f,3,5}$ [MPa]	Contrainte Maximale en flexion $\sigma_f$ [MPa]	Déformation maximale en flexion $\varepsilon_{fM}$
Valeurs expérimentales	2,1 ±0,2	65 ±2	67,5 ±2,5	0,071±410 <sup>-3</sup>
Valeurs fournies par : Nanovia [153] et Kimya [204]	2,3	67,6	-	-

Tableau 2.19 Propriétés en flexion du composite Lin/PLA [203].

Les résultats des essais de flexion sont illustrés sur la Figure 2.30. À partir des courbes contrainte/déformation, le module de flexion  $E_f$  est mesuré. Les valeurs des contraintes et des déformations à la rupture, notées respectivement  $\sigma_f$  et  $\varepsilon_f$ , sont également relevées. Les valeurs moyennes de ces résultats sont présentées dans le Tableau 2.19 et comparées avec celles fournies par les fabricants.

### 2.9.3. Propriétés d'amortissement

Les propriétés d'amortissement de matériau de base Lin/PLA sont déterminées expérimentalement à l'aide de dispositif illustré sur la Figure 2.21. Les peaux de largeur 25 mm

et d'épaisseur 7 mm sont testées avec plusieurs longueurs libres d'éprouvette en configuration encastrement-libre conformément à la norme ASTM E-756 [192]. Les résultats de cette étude sont présentés dans la Figure 2.31. Ils donnent l'évolution du facteur de perte en fonction de la fréquence de vibration. Le facteur d'amortissement tend à augmenter avec la fréquence. En effet, l'augmentation moyenne est d'environ 35 %. Le facteur de perte à basse fréquence est de l'ordre de 1,7 %, puis augmente considérablement dans la gamme de fréquence entre 0 Hz et 1000 Hz. Au-delà de cette fréquence, l'amortissement augmente progressivement pour d'atteindre une valeur quasi-asymptotique d'environ 2,6 %.

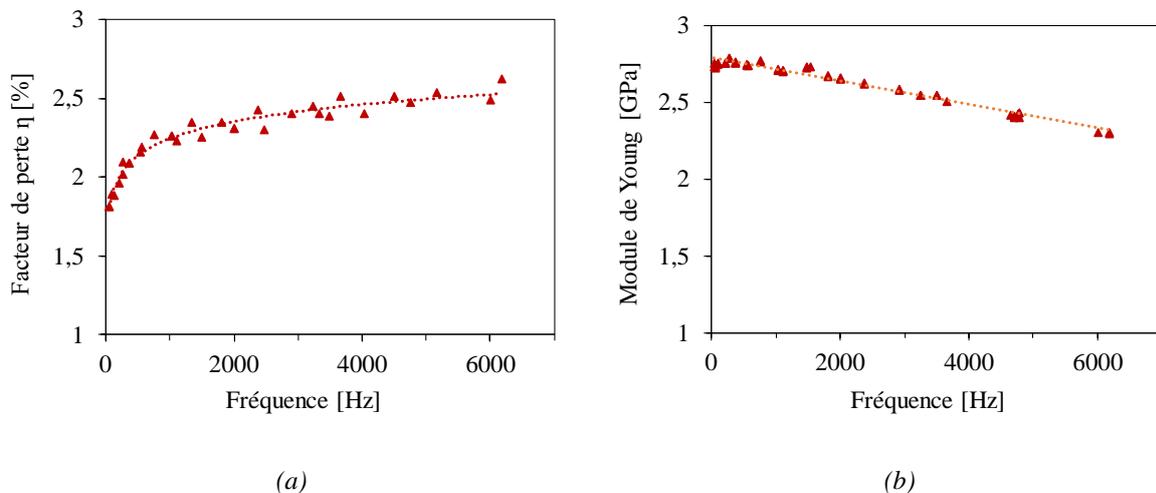


Figure 2.31 Propriétés dynamiques des peaux : a) facteur de perte et b) module de Young.

La variation du module de Young dynamique en fonction de la fréquence est représentée sur la Figure 2.31b. Le module de Young diminue lorsque la fréquence augmente. En fait, le module dynamique mesuré à basse fréquence se rapproche de la valeur de module de Young mesurée par des essais quasi-statiques et donnée dans le Tableau 2.18.

## 2.10. Conclusion

Dans ce chapitre, les constituants naturels utilisés pour le matériau composite de base sont sélectionnés selon des critères relevant principalement de leurs comportements écologiques et mécaniques. D'un côté, le matériau composite est biosourcé, biodégradable et recyclable et de l'autre côté il possède des propriétés mécaniques et dynamiques intéressantes pour diverses applications industrielles. Ces critères ont conduit à l'utilisation du PLA (l'acide polylactique) renforcée par des fibres courtes de lin. Le procédé d'impression 3D est employé pour la mise

en œuvre des âmes architecturées, peaux et sandwichs à l'aide d'une imprimante équipée des technologies d'impression 3D les plus récentes.

Les structures architecturées étudiées dans cette thèse sont ainsi présentées. Chaque structure architecturée possède une géométrie spécifique constituée par un ensemble des cellules périodiques. Ces cellules sont également constituées par un certain nombre de cellules de base. Chaque type de cellule est caractérisé par des paramètres géométriques, dont le but est de définir les propriétés mécaniques et dynamiques des âmes et sandwichs en fonction de leurs architectures. Par conséquent, deux réseaux architecturés d'âmes sont étudiés en statique, fatigue et vibration afin de tirer les caractéristiques spécifiques de chaque structure. Cette optimisation structurelle de forme conduit à une synthèse sur l'utilisation industrielle des composites sandwichs architecturés.

Ce chapitre a permis également de présenter les dispositifs expérimentaux utilisés dans ce travail de thèse et les méthodologies de caractérisation expérimentales et numériques des âmes architecturées, sandwichs et peaux. Les protocoles pour les essais expérimentaux et les dimensions des éprouvettes sont établis conformément aux normes internationales en vigueur. Une étude porte sur les peaux afin de déterminer les propriétés expérimentales de matériau composite de base Lin/PLA. Cette étude est basée sur les essais de traction, flexion et vibration. Les caractéristiques intrinsèques trouvées ont mis en évidence l'importance des constituants naturels utilisés dans ce composite et notamment le procédé de mise en œuvre utilisé. Ces propriétés sont utilisées par la suite pour le développement des modèles de calculs par éléments finis. Ces modèles numériques sont utilisés plus tard pour l'estimation des propriétés mécaniques et dynamiques des âmes architecturées et des structures sandwichs. Une analyse d'optimisation du maillage est établie dans le calcul par éléments finis permettant la convergence vers leurs valeurs expérimentales.



## **Chapitre 3: Caractérisation quasi-statique des structures architecturées et des sandwichs**

### **Résumé**

Ce chapitre décrit le comportement mécanique en statique des structures architecturées et des sandwichs fabriqués en Lin/PLA. Des essais quasi-statiques de traction uniaxiale et de compression transversale sont, tout d'abord, réalisés sur les structures architecturées. Celles-ci sont présentées avec une diversité structurelle variant en fonction de leurs types, tailles, densités relatives ainsi que leurs dimensions cellulaires. Ces structures architecturées constituent en effet deux types de réseaux architecturés : un réseau conventionnel/ré-entrant et un réseau chiral/anti-chiral. Les propriétés élastiques sont évaluées en fonction de chaque configuration de structure architecturée et comparées à celles appartenant au même réseau. De plus, une étude par éléments finis est développée en vue de fournir des prédictions. Des essais expérimentaux du comportement des sandwichs architecturés en flexion 3-points et d'indentation sont réalisés. Certains de ces essais sont suivis par émission acoustique (EA) afin d'identifier et de suivre les mécanismes d'endommagement au cours de l'essai. Des observations microscopiques sont également effectuées afin de mettre en relation les classes d'EA obtenues et les dommages observés.



### 3.1. Introduction

Les structures composites sandwichs ont été largement utilisées dans plusieurs applications industrielles en raison de leur faible poids et de leurs bonnes propriétés mécaniques. Étant donné qu'elles sont couramment utilisées en tant que composants de construction, il est crucial de préserver leur intégrité structurelle dans diverses situations de charge. Les charges de traction/compression, flexion et d'indentation sont parmi les types des charges critiques auxquels ces matériaux peuvent être exposés en service. Leurs réponses aux diverses sollicitations et leurs comportements statiques dépendent de différents paramètres liés à leur fabrication, les architectures des âmes utilisées et leurs paramètres géométriques. Cependant, lors du processus de conception, l'évaluation de la résistance des matériaux composites architecturés aux charges quasi-statiques peut s'avérer difficile. Une étude expérimentale approfondie est donc nécessaire pour mieux choisir les paramètres structurels les plus adaptés à une telle application industrielle.

Dans ce chapitre, les structures architecturées sont testées en traction et en compression alors que les sandwichs sont testés en flexion et en indentation. En effet, ces structures sont étudiées séparément en deux catégories de réseau. Un réseau conventionnel et ré-entrant dont l'effet de l'angle initiale est évalué en fonction des densités relatives et un réseau chiral et anti-chiral dont l'effet de forme de la cellule unitaire et ses paramètres géométriques sont examinés. Des études par éléments finis sont développées pour simuler le comportement des matériaux composites architecturés sous différentes conditions de charge. Des observations microscopiques à l'aide d'un microscope électronique à balayage (MEB) sont réalisées pour observer les différentes zones de rupture en traction, flexion et indentation. Les structures architecturées et les sandwichs étudiées dans cette partie sont fabriqués à partir d'un filament Lin/PLA à l'aide de la technique de fabrication additive en raison de leurs formes complexes. L'accent est porté essentiellement sur l'effet de la structure des cellules et leurs paramètres géométriques sur le comportement quasi-statique des structures architecturées et des sandwichs.

En même temps, un suivi de l'évolution des mécanismes d'endommagement durant les essais d'indentation est effectué à l'aide de la technique d'émission acoustique (EA). Une identification des mécanismes d'endommagement est réalisée à l'aide d'une classification non supervisée. Les paramètres retenus pour la classification sont l'énergie acoustique, l'amplitude, le nombre cumulé de coups, la durée et le temps de monter. L'analyse microscopique des éprouvettes

étudiées est corrélée aux classes d'EA obtenues afin d'identifier les principaux mécanismes d'endommagement.

### 3.2. Comportement des structures architecturées en traction

Les essais de traction sont effectués sur divers types de structures (définie dans le paragraphe 2.6). Ces structures sont regroupées sous forme de deux catégories de réseau :

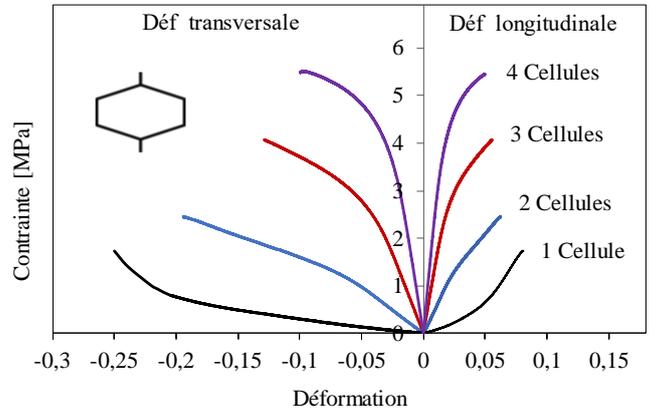
- Un réseau conventionnel et ré-entrant : cette catégorie regroupe les âmes hexagonale (H), rectangulaire (R) et ré-entrante (Ré).
- Un réseau chiral et anti-chiral : cette famille regroupe les âmes Tri-Chirale (TC3), Tétra-Chirale (TC4), Anti-Tri-Chirale (ATC3), Anti-Tétra-Chirale (ATC4), Anti-Tri-Chirale Ré-entrante (ATCR3) et Anti-Tétra-Chirale Fléchée (ATCF4).

Tous les échantillons sont obtenus par la technique d'impression 3D. Tous les essais sont réalisés sur une machine hydraulique de traction « INSTRON standard » avec une cellule de charge de 1 kN et avec une vitesse de 1 mm/min conformément à la norme ASTM D638-14 [188]. Toutes les structures architecturées sont testées afin de déterminer leurs modules de Young structurels et leurs coefficients de Poisson. Par ailleurs, un modèle numérique de calcul de traction est développé afin de déterminer les propriétés élastiques des âmes obtenues expérimentalement.

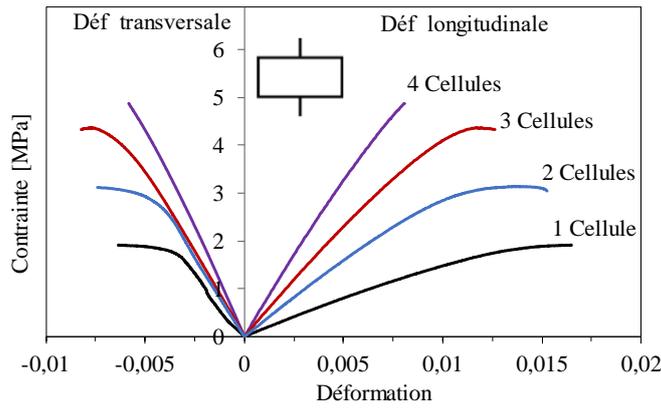
#### 3.2.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants

Les essais de traction sont menés sur les structures architecturées hexagonales (H), rectangulaires (R) et ré-entrantes (Ré). Dans ces structures en nids d'abeilles, le sens de l'angle  $\theta$  varie de +20, 0 et -20 degrés. Chaque configuration est testée pour quatre densités en fonction du nombre de cellules suivant la largeur de l'éprouvette. Le premier résultat est présenté sur la Figure 3.1 qui montre les courbes contrainte/déformation longitudinales et transversales pour toutes les densités et pour chaque configuration. Les résultats montrent que la déformation transversale est négative pour les structures constituées des cellules Hexagonales (+20°) et rectangulaires (0°) en raison de la contraction de la structure pendant l'essai de traction, alors qu'elle est positive pour les éprouvettes constituées d'une cellule ré-entrantes en raison d'une dilatation transversale de la structure pendant l'essai. Ces matériaux peuvent s'amincir ou s'épaissir dans les directions perpendiculaires à une charge de traction selon l'axe  $X$  (voir Figure

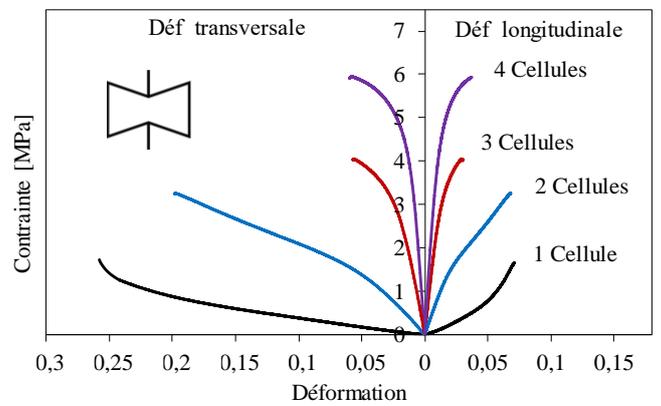
2.17). Par conséquent, les structures architecturées hexagonales et ré-entrantes changent leurs structures progressivement au cours de l'essai afin de devenir de forme rectangulaire et commencent à s'allonger dans la direction de la charge et à rétrécir les parois des cellules dans les autres directions jusqu'à la rupture (Figure 3.2).



(a)



(b)



(c)

Figure 3.1 Courbes contraintes/déformations en fonction de nombre de cellules dans la largeur pour trois configurations de nid d'abeilles : a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante.

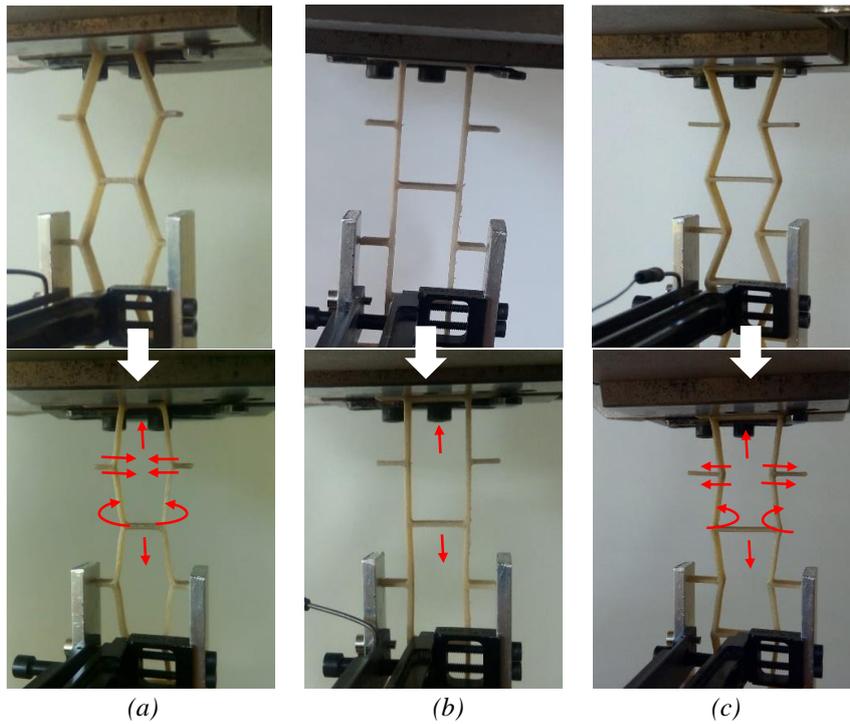


Figure 3.2 Déformation des cellules au cours des essais de traction : a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante.

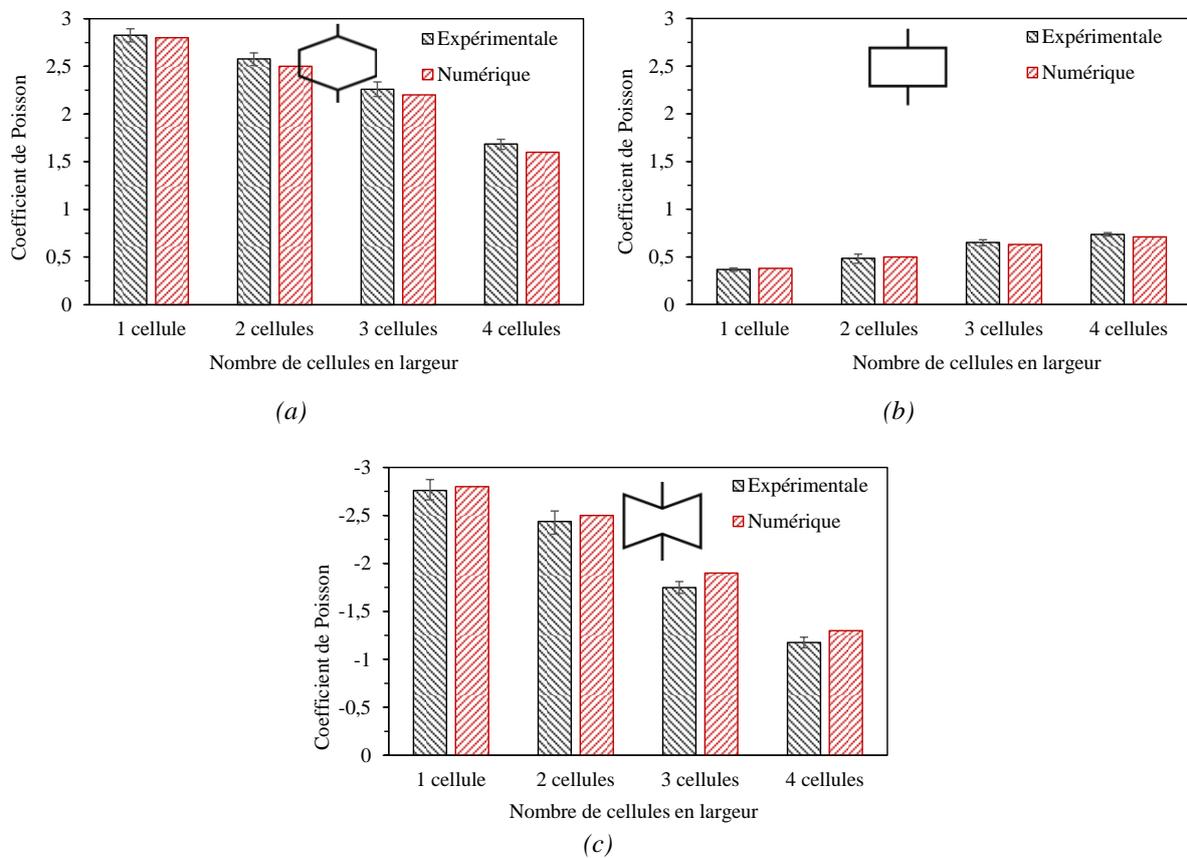


Figure 3.3 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du coefficient de Poisson structural des structures : a) hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes.

Le coefficient de Poisson structurel est déterminé pour chaque éprouvette en mesurant la pente de la courbe déformation transversale en fonction de la déformation longitudinale. La Figure 3.3 montre une comparaison entre les valeurs des résultats expérimentaux et des simulations numériques du coefficient de Poisson des structures architecturées hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes en fonction du nombre de cellules suivant la largeur. La différence entre les essais expérimentaux et les calculs, est de l'ordre de 2% à 4 %. Le coefficient de Poisson est négatif pour les nids d'abeilles ré-entrants, ce qui montre bien son comportement auxétique. Par contre, pour les deux autres configurations, ce coefficient de Poisson est positif. Les résultats montrent également que les valeurs absolues du coefficient de Poisson structurel augmentent lorsque le nombre de cellules suivant la largeur de l'éprouvette diminue pour les configurations hexagonales et ré-entrantes. Pour la configuration rectangulaire, ce coefficient diminue lorsque le nombre de cellules suivant la largeur est peu important.

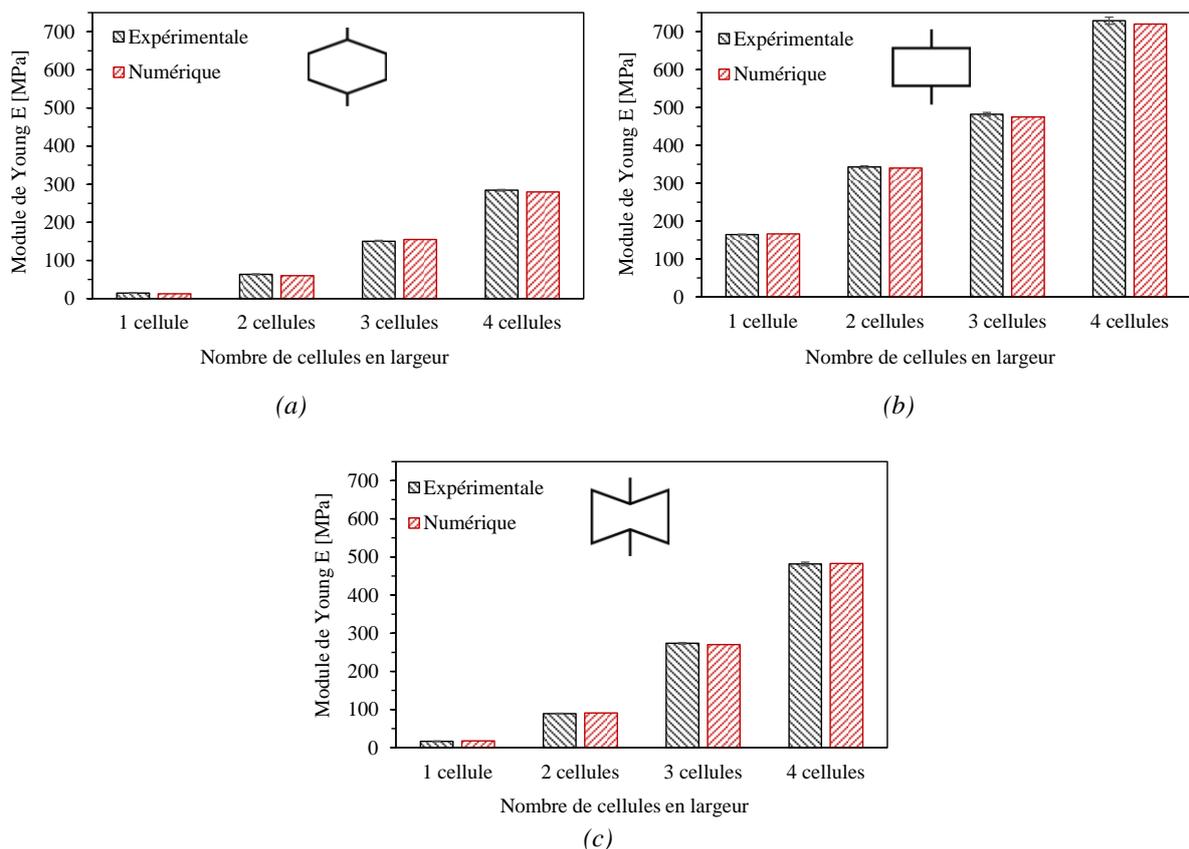


Figure 3.4 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du module de Young des structures :  
a) hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes.

Le module de Young structurel de chaque éprouvette est calculé à partir des courbes de contrainte/déformation longitudinale. Le module est représenté par la pente de chaque courbe contrainte/déformation longitudinale dans la zone élastique obtenu expérimentalement. La

Figure 3.4 montre une comparaison de l'évolution des résultats expérimentaux et des simulations numériques du module de Young structurel des nids d'abeilles hexagonaux, rectangulaires et ré-entrants en fonction du nombre de cellules suivant la largeur des éprouvettes. Les résultats montrent que le module croît avec l'augmentation du nombre de cellules suivant la largeur. Le résultat montre également que le module de Young structurel de la configuration rectangulaire est le plus élevé des trois configurations quel que soit le nombre de cellules suivant la largeur.

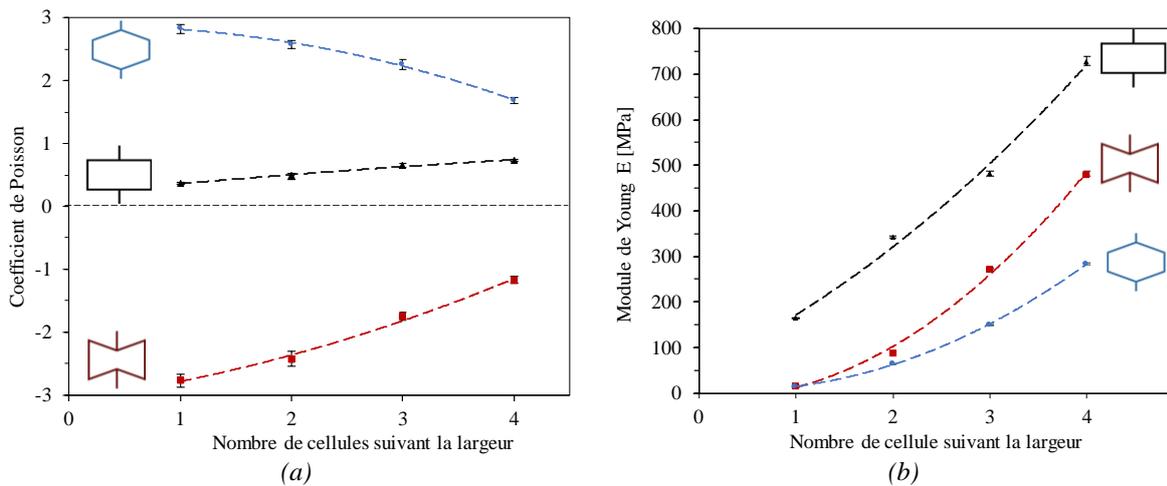


Figure 3.5 Comparaison des résultats expérimentaux des structures conventionnelles et ré-entrante : a) coefficient de Poisson et b) module de Young.

La Figure 3.5 présente une comparaison des propriétés élastiques entre les structures conventionnelles et ré-entrantes. On observe que les courbes du coefficient de Poisson structurel des structures hexagonale ( $+20^\circ$ ) et ré-entrante ( $-20^\circ$ ) sont symétriques (axe 0) en fonction du nombre de cellules dans la largeur. Cette symétrie montre l'effet significatif de l'angle  $\theta$  sur le coefficient de Poisson structurel et par conséquent sur le comportement auxétique ou non de chaque cellule. Bien que l'angle  $\theta$  reste constant pour chaque configuration, indépendamment du nombre de cellules suivant la largeur, il est observé que le coefficient de Poisson structurel varie. Cela signifie que le nombre de cellules suivant la largeur a également un effet significatif. Cette comparaison montre également que la configuration rectangulaire est de comportement plus rigide. En effet, cette structure ne présente pas de parois cellulaires inclinées dans la direction d'application de la charge. Ceci réduit la flexibilité de cette structure pendant l'essai de traction et lui concède une rigidité plus élevée par rapport aux autres structures. Cependant la différence entre les deux autres configurations pour une seule cellule suivant la largeur est très faible. Elle commence à augmenter à partir de 2 cellules suivant la largeur pour la configuration ré-entrante. Ce comportement peut être attribué à la densité

relative, qui reflète la quantité de matériau présente dans chaque configuration. Les Tableaux 2.7 et 2.9 montrent que la densité relative de la structure ré-entrante est supérieure d'environ 21 % à celle de la structure hexagonale pour chaque nombre de cellules suivant la largeur. Lorsque la densité croît, la quantité de matière dans la structure augmente, ce qui implique une rigidification structurelle.

### 3.2.2. Réseaux chiraux et anti-chiraux

#### 3.2.2.1. Effet de la diversité structurale

L'effet de la diversité structurale des cellules chirales et anti-chirales sur les propriétés élastiques des structures architecturées est également étudié. Chaque structure est conçue et testée selon des paramètres géométriques spécifiques avec un nœud cylindrique de rayon  $r=2,4$  mm. Le Tableau 3.1 présente les résultats des coefficients de Poisson obtenus expérimentalement et numériquement pour des différents types de structures à une seule cellule suivant la largeur de l'éprouvette. Les résultats montrent que la majorité des structures architecturées étudiées ont un comportement auxétique car leurs coefficients de Poisson structurel sont négatifs (CPN). L'anti-tétrachirale fléchée (ATCF4) est la structure qui a le comportement auxétique le plus important suivie par l'anti-trichirale ré-entrante (ATCR3). En effet, la forme de la cellule unitaire et de la cellule périodique est le principal facteur qui influence sur le coefficient de Poisson structurel. Les structures ATCF4 et ATCR3 sont constituées à la fois par des parois cellulaires inclinées par rapport à la direction de la charge et des nœuds cylindriques anti-chiraux, provoquant un comportement auxétique plus accentué. Cependant, le CPN de la structure anti-tétrachirale (ATC4) est plus important que celui de la structure tétrachirale (TC4) bien qu'elles soient constituées de la même cellule unitaire.

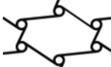
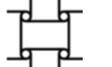
Structure	Tri-ligament			Tétra-ligament		
	Trichirale	Anti-trichirale	Anti-trichirale ré-entrante	Tétrachirale	Anti-tétrachirale	Anti-tétrachirale fléchée
Désignation	TC3	ATC3	ATCR3	TC4	ATC4	ATCF4
Design						
Expérimentale	$2,1 \pm 0,05$	$-0,35 \pm 0,05$	$-1,57 \pm 0,05$	$-0,15 \pm 0,02$	$-1 \pm 0,05$	$-2,5 \pm 0,05$
Numérique	1,85	-0,27	-1,48	-0,12	-1,07	-2,45

Tableau 3.1 Coefficients de Poisson mesurés expérimentalement et numériquement des structures chirales.

En effet, pendant l'essai de traction, la force appliquée sur la structure entraîne un déplacement des ligaments de la structure ATC4, suivant la même direction que la charge. Ce

déplacement est suivi d'une rotation des nœuds cylindriques. Cela provoque un épaissement important suivant la largeur contrairement à la structure TC4 qui est constituée de ligaments inclinés par rapport à la direction de la charge. En revanche, la charge de traction provoque la rotation des cellules trichirales (TC3) et anti-trichirales (ATC3) dans deux sens opposés ce qui montre le comportement auxétique de la structure ATC3 et non-auxétique de la structure TC3.

La Figure 3.6 présente les résultats expérimentaux et numériques du module de Young. Les structures tétra-ligaments montrent une rigidité plus importante que les structures tri-ligaments. En effet les structures à quatre branches (tétra-ligaments) présentent des ligaments dans plusieurs directions ce qui améliore la rigidité de la cellule. Plus le nœud cylindrique peut tourner facilement, plus la structure devient flexible et, par conséquent, moins rigide. Les écarts observés entre les résultats des essais expérimentaux et des simulations numériques sont probablement dus à l'hypothèse de l'analyse numérique qui considère que le matériau est homogène, ce qui n'est pas le cas en réalité. De plus, les essais expérimentaux sont effectués à l'aide des conditions de serrage imprécises pouvant éventuellement perturber les résultats.

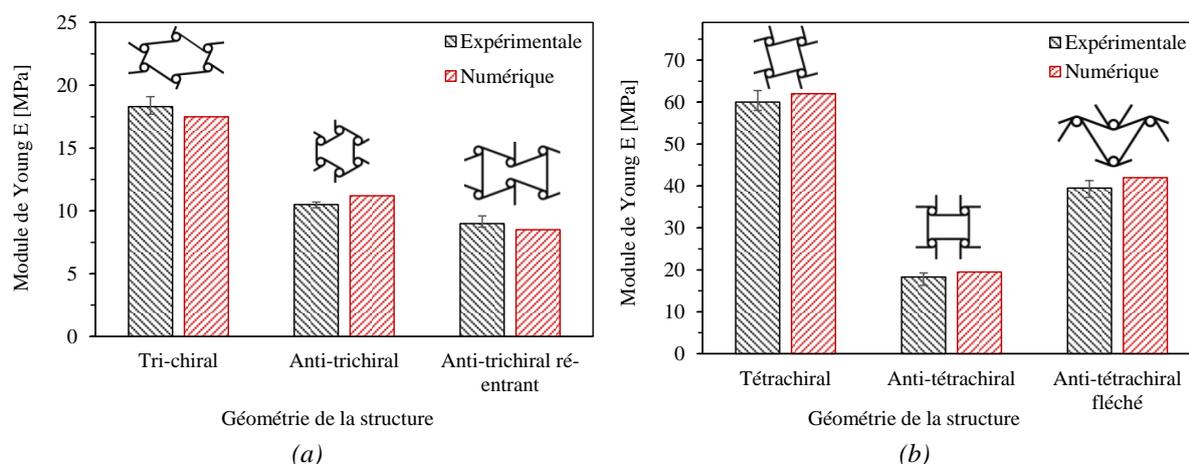


Figure 3.6 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du module de Young de différentes configurations : a) tri-ligament et b) tétra-ligament.

### 3.2.2.2. Effet de la variation du rayon

L'étude de l'effet de la variation du rayon  $r$  de la cellule anti-trichirale sur les propriétés élastiques est étudié. Les structures architecturées sont imprimées avec huit rayons différents de la cellule unitaire (Tableau 2.12) et sont testées en traction. La Figure 3.7 présente les courbes de contrainte/déformation longitudinale et transversale ( $\varepsilon_L$  et  $\varepsilon_T$ ) pour différents rayons de la cellule anti-trichiral.

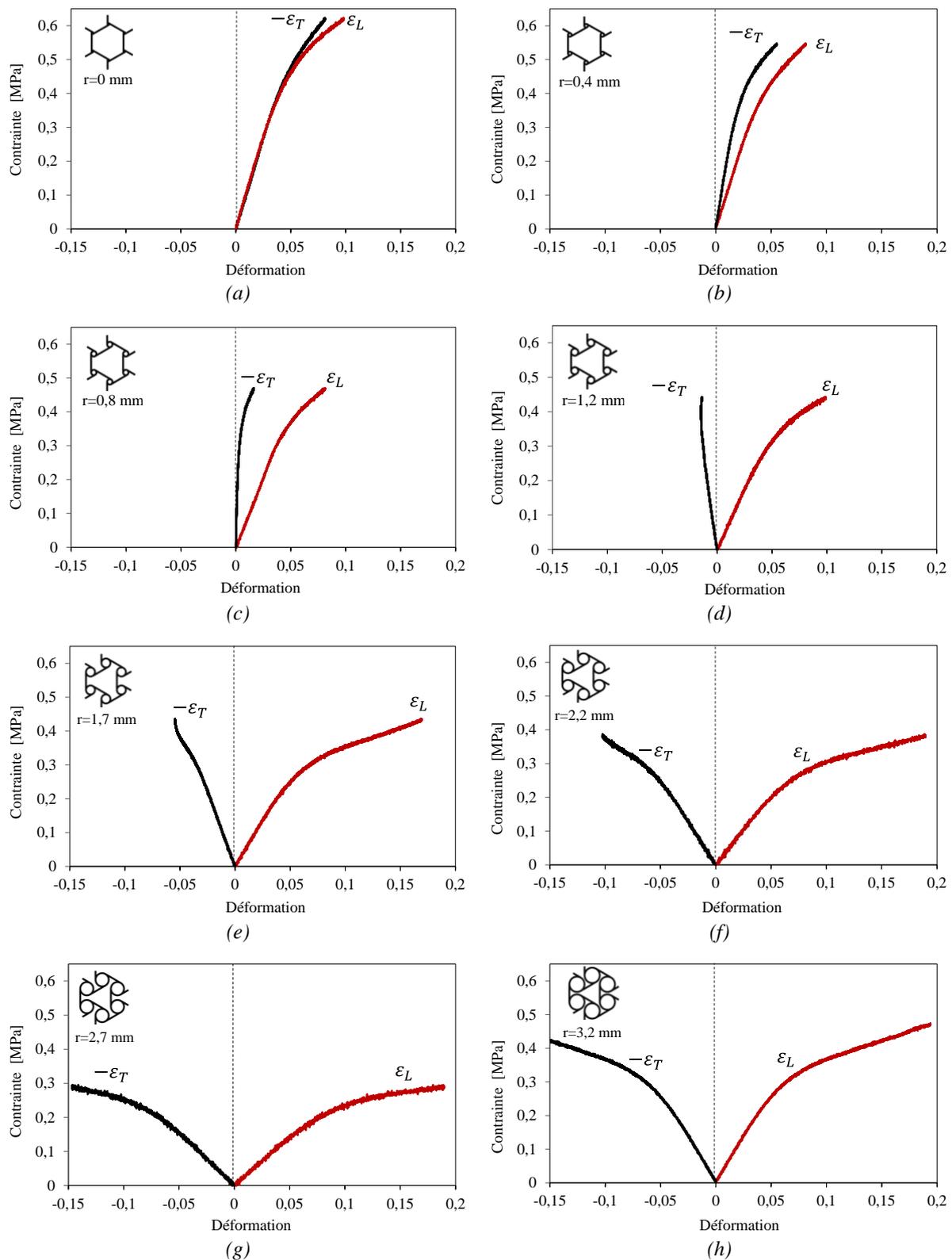


Figure 3.7 Effet de la variation du rayon sur le comportement mécanique (contrainte/déformation) d'une structure anti-trichirale : a)  $r = 0$  mm, b)  $r = 0,4$  mm, c)  $r = 0,8$  mm, d)  $r = 1,2$  mm, e)  $r = 1,7$  mm, f)  $r = 2,2$  mm, g)  $r = 2,7$  mm et h)  $r = 3,2$  mm.

Les résultats montrent que la déformation transversale ( $\varepsilon_T$ ) est négative lorsque le rayon de la cellule unitaire est inférieur à 0,8 mm en raison de l'épaisseur de la structure pendant

l'essai de traction. Cependant, la déformation transversale est positive lorsque le rayon de la cellule unitaire est supérieur à 0,8 mm en raison d'un raccourcissement de la structure au cours de l'essai. Cette structure peut s'amincir ou s'épaissir suivant la largeur au cours de sa déformation lorsqu'elle est soumise à une charge de traction longitudinale provoquant la rotation des nœuds cylindriques des cellules autour de leur axe, comme le montre la Figure 3.8. Il est également observé que la déformation transversale est négligeable lorsque le rayon  $r$  est égal à 0,8 mm comme le montre la Figure 3.7.c.

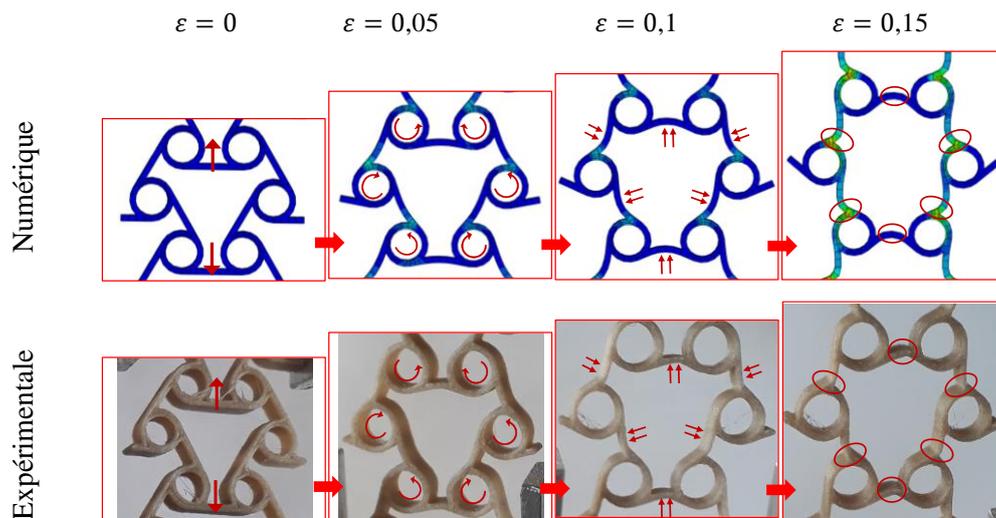


Figure 3.8 Illustration expérimentale et numérique de la déformation de la cellule à différents niveaux de chargement au cours de l'essai de traction de la structure anti-trichirale avec  $r=2,2$  mm.

Le coefficient de Poisson structurel de la structure anti-trichirale est déterminé en utilisant les courbes de déformations longitudinale et transversale. La Figure 3.9.a présente l'évolution expérimentale et numérique du coefficient de Poisson en fonction du rayon. Ces résultats montrent que le coefficient de Poisson dépend étroitement du rayon ( $r$ ), et varie de 1 pour un rayon nul à -1 pour un rayon de 3,2 mm. Ce résultat met en évidence un comportement auxétique pour des valeurs élevées du rayon ( $r > 0,8$  mm).

La Figure 3.9.b présente l'évolution des modules de Young expérimental et numérique des structures anti-trichirales en fonction du rayon  $r$ . Lorsque le rayon  $r$  augmente, le module de Young diminue progressivement jusqu'à atteindre une réduction d'environ 70 % pour un rayon de 2,7 mm, puis il augmente pour des valeurs de rayon  $r > 2,7$  mm et finit par remonter lorsque  $r = 3,2$  mm. Ce comportement peut s'expliquer par les mécanismes de déformation de la cellule lorsqu'elle est soumise à une charge de traction uniaxiale. En effet, la charge de traction

provoque la rotation des nœuds cylindriques et par la suite, la flexion des ligaments droits, comme le montre la Figure 3.8.

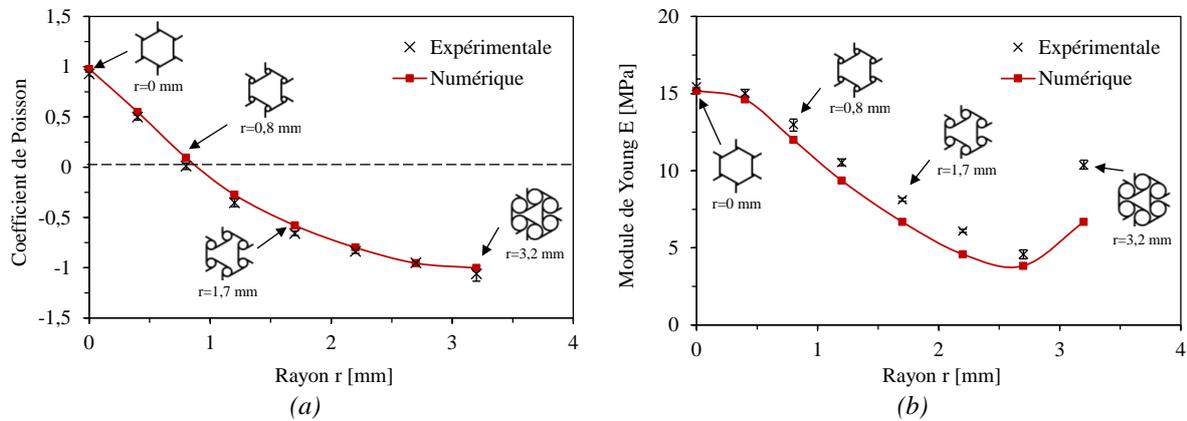


Figure 3.9 Evolution des propriétés élastiques de la structure anti-trichirale en fonction du rayon  $r$ : a) coefficient de Poisson et b) module de Young.

D'autre part, l'aptitude des nœuds cylindriques à tourner dépend essentiellement de leur taille. Cela signifie que lorsque le rayon  $r$  tend vers zéro, les ligaments droits représentent la majeure partie de la cellule, ce qui conduit à l'absence de rotation des nœuds. Dans ce cas, la structure architecturée présente une grande rigidité. Ainsi, au fur et à mesure que le rayon  $r$  augmente, la rigidité diminue. Ceci est provoqué par la flexibilité due à la rotation des nœuds. Cependant, à partir d'une certaine valeur élevée de  $r$ , les nœuds cylindriques deviennent la partie la plus importante qui constitue la cellule. Ce processus minimise la flexion des ligaments droits sous la charge de traction. À partir de cette valeur, la structure devient plus rigide avec l'augmentation du rayon.

Dans cette étude, les résultats des essais expérimentaux et l'analyse des simulations numériques sont relativement en bon accord. Il y a une légère différence entre les deux résultats. Cette différence peut être expliquée par le fait que les échantillons sont fabriqués à l'aide de la technologie de fabrication additive, ce qui peut entraîner une certaine variabilité de l'architecture anti-trichirale. Quant au modèle numérique d'éléments finis, le matériau est considéré comme homogène.

### 3.3. Comportement des structures architecturées en compression/écrasement

Dans cette étude, la tenue et l'évolution des propriétés mécaniques des structures architecturées sont évaluées sous la sollicitation de compression. Des essais sont effectués pour

évaluer la rigidité, la résistance ainsi que la capacité à absorber l'énergie. Ces essais de compression sont menés conformément à la norme ASTM C365 [189] sur une machine INSTRON équipée d'un capteur de charge de 100 kN ( $\phi$  2.7.2). Des échantillons carrés de dimensions 25 mm x 25 mm x 7 mm sont imprimés pour chaque type de structures architecturées et testés en compression avec une vitesse de déplacement de 1 mm/min.

### 3.3.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants

Les structures conventionnelles et ré-entrantes sont soumises à des essais de compression. Les résultats présentés sur la Figure 3.10 montrent les courbes contrainte-déformation du comportement en compression des âmes architecturées. On distingue trois zones de comportement. Tout d'abord, une phase élastique linéaire est observée où la contrainte varie linéairement avec la déformation permettant la mesure du module de compression. Un niveau de contrainte à la rupture est atteint, suivi d'une courte phase de réduction de la charge. Ensuite, une deuxième zone est observée qui se caractérise par un plateau de contrainte sensiblement constante sur un grand intervalle de déformation. Enfin, une troisième zone est présente à la fin de l'essai où la structure est complètement écrasée provoquant une élévation rapide de la contrainte. Il s'agit ainsi d'une phase de densification du matériau. Les courbes contrainte/déformation permettent également de déterminer le module de compression, dont l'influence de la forme de la cellule des structures architecturées et leur nombre sont proposés sur la Figure 3.11.a. L'augmentation du nombre de cellules conduit à un accroissement de la densité de ces structures, et donc à un module de compression plus élevé.

La capacité des structures à absorber de l'énergie est l'une des principales caractéristiques favorisant leur utilisation. Les paramètres importants pour l'absorption d'énergie sont la forme du méta-matériau et de la densité des cellules. A partir des résultats des essais expérimentaux de compression, l'énergie dissipée est évaluée pour différentes configurations. La Figure 3.11.b montre la quantité d'énergie dissipée pour chaque configuration étudiée en fonction du nombre de cellules. Les résultats montrent que l'énergie dissipée croît avec le nombre de cellules, ce qui s'explique par la progression de la rigidité et de sa capacité à résister à l'effort d'écrasement. En revanche, la structure architecturée a moins d'effet sur la valeur de l'énergie dissipée.

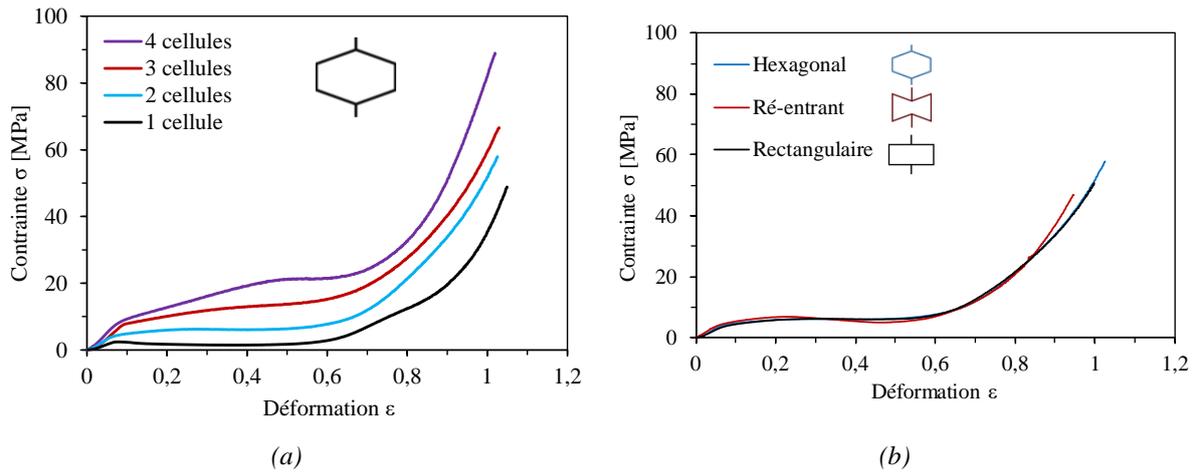


Figure 3.10 Comportement en compression des sandwichs : a) comparaison des âmes hexagonales à différent nombre de cellules et b) comparaison des âmes conventionnelles et ré-entrantes avec deux cellules.

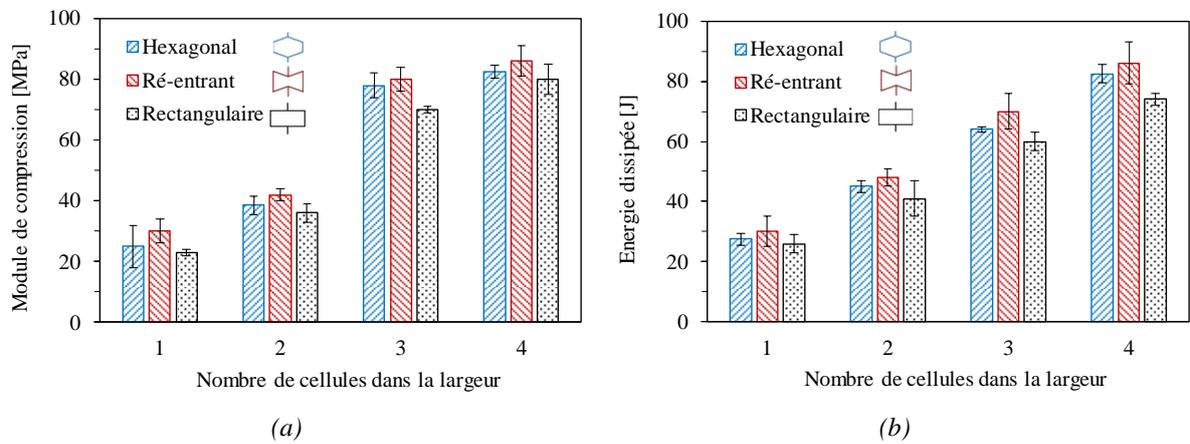


Figure 3.11 Propriétés mécaniques des sandwichs à âmes conventionnelles et ré-entrantes : a) module de compression et b) énergie dissipée.

Le processus d'endommagement des structures architecturées à une et à quatre cellules suivant la largeur est proposé dans la Figure 3.12. Au cours du chargement, les parois cellulaires fléchissent élastiquement jusqu'à une contrainte maximale, au-delà de laquelle elles se déforment plastiquement jusqu'à une contrainte limite. Ensuite, le flambement des parois cellulaires est observé. Les cellules s'écrasent partiellement et forment des plis, ce qui conduit à une phase où la contrainte est constante. Durant cette phase, les parois écrasées se répartissent dans les espaces vides intracellulaires. Par la suite, le matériau subit une déformation sans progression de la contrainte jusqu'à ce que les vides disparaissent. En comparant les deux types de sandwichs, on remarque que la force d'écrasement maximale augmente lorsque le nombre de cellules augmente. Pour un nombre de cellules élevé, c'est-à-dire plus de parois cellulaires,

le vide intracellulaire diminue et la charge nécessaire pour faire « effondrer » la structure doit être plus élevée.

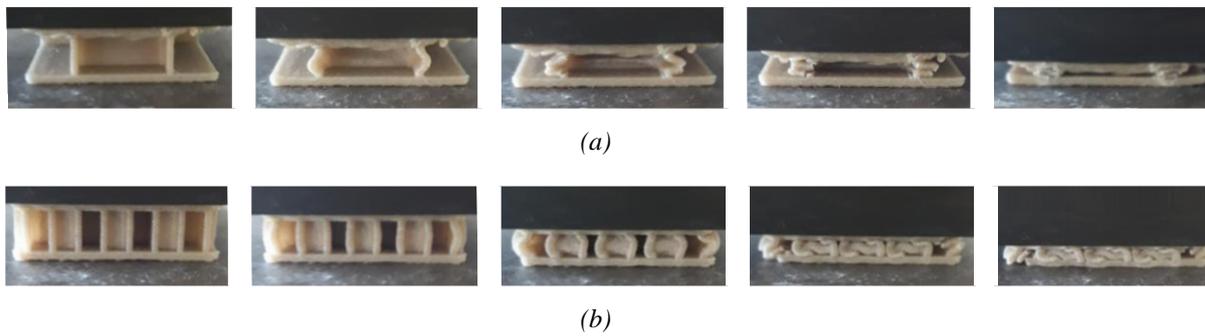


Figure 3.12 Processus d'endommagement des sandwichs à structures ré-entrantes : a) 1 cellule et b) 4 cellules.

### 3.3.2. Réseaux chiraux et anti-chiraux

L'effet de la forme du métamatériau et des paramètres géométriques des structures à une seule cellule suivant la largeur sur le comportement mécanique en compression est également étudié. La Figure 3.13 montre les caractéristiques de compression des structures avec différentes structures architecturées. Les résultats montrent que le module de compression varie de 32 MPa à 59 MPa en fonction de la forme de la cellule. La structure anti-trichrale présente le module le plus important comparée aux autres structures. Cependant, la forme structurale a moins d'effet sur la quantité d'énergie dissipée.

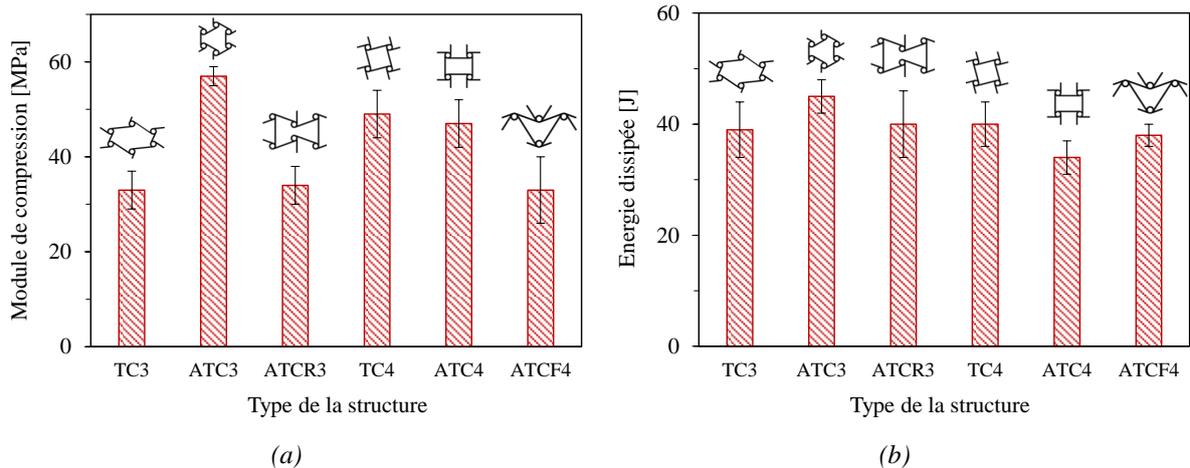


Figure 3.13 Propriétés mécaniques des sandwichs à structures architecturées chirales et anti-chirales : a) module de compression et b) énergie dissipée.

L'effet de la variation du rayon de la cellule anti-trichirale est étudié. Dans ce cadre, quatre rayons différents du nœud cylindrique sont considérés. Les résultats présentés dans la Figure 3.14 donnent l'évolution des courbes contraintes/déformations et le module de compression pour différents rayons. Ces résultats montrent que l'augmentation du rayon améliore le module de compression et la quantité d'énergie dissipée est plus importante. En effet, la densité de cette structure croît proportionnellement avec l'augmentation du rayon, provoquant ainsi une amélioration des propriétés mécaniques en compression.

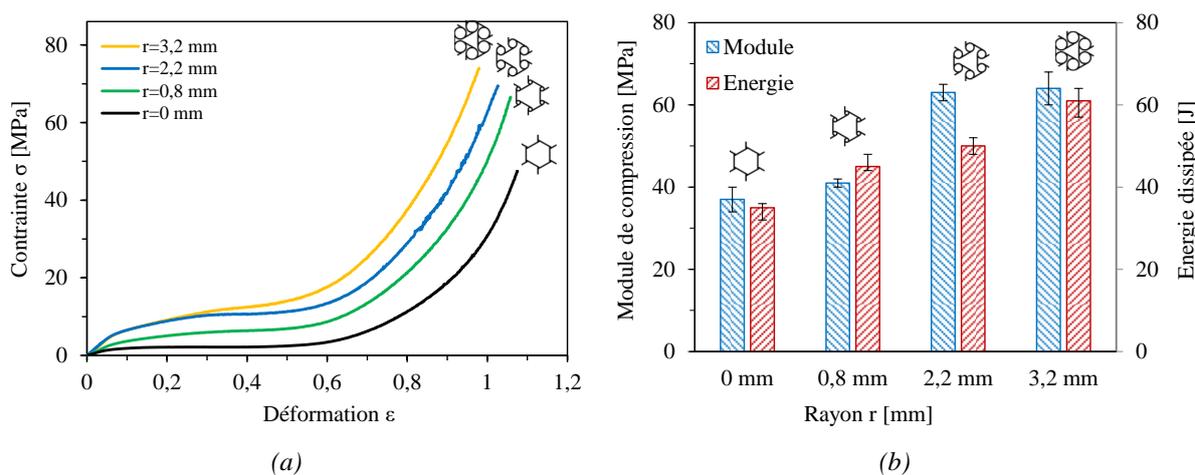


Figure 3.14 Propriétés mécaniques de la structure anti-trichirale en fonction du rayon  $r$  : a) courbes contraintes/déformations et b) module de compression et énergie dissipée.

### 3.4. Comportement en flexion des sandwichs

Les structures sandwichs sont souvent sollicitées en flexion et sont fréquemment utilisées dans les applications industrielles, telles que les cloisons et les planchers, par exemples. En effet, l'avantage des sandwichs réside dans leur moment quadratique élevé, obtenus en intégrant une structure épaisse entre deux peaux minces. Cela améliore les propriétés de flexion tout en maintenant une faible masse. Dans cette partie, des bio-composites sandwichs constitués avec différents types de structures architecturées (§ 2.6) sont testés en sollicitation quasi-statique de flexion 3-points conformément à la norme ASTM C393 [190] (§ 2.7.3).

#### 3.4.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants

Dans ce paragraphe, le comportement en flexion des structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes est étudié et comparé en fonction du type et du nombre de cellules suivant la largeur de l'éprouvette. La Figure 3.15 présente les courbes charge/déplacement de la structure

ré-entrante pour chaque nombre de cellules suivant la largeur de l'éprouvette. Cinq échantillons au moins sont testés pour chaque configuration afin de contrôler la variabilité des mesures liées aux conditions expérimentales. La Figure 3.16 présente une comparaison des courbes charge/déplacement entre les différents types des cellules. Ces résultats indiquent que les sandwichs ayant un nombre élevé de cellules sont plus rigides et plus résistants, quelle que soit la structure architecturée. De plus, leur domaine élastique linéaire est plus étendu que celui des sandwichs avec un nombre de cellules plus faible.

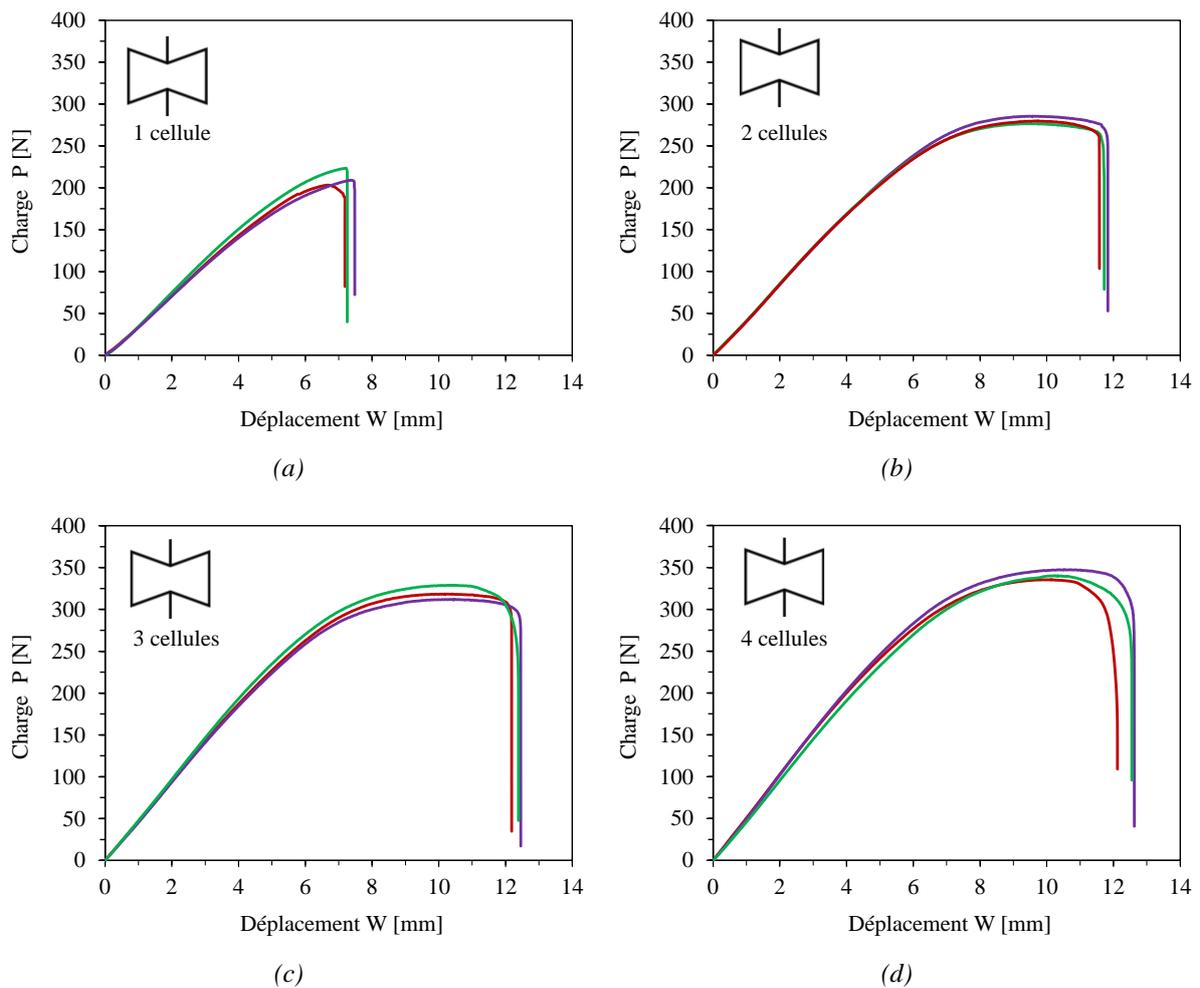


Figure 3.15 Courbes charges/déplacements des essais de flexion 3-points des sandwichs à âmes hexagonales avec différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.

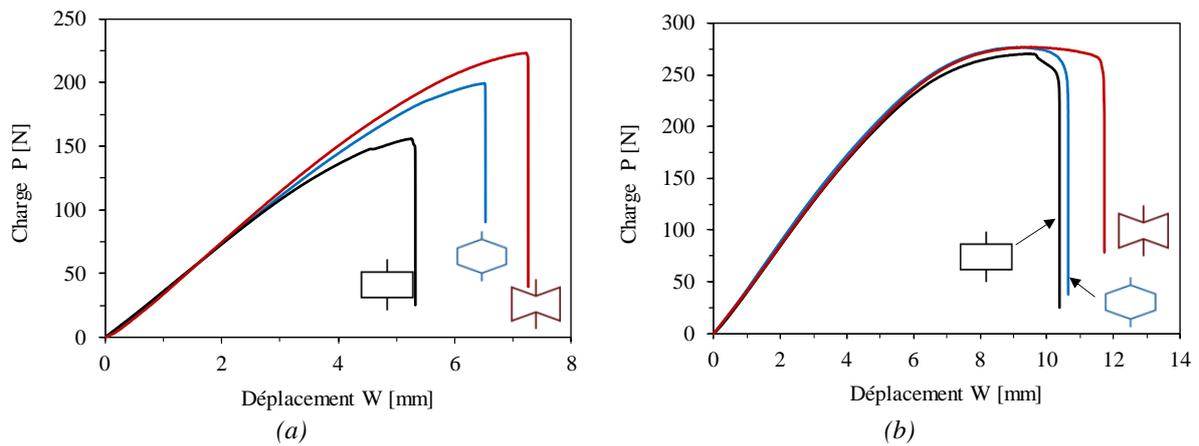


Figure 3.16 Comparaison des résultats de flexion 3-points des sandwichs à âmes hexagonales, ré-entrantes et rectangulaires : a) 1 cellule et b) 2 cellules.

Les résultats montrent également que les structures constituées avec le même nombre de cellules présentent le même niveau de rigidité quel que soit la forme. La résistance est plus importante dans les structures ré-entrantes suivie par les structures hexagonales. Ces résultats peuvent être expliqués par deux raisons : tout d'abord la cellule ré-entrante possède une densité relative entre autres plus importante que les autres cellules ce qui engendre une résistance plus importante. D'autre part, le comportement auxéotique de cette cellule a une influence sur les propriétés en flexion des sandwichs.

### 3.4.2. Réseaux chiraux et anti-chiraux

#### 3.4.2.1. Résultats des essais de flexion

L'effet de la forme structurale des cellules chirales et anti-chirales sur les propriétés des sandwichs en flexion 3-points est étudié. Chaque structure est conçue avec des paramètres géométriques spécifiques et avec un nœud cylindrique de rayon  $r=2,4$  mm (voir paragraphe 2.6.2). La Figure 3.17 présente les courbes expérimentales charge/déplacement des sandwichs avec différents types de structures architecturées avec une seule cellule suivant la largeur. Les résultats montrent que la majorité des sandwichs ont le même comportement en flexion à l'exception des ceux avec des anti-trichirale (ATC3) et anti-tétrachiral fléchée (ATCF4). En effet, les cellules ATCF4 et ATC3 ont des densités relatives plus élevées par rapport aux autres cellules, ce qui leur confère des propriétés de flexion plus élevées.

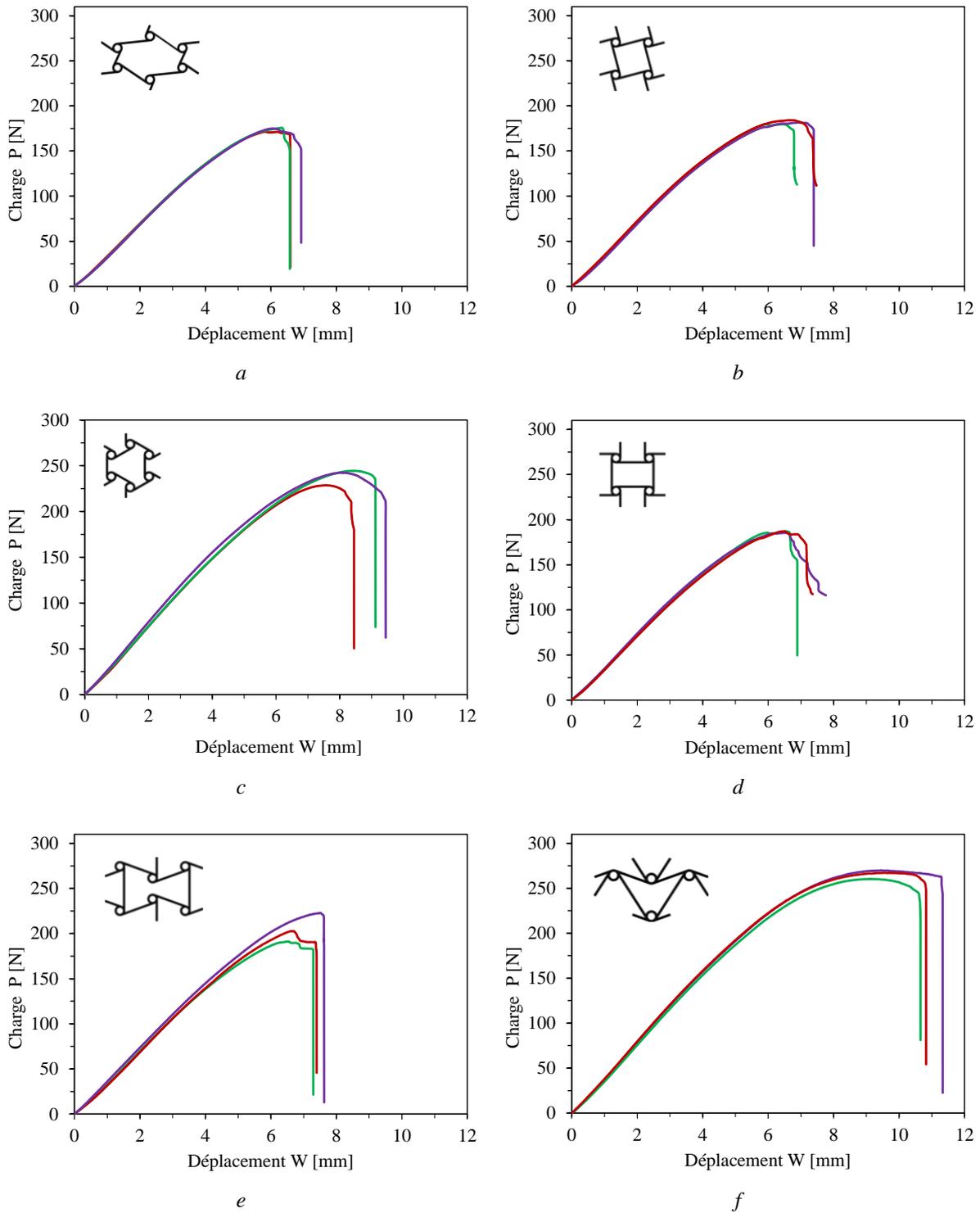


Figure 3.17 Courbes charges/déplacements des essais de flexion des sandwichs à différentes structures architecturées : a) trichiale, b) tétrachirale, c) anti-trichirale, d) anti-tétrachirale, e) anti-trichirale ré-entrante et f) anti-tétrachirale flechée.

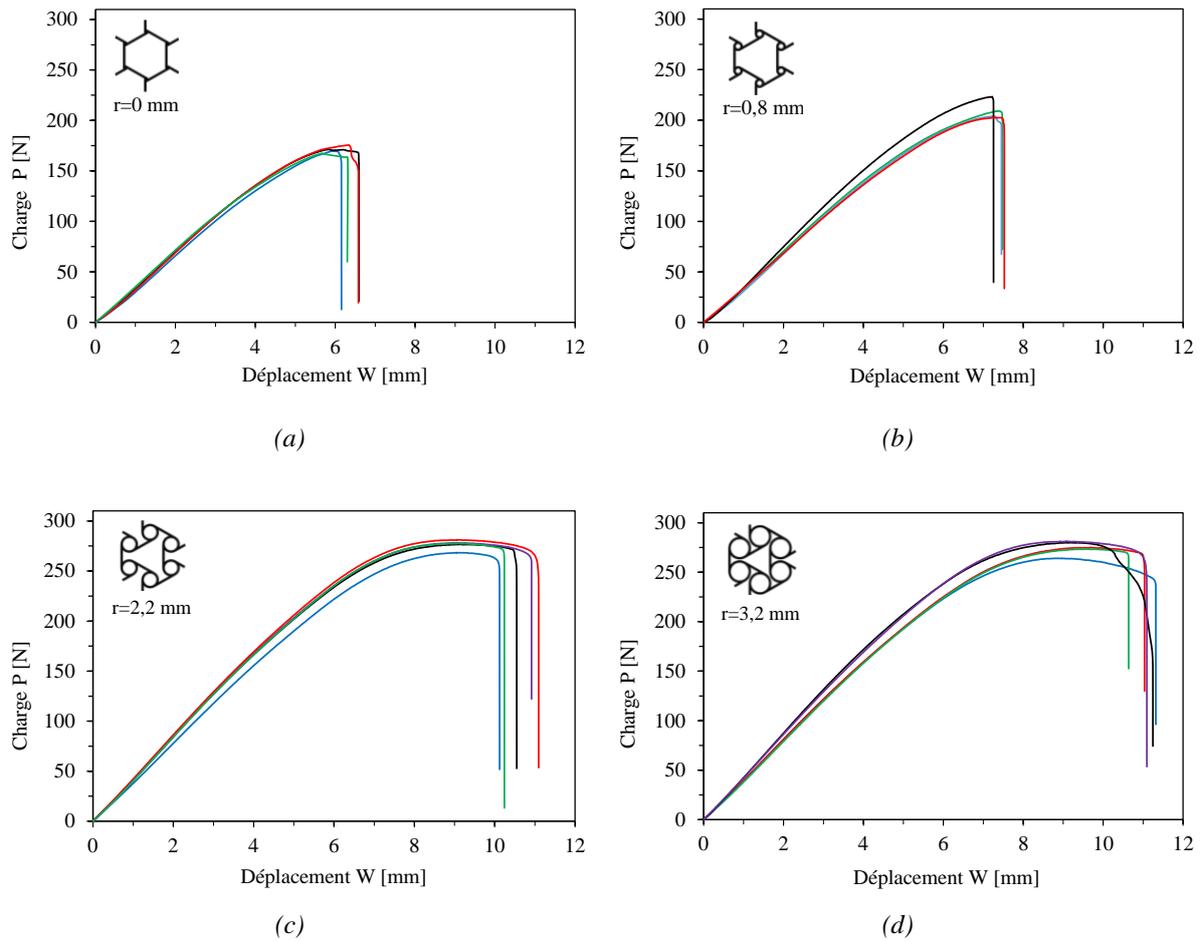


Figure 3.18 Courbes charges/déplacements des essais de flexion 3-points des sandwichs à structure anti-trichiral avec différents rayons  $r$  : a)  $r=0$  mm, b)  $r=1,2$  mm, c)  $r=2,2$  mm et d)  $r=3,2$  mm.

L'effet de la variation du rayon d'une cellule ATC3 sur le comportement en flexion est aussi évalué. Les sandwichs sont imprimés et testés avec des âmes à différents rayons du nœuds cylindrique ( $r$ ) de la cellule unitaire ATC3 (voir Tableau 2.12). La Figure 3.18 représente les courbes charge/déplacement des sandwichs ATC3 pour quatre rayons (0, 0.8, 2.2 et 3.2 mm). Un effet significatif est observé sur le comportement des sandwichs en flexion due à la variation du rayon ( $r$ ). Les résultats montrent que les sandwichs dont la structure architecturée est constituée de nœuds cylindriques à rayon élevé présentent les propriétés en flexion les plus élevées. Comme il est indiqué précédemment, lorsque le rayon augmente dans la cellule ATC3, le volume des parois cellulaires augmente progressivement en occupant les espaces vides de la cellule de base ce qui engendre une résistance particulière aux charges de flexion. Cependant, on note une certaine différence entre les résultats obtenus pour chaque sandwich. Cette différence peut s'expliquer par l'usage de la technique d'impression 3D qui peut entraîner une certaine variabilité. Ainsi, puisque la section de la structure sandwich varie le long de l'axe X, la position du support mobile dans le sandwich peut entraîner une différence entre les résultats.

Un modèle numérique par éléments finis en flexion 3-points est développé (§ 2.8.3). La Figure 3.19.a illustre les résultats des essais expérimentaux et des simulations numériques des courbes charge/déplacement des sandwichs anti-trichirals avec des âmes de différents rayons ( $r$ ) pour la cellule ATC3. La Figure 3.19.b montre les déformées de la structure sandwich avec un rayon  $r = 2,2$  mm à différents niveaux de déformation. Les résultats des essais expérimentaux et des calculs par éléments finis sont en bon accord. Initialement, pour les différents sandwichs, un domaine élastique linéaire s'étend jusqu'à un déplacement d'environ 5 mm, suivi d'un comportement non linéaire plus court conduisant à la rupture. La taille du rayon de la cellule a un effet significatif sur le comportement non linéaire avant la rupture. Lorsque le rayon ( $r$ ) croît, la déformation du sandwich augmente.

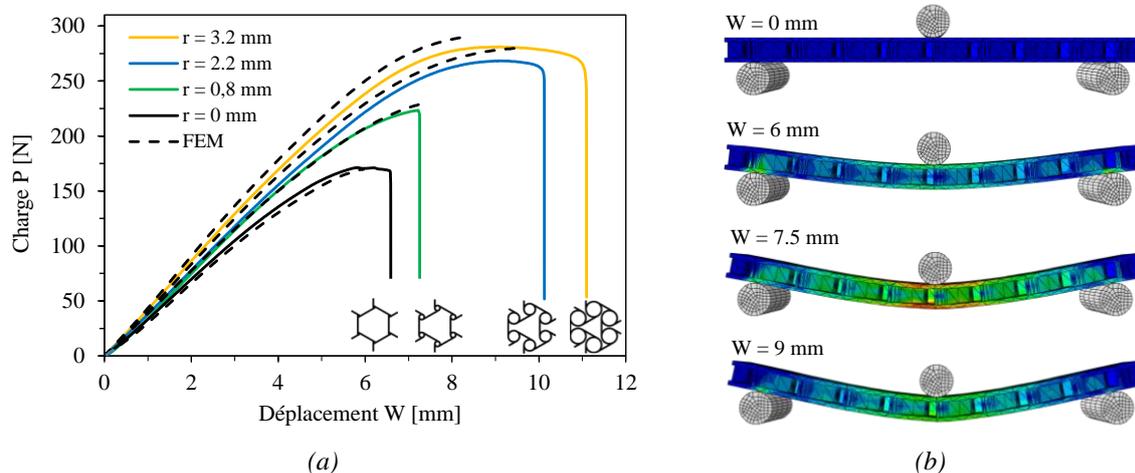


Figure 3.19 a) Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en flexion des sandwichs à structure anti-trichiral avec différents rayons  $r$  et b) déformée de la structure sandwich avec  $r = 2,2$  mm à différents niveaux de chargements.

#### 3.4.2.2. Etude du comportement élastique

La théorie utilisée pour le calcul des sandwichs ne s'applique que lorsque les composants du sandwich (les peaux et l'âme) ont un comportement linéaire. Cette théorie permet de mesurer la rigidité d'une structure en flexion et en cisaillement, ainsi que la distribution de ces contraintes dans la zone linéaire. Pour cela, les essais de flexion 3-points sont réalisés de façon à rester dans la zone linéaire des courbes charge/déplacement. La rigidité de chaque échantillon est calculée en divisant la charge par le déplacement dans la zone linéaire de la courbe.

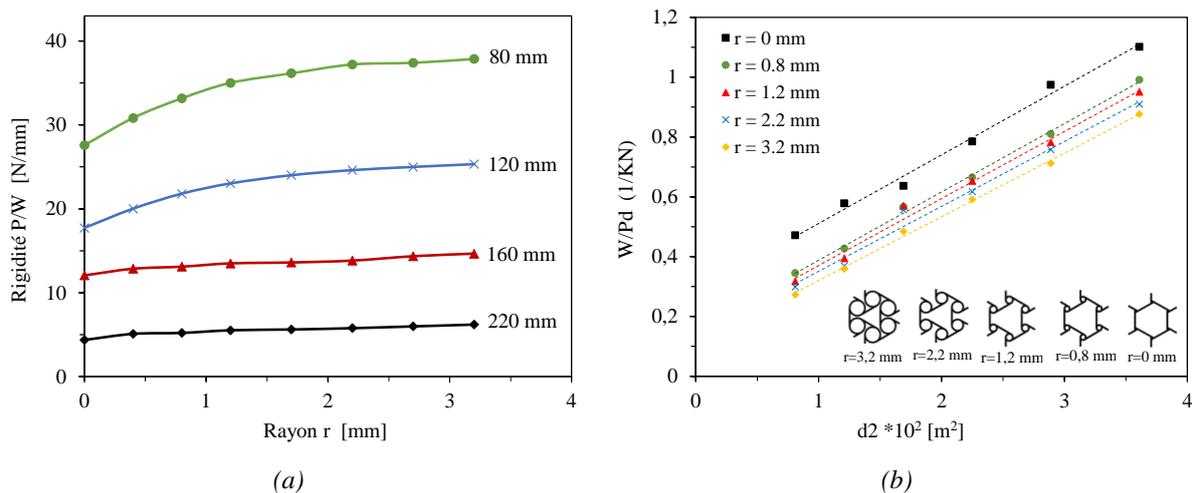


Figure 3.20 Evolution des propriétés des sandwichs à structure anti-trichirale : a) rigidité en fonction du rayon ( $r$ ) pour différentes distances entre appuis et b) rapport  $W/Pd$  en fonction du carré de la distance entre appuis ( $d^2$ ) pour différents rayons.

Cette étude est menée sur les sandwichs constitués d'une structure architecturée anti-trichirale (ATC3) dont l'objectif est d'évaluer le comportement élastique des sandwichs en fonction du rayon de la cellule ATC3. La Figure 3.20.a montre l'évolution de la rigidité (définie par la pente de chaque courbe charge/déplacement) en fonction du rayon ( $r$ ) de la cellule ATC3 et pour plusieurs distances entre appuis ( $d$ ) (80, 120, 160 et 220 mm). Pour un rayon donné, la rigidité augmente lorsque la distance entre appuis diminue. Pour une distance entre appuis donnée, la rigidité croît lorsque le rayon augmente. Ceci est dû à une augmentation de la zone de transfert des contraintes de cisaillement entre les peaux et l'âme, ce qui entraîne une résistance et une rigidité plus importante du matériau sandwich. Pour le sandwich avec une structure architecturée ATC3 et pour une distance entre appuis de 80 mm, la valeur de rigidité est de  $28 \text{ N mm}^{-1}$  pour un rayon nul et d'environ  $39 \text{ N mm}^{-1}$  pour un rayon de 3,2 mm (Figure 3.20.a).

L'expression (2.20) permet d'évaluer la déformation d'une éprouvette en fonction de la rigidité en flexion ( $D$ ) et la rigidité en cisaillement ( $N$ ) (voir paragraphe 2.7.3.2). La Figure 3.20.b donne l'évolution  $w/Pd$  en fonction du carré de la distance entre appuis ( $d^2$ ), relatif à 5 rayons ( $r$ ) différents où  $w$  est la flèche et  $P$  est la charge correspondante. Les résultats expérimentaux peuvent être extrapolés par des lignes droites. Les facteurs  $D$  et  $N$  correspondent respectivement à la rigidité équivalente en flexion et la rigidité équivalente en cisaillement déterminés à partir de la pente des droites et de l'intersection avec l'axe des ordonnées de ces courbes. Le Tableau 3.2 présente les rigidités équivalentes  $D$  et  $N$  pour différents rayon ( $r$ ).

L'écart entre les valeurs de  $D$  reste relativement faible alors que les valeurs de  $N$  sont différentes et augmentent avec le rayon. En effet, la rigidité en flexion dépend principalement des propriétés des peaux qui sont identiques dans tous les sandwichs. Cependant, la rigidité en cisaillement dépend des propriétés de la structure architecturée qui diffèrent d'un sandwich à un autre en fonction du rayon ( $r$ ).

$r$ (mm)	Rigidité équivalente en flexion $D \cdot 10^5$ (N · mm <sup>2</sup> )	Rigidité équivalente en cisaillement $N$ (N)
0,0	8,50	1040
0,4	9,18	1280
0,8	9,35	1490
1,2	9,55	1710
1,7	9,72	1820
2,2	9,93	1910
2,8	10,24	2020
3,2	10,40	2070

Tableau 3.2 Propriétés élastiques des sandwichs à structures anti-trichirales.

La Figure 3.21 montre les valeurs du module de Young des peaux  $E_p$  et du module de cisaillement des âmes  $G_a$  en fonction du rayon obtenues à partir des expressions (2.22) et (2.23). Les résultats montrent une légère augmentation du module de Young lorsque le rayon augmente. Cependant, la variation du rayon a un effet important sur le module de cisaillement de ATC3. Le module  $G_a$  du sandwich avec un rayon de 3.2 mm est deux fois le module du sandwich avec un rayon nul. Les expressions (2.23) et (2.24) permettent de déterminer les contraintes des peaux ( $\sigma_p$ ) et dans l'âme ( $\tau_a$ ). La Figure 3.22 présente les résultats expérimentaux des contraintes des peaux et des structures architecturées en fonction du rayon ( $r$ ). Les résultats montrent que lorsque le rayon  $r$  augmente de 0 à 3.2 mm, la contrainte de flexion de la peau et la contrainte de cisaillement de l'âme augmentent d'environ 37 %.

La Figure 3.23 sous forme diagramme en toile d'araignée permet de comparer les propriétés élastiques obtenues en flexion des sandwichs avec une structure anti-trichiral ATC3 pour différent rayon  $r$ . Toutes les valeurs sont normalisées avec les valeurs du sandwich avec la cellule de rayon  $r=3.2$  mm. On constate que le sandwich avec une structure architecturée de rayon élevé présente de meilleures propriétés mécaniques. Les caractéristiques les plus impactées par les variations du rayon ( $r$ ) sont la rigidité en cisaillement et le module ( $N$  et  $G_a$ ), suivies par la contrainte de cisaillement dans l'âme et la contrainte normale dans la peau. En effet, une variation du rayon de 0 mm à 3,2 mm fait augmenter les caractéristiques en cisaillement d'environ 50 %.

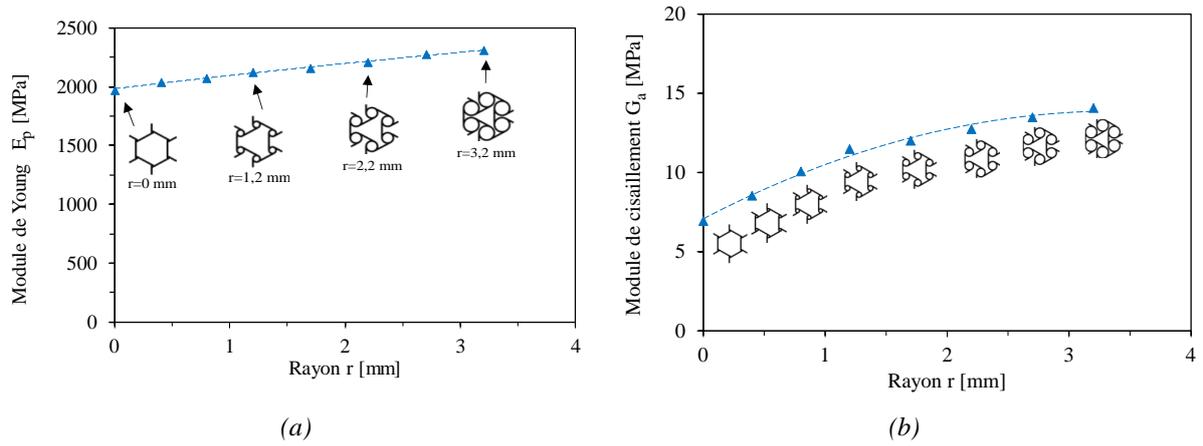


Figure 3.21 Propriétés des constituants du sandwich déduites des essais de flexion : a) module de Young des peaux et b) module de cisaillement des âmes.

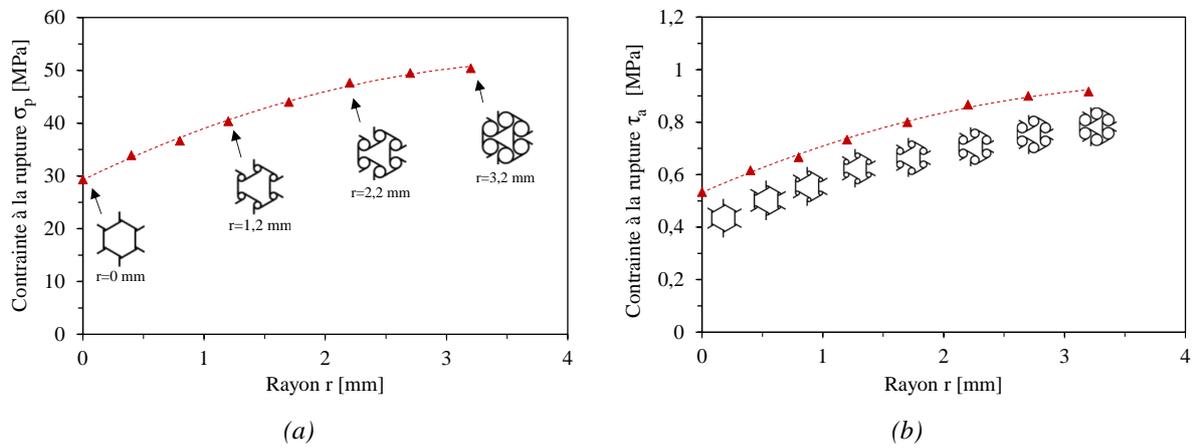


Figure 3.22 Evolution des contraintes en fonction du rayon de la cellule anti-trichirale déduites des essais de flexion 3-points : a) contrainte à la rupture par compression de la peau supérieure et b) contrainte de cisaillement de l'âme.

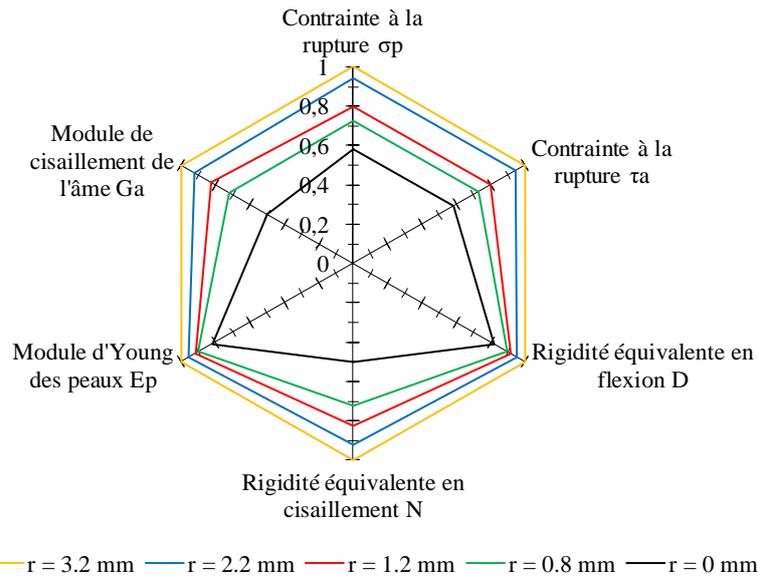


Figure 3.23 Comparaison des propriétés mécaniques de la structure sandwich à structure anti-trichiral.

### 3.5. Comportement des sandwichs à l'indentation

Les essais d'indentation sur les matériaux sandwichs permettent d'étudier leur comportement mécanique et leur capacité d'absorption d'énergie sous des charges d'indentation quasi-statiques. Ils permettent également d'évaluer l'influence de différents paramètres sur la réponse mécanique et l'absorption d'énergie de ces structures. La caractérisation du comportement du sandwich à l'indentation dépend de son usage et des efforts auxquels il peut être exposé. Il est donc important de déterminer sa résistance à l'indentation et l'énergie qu'il peut supporter.

Ce paragraphe propose les résultats de l'étude expérimentale des propriétés à l'indentation des sandwichs à structures architecturées. Plusieurs structures et paramètres géométriques sont étudiés (§ 2.6). Les essais sont réalisés avec un support cylindrique une vitesse de déplacement de 1mm/min (§ 2.7.4). L'objectif est de mesurer la résistance de chaque sandwich sollicité sous une charge d'indentation quasi-statique et d'étudier l'effet de la forme de la structure architecturée et le nombre de cellules suivant la largeur sur les propriétés de sandwich à l'indentation.

### 3.5.1. Réseaux conventionnels et ré-entrants

Des essais d'indentation sont effectués sur des sandwichs à structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes avec différents nombres de cellules suivant la largeur. La Figure 3.24 montre les courbes force/déplacement et les courbes de l'énergie dissipée/déplacement pour les sandwichs à structure architecturée ré-entrante.

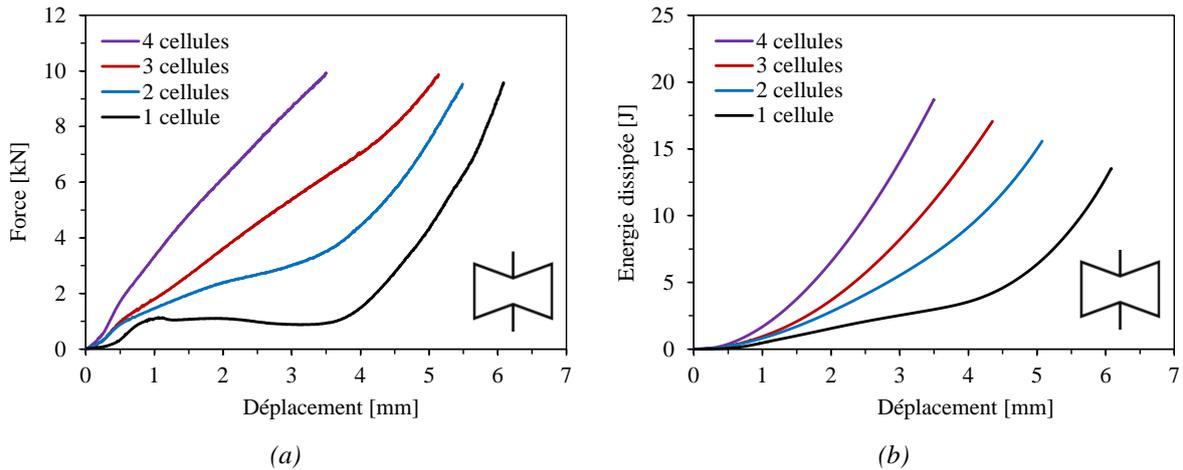


Figure 3.24 Propriétés mécaniques des structures ré-entrantes avec différents nombres de cellules suivant la largeur (a) courbes force/déplacement et (b) énergie dissipée/déplacement.

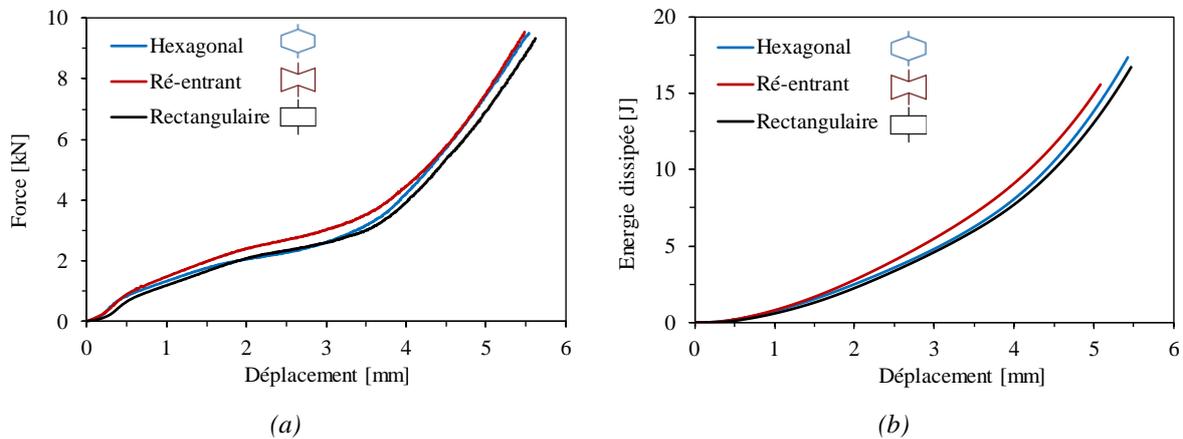


Figure 3.25 Propriétés mécaniques des structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes avec deux cellules suivant la largeur : a) courbes force/déplacement et b) énergie dissipée/déplacement.

Le comportement des sandwichs à l'indentation est semblable à celui observé lors des essais de compression/écrasement des sandwichs. Trois phases sont observées pour les quatre sandwichs : une phase élastique linéaire initiale, suivie d'un comportement non linéaire dépendant du nombre de cellules dans la largeur de l'éprouvette. En effet, les éprouvettes avec

un nombre de cellules élevées résistent davantage à l'indentation. Enfin une augmentation rapide de la force est observée pour tous les sandwichs, due à la densification. La dissipation de l'énergie augmente également avec le nombre de cellules, car une structure plus rigide et résistante supporte mieux les efforts d'écrasement lors de l'essai d'indentation. L'augmentation du nombre de cellules suivant la largeur fait augmenter la charge maximale. La Figure 3.25 compare les résultats de force et d'énergie dissipée en fonction du déplacement pour les sandwichs à structures architecturées hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes avec deux cellules suivant la largeur de l'éprouvette. Ces résultats montrent que les courbes obtenues pour les différents sandwichs sont similaires. On constate que la forme de la cellule n'a pas d'effet significatif sur les propriétés des sandwichs à l'indentation.

### 3.5.2. Réseaux chiraux et anti-chiraux

Les sandwichs à structures architecturées de base chirale avec une seule cellule suivant la largeur sont étudiés à l'indentation. La Figure 3.26 illustre les résultats du comportement à l'indentation des sandwichs avec différentes structures architecturées. Elle montre que les propriétés dépendent de la forme de la structure.

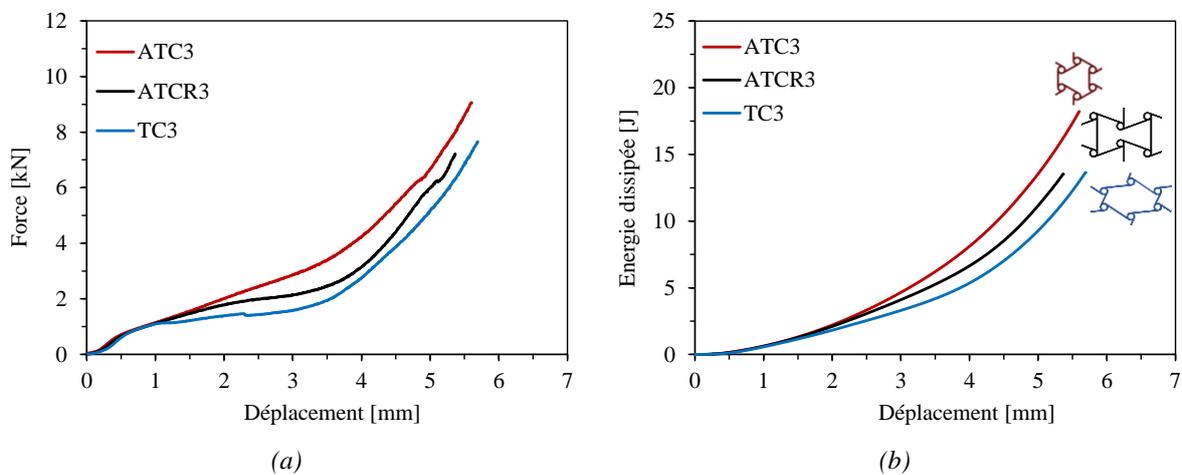


Figure 3.26 Propriétés mécaniques des structures anti- et tri-chirales : a) courbes force/déplacement et b) énergie dissipée/déplacement.

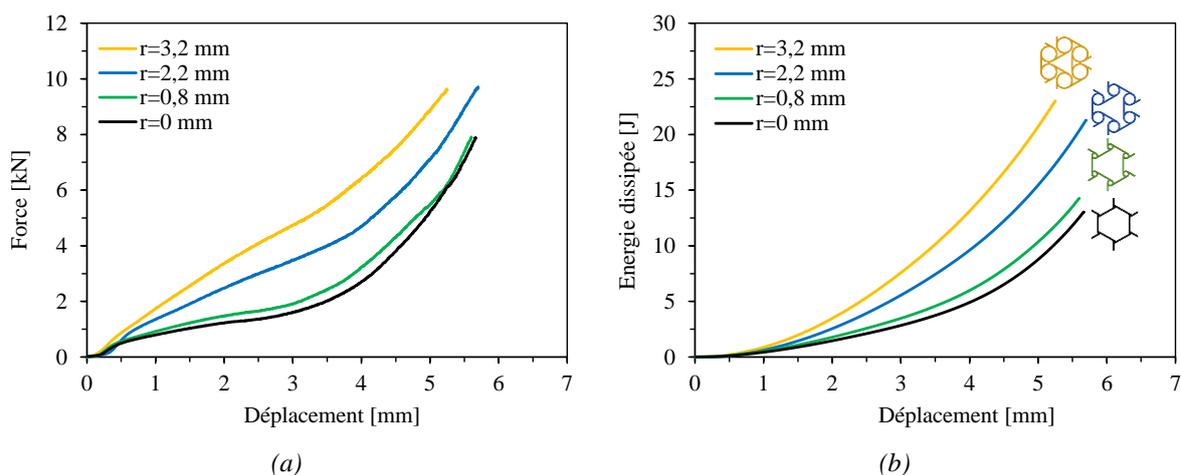


Figure 3.27 Propriétés mécaniques de la structure anti-trichirale en fonction du rayon  $r$  : a) courbes force/déplacement et b) énergie dissipée/déplacement.

En effet, le sandwich avec une structure ATC3 présente un résultat avec une charge plus importante que les autres structures. Cependant, la forme structurale a un effet plus important sur la quantité d'énergie dissipée.

L'effet de la variation du rayon de la cellule anti-trichirale est étudié en faisant varier le rayon de 0 à 3.2 mm. La Figure 3.27 montre que l'augmentation du rayon entraîne un accroissement de la charge maximale d'écrasement et ainsi que la quantité d'énergie dissipée par le sandwich. C'est la conséquence de l'augmentation proportionnelle de la densité avec l'augmentation du rayon.

### 3.6. Analyse de l'endommagement et suivi par émission acoustique

L'émission acoustique (EA) est une technique utilisée pour suivre et contrôler l'évolution des mécanismes d'endommagement dans les structures. En effet, l'endommagement se manifeste dès que les micro-défauts apparaissent dans le matériau. Ainsi, la technique EA est utilisée dans cette étude pour détecter et suivre la propagation des dommages jusqu'à la rupture complète de l'éprouvette. L'endommagement des structures architecturées et des sandwichs à soumis à des essais de traction, flexion et d'indentation est suivi par EA. Cette étude est limitée à des structures de forme ré-entrante. Deux capteurs piézoélectriques ayant une largeur de bande passante de 0.1 à 1 MHz sont employés pour instrumenter les éprouvettes. Le dispositif expérimental est exposé dans le § 2.7.7.

### 3.6.1. Suivi par émission acoustique des essais de traction

En appliquant la classification non supervisée décrite dans le paragraphe 2.7.7, deux classes d'EA sont retenues pour les métamatériaux soumis à des essais de traction. Cette analyse est menée sur structures ré-entrante avec deux densités différentes (2 et 4 cellules en fonction de la largeur de l'éprouvette). La Figure 3.28 et la Figure 3.29 présentent les classes d'EA dans le plan amplitude/temps associées à l'évolution de la charge en fonction du temps (a), la chronologie d'apparition des différentes classes et l'évolution du nombre de coups cumulés avec le temps (b) et l'analyse en composantes principales pour faire séparer les éventuels chevauchements entre les différentes classes (c). Cette méthode permet de réduire l'espace des données à un plan en composantes principales ayant le plus grand poids.

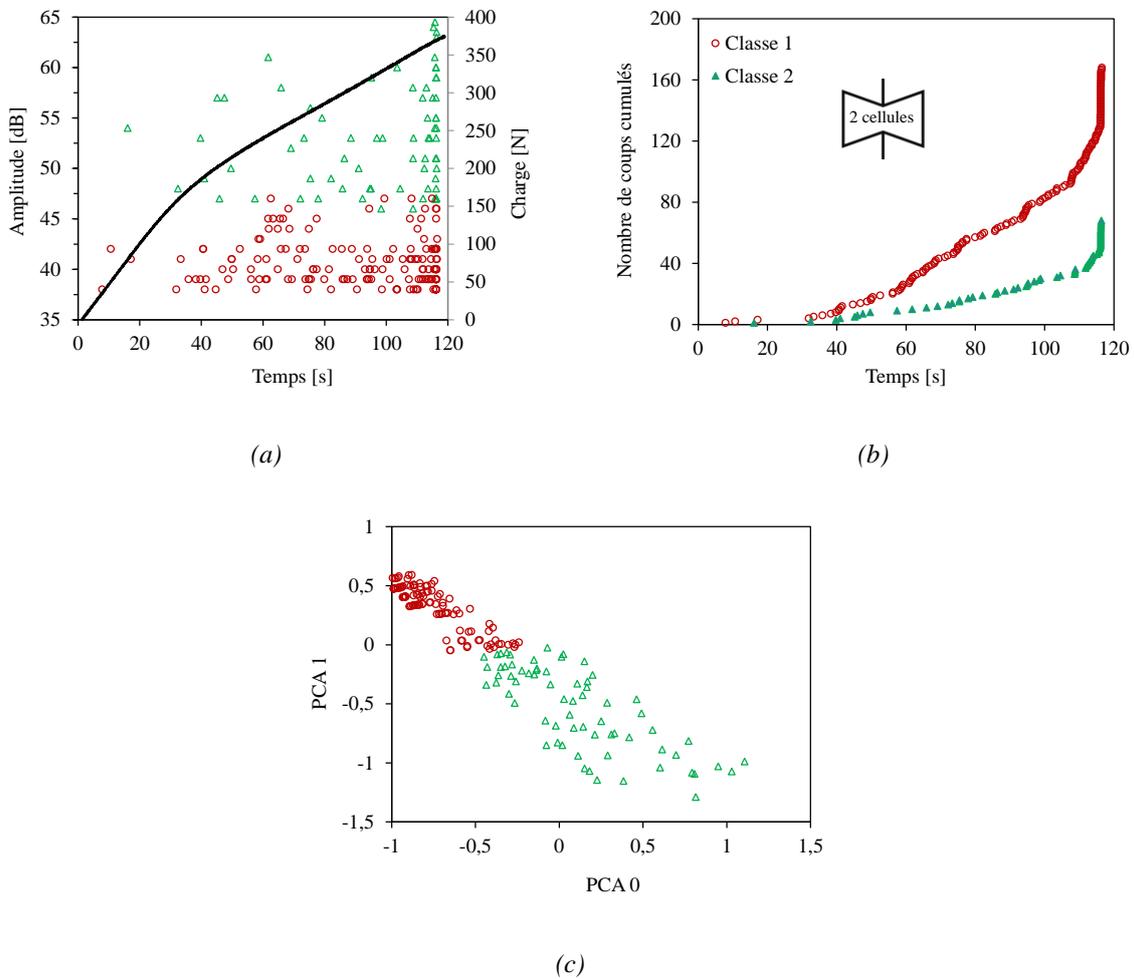


Figure 3.28 Analyse des données d'émission acoustique d'une structure architecturée à deux cellules ré-entrantes suivant la largeur de l'éprouvette : a) représentation des évènements en Amplitude/Temps b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP).

Les deux structures ont une courbe charge/temps et des événements d'EA similaires. Une variation notable est observée pour la charge maximale supportée par chaque structure architecturée. Dans ce type de chargement la propagation des endommagements dépend de la charge appliquée, qui augmente jusqu'à la rupture lorsque les événements augmentent significativement. Les classes 1 et 2 ont des amplitudes comprises entre [37 dB, 48 dB] et [48 dB, 65 dB] respectivement. La classe 1, présente un grand nombre d'événements avec de faibles amplitudes, ceci peut être attribué aux événements de fissuration de la matrice PLA. Cependant, la classe 2 correspond à la décohésion de la fibre/matrice (fibre de lin courte/PLA). La distribution des amplitudes et des événements en fonction du temps montre des zones de chevauchement entre les deux classes. Une analyse en composantes principales (c) est effectuée pour clarifier la visualisation des résultats de la classification des signaux acoustiques.

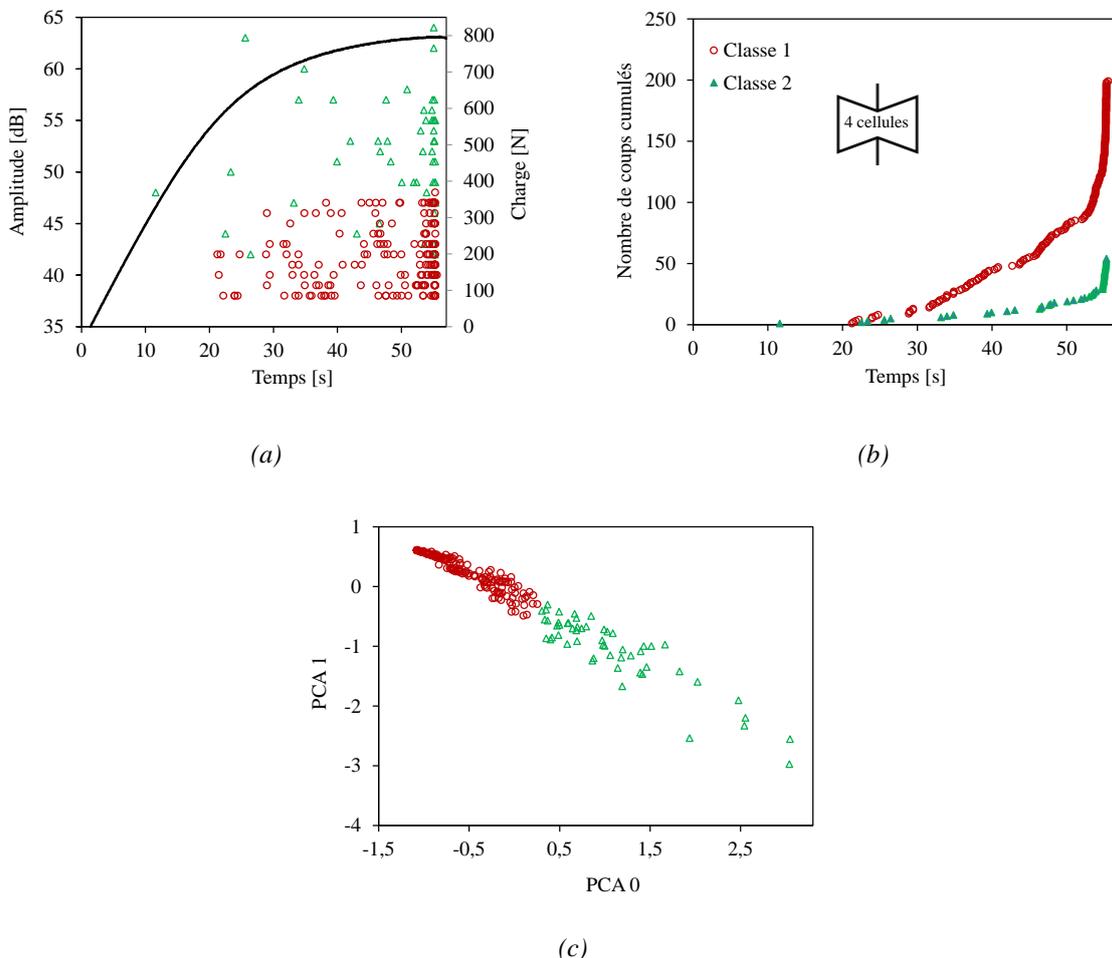


Figure 3.29 Analyse des données d'émission acoustique d'une structure architecturée à quatre cellules ré-entrantes suivant la largeur de l'éprouvette : a) représentation des évènements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP).

La Figure 3.30 illustre la post-rupture de structure ré-entrante, à la fois à l'échelle macroscopique et microscopique. Lors d'un essai de traction, la rupture des éprouvettes se produit avec une inclinaison de 45°, illustrant l'effet du cisaillement. Une analyse détaillée de la section transversale de la structure auxétique est réalisée à l'aide d'un microscope électronique à balayage (MEB). Cette analyse révèle que la fissuration se produit entre les parois verticales et inclinées des cellules. Ces fissures conduisent à la rupture des parois cellulaires. En effet, la séparation des couches imprimées pendant l'essai entraîne initialement des dommages peu visibles, ce qui explique le grand nombre de coups avec une amplitude comprise entre 37 dB et 48 dB. Au fur et à mesure que les micro-dommages s'accumulent entre les couches, nous observons la rupture totale des parois cellulaires. À ce stade, des dommages visibles sont constatés, avec des « hits » dont l'amplitude est entre 48 dB et 65 dB.

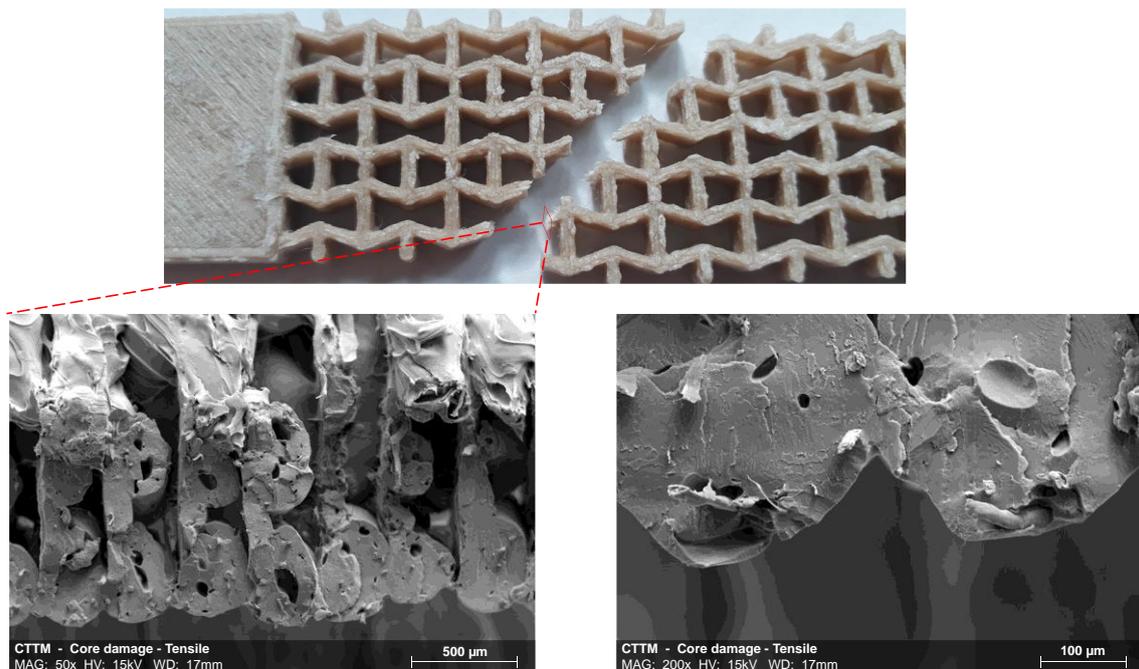


Figure 3.30 Observation macroscopique et au MEB des modes d'endommagement des âmes après rupture en traction.

### 3.6.2. Suivi des essais de flexion

La Figure 3.31 et la Figure 3.32 montrent les courbes moyennes du charge/temps associées au cumul de l'EA sur les sandwichs à structures ré-entrante avec deux densités (2 et 4 cellules suivant la largeur). On constate que les deux sandwichs présentent la même forme de courbe charge/temps ainsi que l'apparition de données d'EA au cours des essais de flexion. La seule différence est observée dans la charge maximale supportée par chaque sandwich. Lorsque la

densité croît, la charge maximale augmente également. A la fin de l'essai le nombre d'événements d'EA est plus élevé, indiquant la rupture de la structure sandwich. Les signaux acquis pendant les essais de flexion ont des amplitudes entre 37 dB et 65 dB. L'initiation de l'endommagement est caractérisée par une faible amplitude acoustique entre 37 dB et 48 dB qui correspond à l'initiation de la fissuration dans la peau inférieure. Ensuite, la propagation des endommagements dans la structure architecturée combinée au décollement par rapport à la peau est caractérisée par des amplitudes AE variant entre 45 dB et 65 dB.

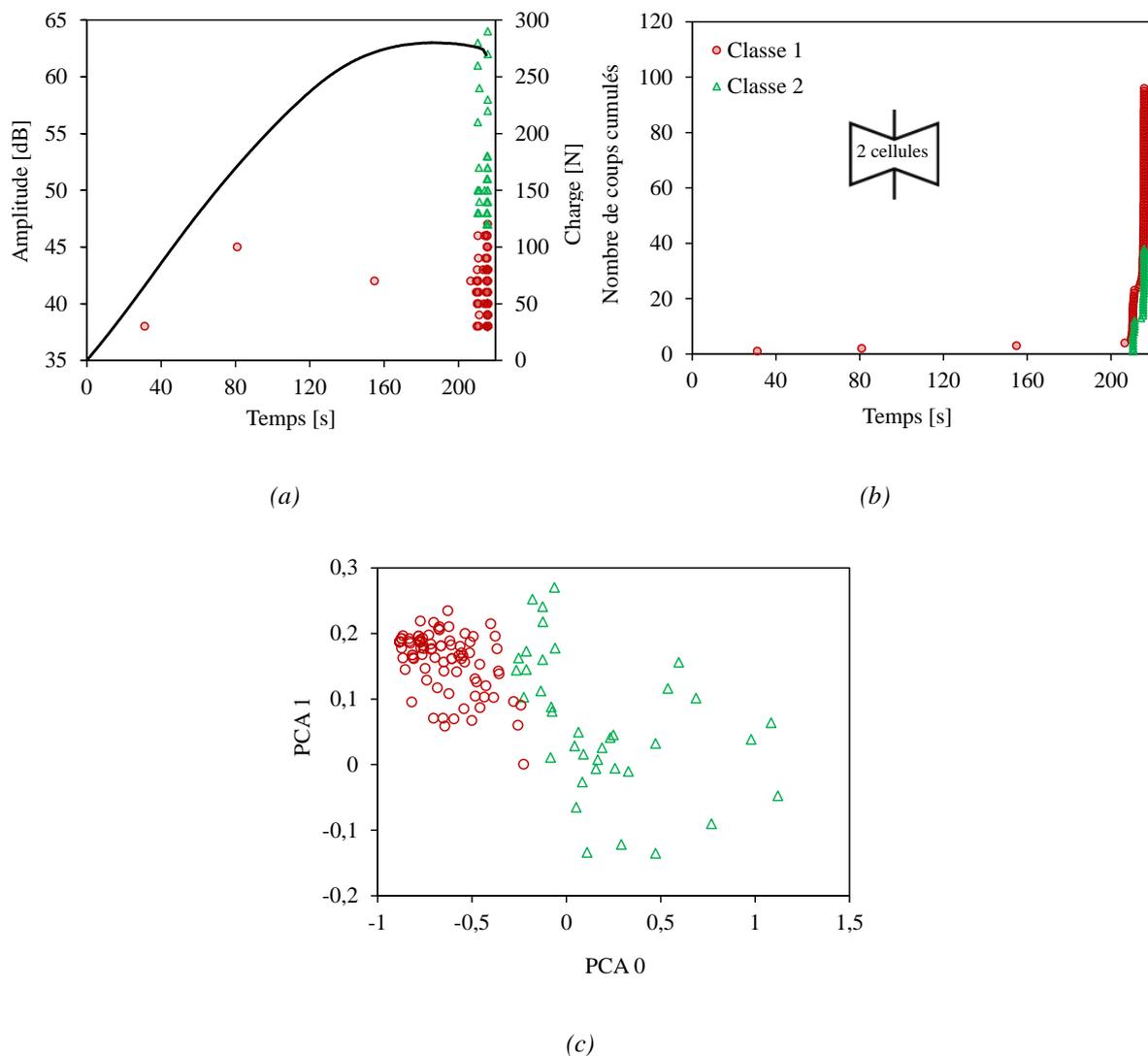


Figure 3.31 Analyse des données d'émission acoustique d'un sandwich à deux cellules ré-entrantes suivant la largeur : a) représentation des évènements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP).

Dans le cadre de cette étude, des observations d'échantillon de faciès de rupture sont réalisées à l'aide d'un microscope électronique à balayage (MEB). Ces observations ont permis de

constater la présence de ruptures non seulement dans les peaux, mais aussi dans la structure architecturée. Ces ruptures se manifestent sous forme de fissures et de décollements entre la peau et la structure architecturée, comme illustré dans la Figure 3.33. Au début de l'essai de flexion, une fissure apparaît dans la peau inférieure. Cette fissure ne s'est pas limitée à la peau, mais s'est progressivement propagée dans la structure architecturée. Au fur et à mesure que l'essai de flexion avance, un décollement apparaît entre la peau inférieure et la structure architecturée. Ce phénomène indique une dégradation progressive de l'intégrité structurelle de l'échantillon au cours de l'essai.

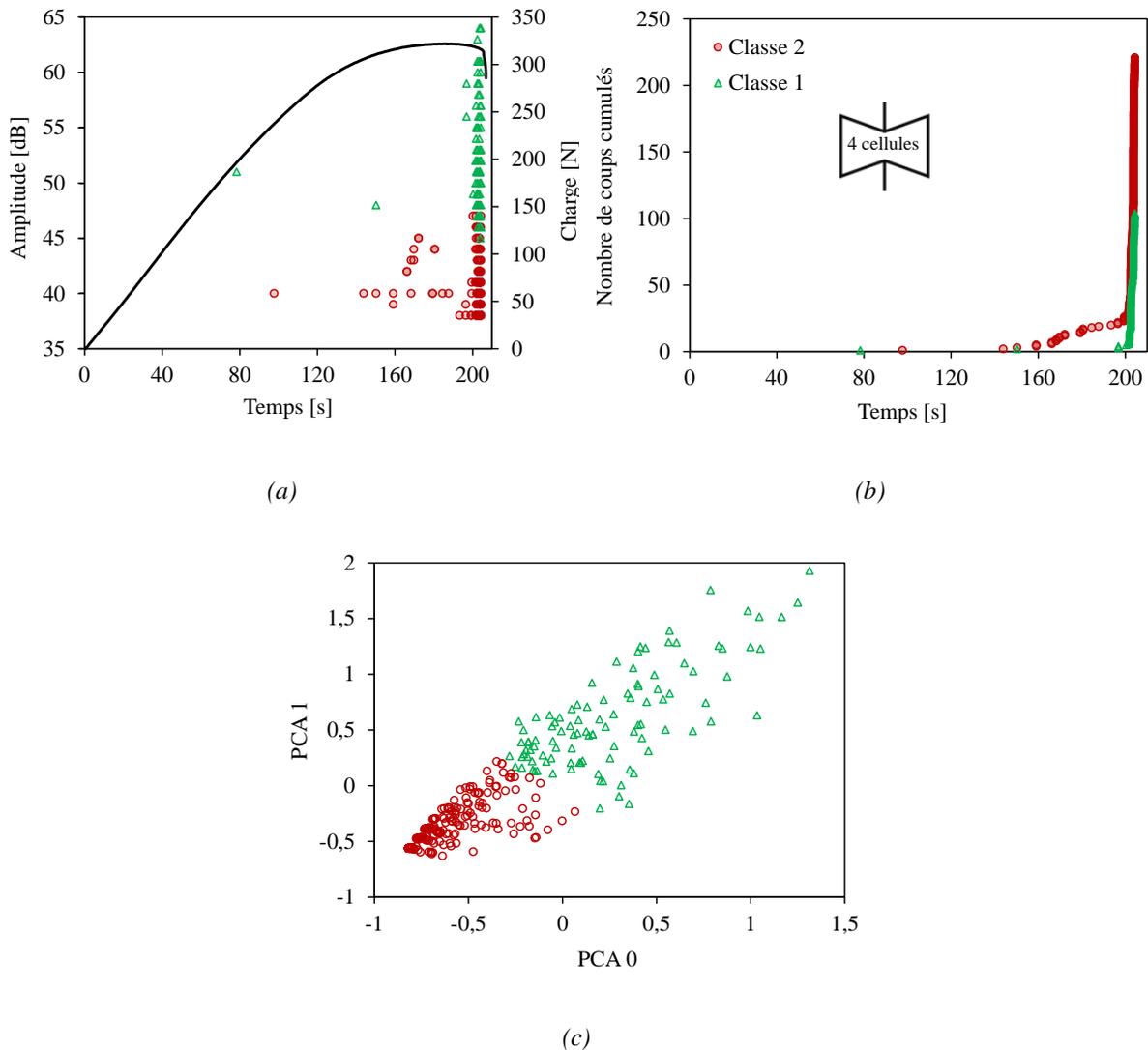


Figure 3.32 Analyse des données d'émission acoustique d'un sandwich à quatre cellules ré-entrantées suivant la largeur : a) représentation des événements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP).

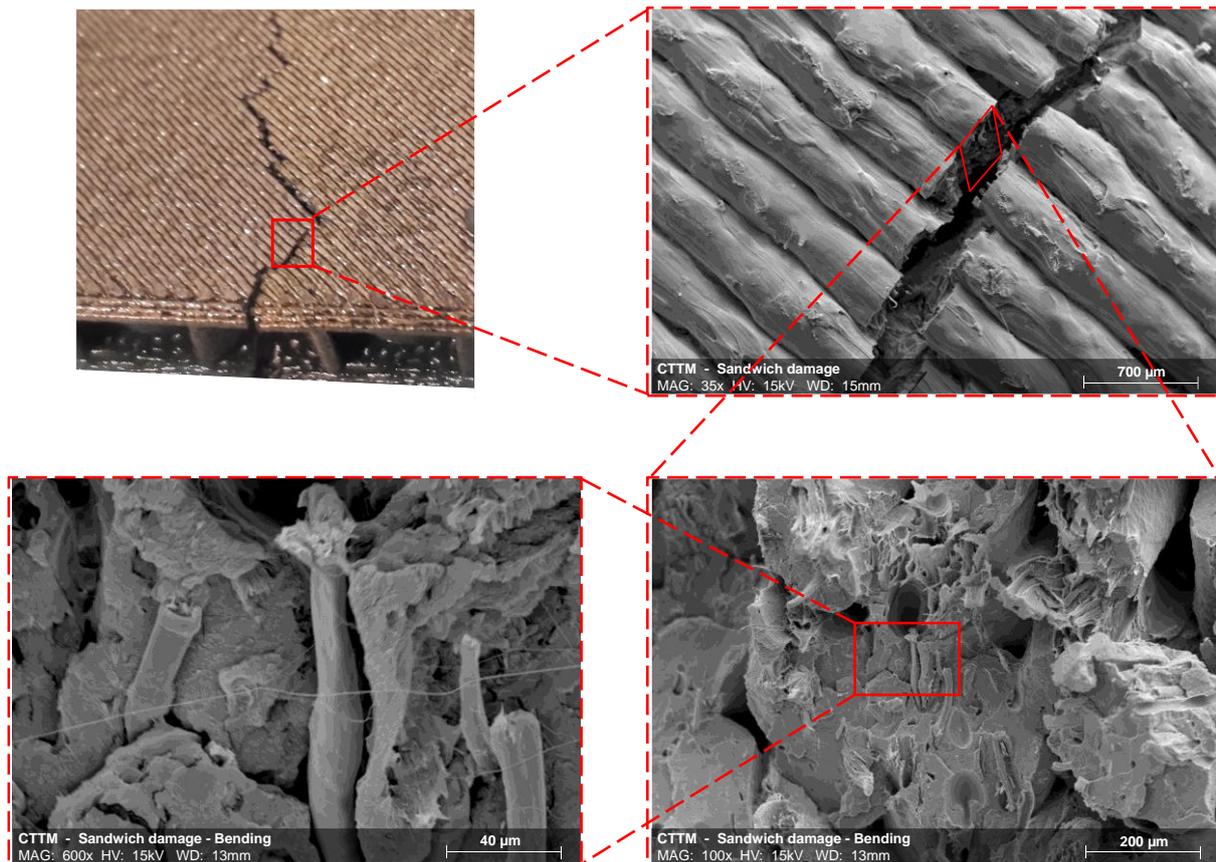


Figure 3.33 Observation macroscopique et au MEB des modes d'endommagement des sandwichs après ruptures en flexion 3-points.

### 3.6.3. Suivi des essais d'indentation

Les résultats des essais d'indentation des composites sandwichs avec des structures architecturées à une et deux cellules ré-entrantes suivant la largeur sont présentés dans la Figure 3.34 et la Figure 3.35. Ces résultats montrent les distributions des amplitudes en fonction du temps (a), la chronologie d'apparition des classes (b) et l'analyse en composantes principales (c). Trois classes d'événements sont obtenues pour les deux types d'éprouvettes. Les classes 1 et 2 apparaissent systématiquement au début de l'essai et se développent de manière identique jusqu'à environ 35% de l'essai. Ensuite, les premiers événements de la classe 3 sont observés. La rupture complète de l'éprouvette se produit la moitié du temps après l'accumulation de ces événements, entraînant une accélération des mécanismes liés aux classes 1 et 2 en fin d'essai. Selon les données bibliographiques présentées dans le paragraphe 1.6.4, il est possible d'attribuer les 1 et 2 à l'écrasement de la structure architecturée (entre 37 et 45 dB) et à la fissuration de la matrice (entre 45 et 55 dB). L'amplitude de la classe 3 varie entre 55 et 80 dB et correspond à la décohésion fibre/matrice.

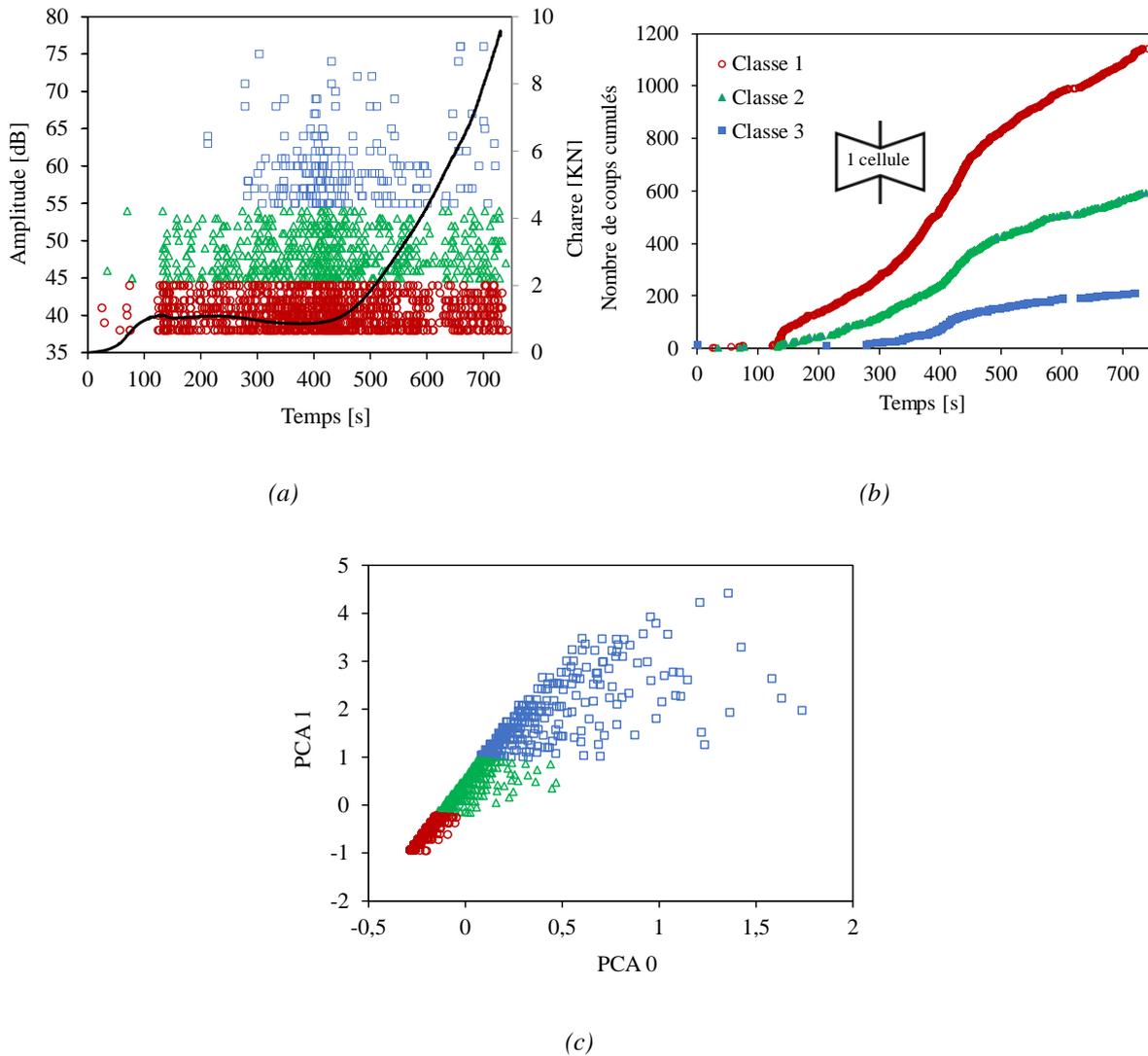


Figure 3.34 Analyse des données d'émission acoustique d'un sandwich à une cellule ré-entrante suivant la largeur: a) représentation des évènements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP).

La Figure 3.36 illustre une représentation en forme de diagramme en "toile d'araignée" qui permet d'identifier rapidement les signatures des données acoustiques des classes [205]. Cette méthode permet de constater que ces signatures acoustiques des trois classes sont similaires d'une éprouvette à une autre, ce qui permet de déduire que la classe 1 obtenue dans un sandwich à une cellule est équivalente à la classe 1 obtenue dans un sandwich avec deux cellules. Cette observation est importante pour pouvoir associer des mécanismes d'endommagement aux différentes classes d'événements. Toutefois, les signatures des classes 1, 2 et 3 sont significativement différentes. Cependant, l'énergie des signaux semble être le principal paramètre séparateur, celui de la classe 3 est le plus énergétique.

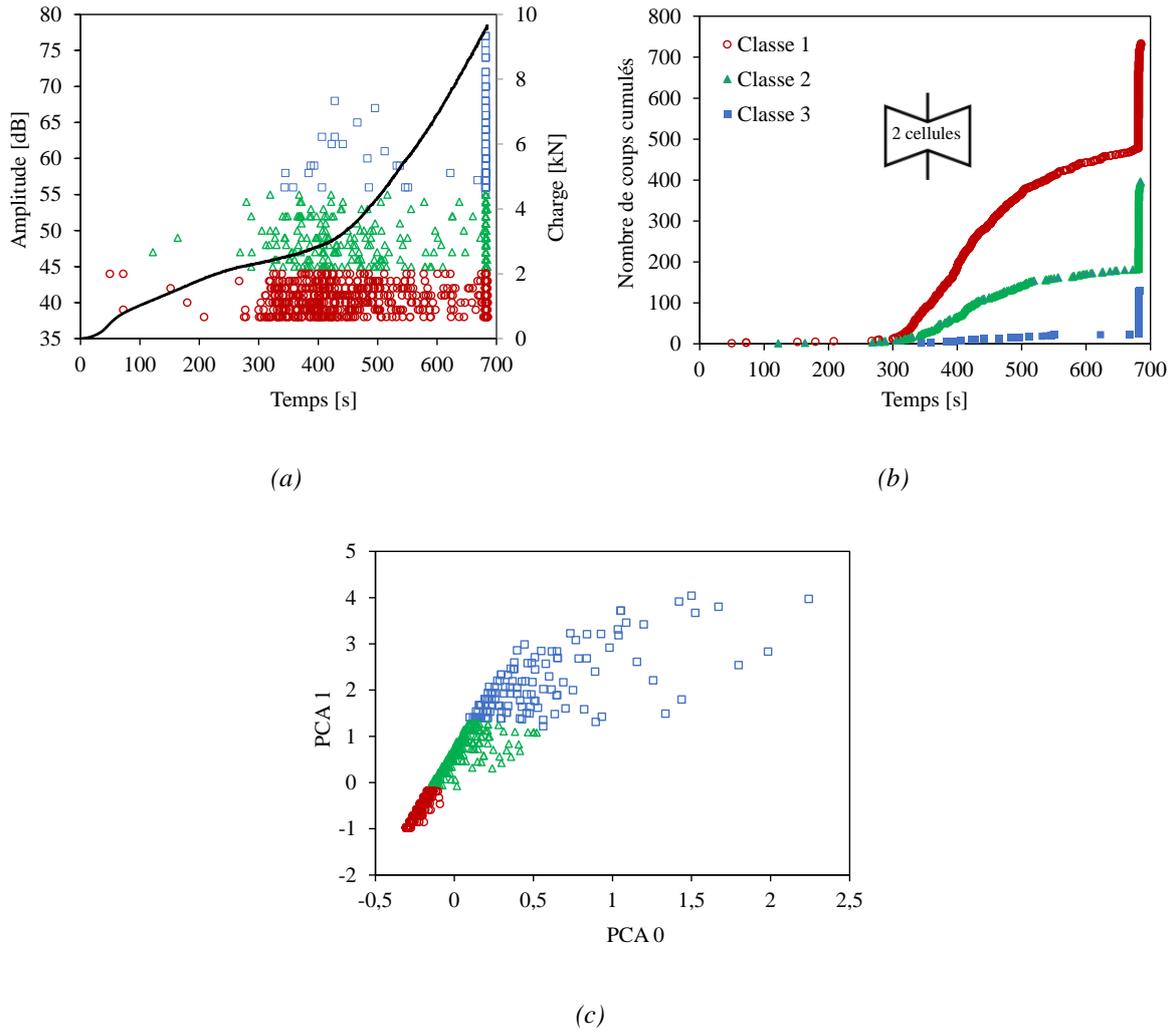


Figure 3.35 Analyse des données d'émission acoustique d'un sandwich à deux cellules ré-entrantes suivant la largeur : a) représentation des évènements en Amplitude/Temps, b) chronologie d'apparition et évolution des classes et c) analyse en composantes principales (ACP).

Des observations microscopiques sont également réalisées suite aux essais d'indentation sur un sandwich ré-entrant à une cellule suivant la largeur. Ces observations effectuées à l'aide du microscope électronique à balayage sont présentées dans la Figure 3.37. La combinaison de cette analyse par émission acoustique (EA) avec les observations macroscopiques conduit à une bonne compréhension et à l'attribution des mécanismes d'endommagement aux différentes classes d'EA. Tout d'abord, on peut observer l'écrasement de la structure architecturée correspond à la première classe obtenue par l'EA. L'analyse MEB du contour de rupture montre que ce type d'endommagement se produit entre les plis déposés par la buse lors de l'impression 3D de l'éprouvette. On peut observer une zone de faiblesse entre les plis déposés par la buse, ceci entraîne une concentration de contrainte dans cette zone. Ce phénomène provoque la propagation des fissures jusqu'à la rupture de la paroi. Ce type d'endommagement est remarqué

dès le début du test d'indentation. La classe 1 présente une faible amplitude et énergie comparée aux deux autres classes 2 et 3. Selon la littérature [73], ce type de signal correspond généralement à l'écrasement dans le cas des sandwichs architecturés. Deux autres types d'endommagement peuvent être observés : la fissuration de la matrice PLA et la décohésion fibre/matrice. Ces deux types d'endommagement, généralement localisés sur les peaux, sont associés aux classes 2 et 3. Selon la littérature [73], une amplitude des signaux acoustiques allant de 45 à 65 dB correspond à une fissuration de la matrice. Pour une amplitude allant de 50 à 80 dB on obtient une décohésion fibre/matrice. Il est important de définir les différentes classes d'endommagement pour un matériau sandwich architecturé à base de fibres courtes biosourcées fabriqué par impression 3D. Les premiers mécanismes d'endommagement interviennent au niveau du palier horizontal de la courbe force/déplacement (Figure 3.24.a). En effet, le transfert de charge de la peau supérieure à la structure architecturée entraîne l'écrasement des cellules. En tenant compte de la rupture de la peau, une déchirure des couches peut être envisagée. Ce mode d'endommagement provient souvent d'une fissuration matricielle mais également d'une décohésion fibre/matrice.

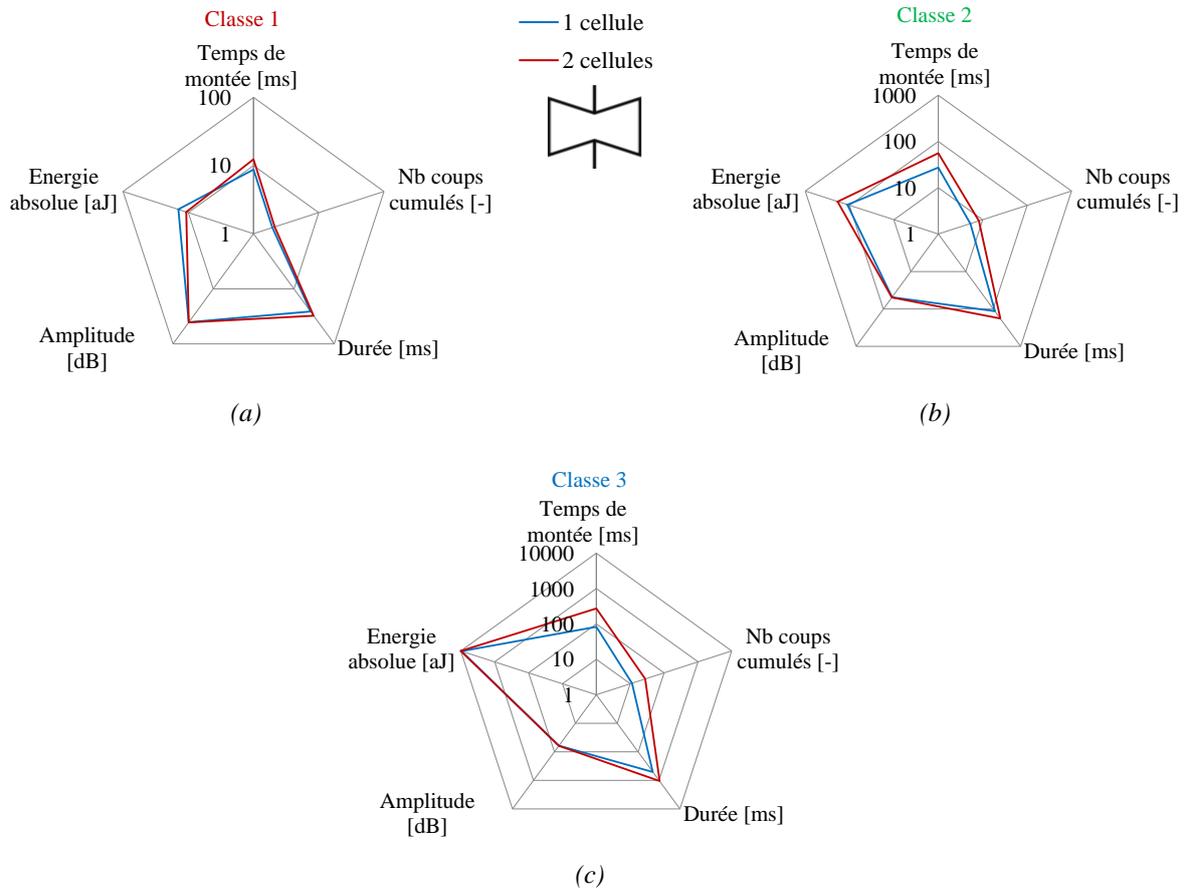


Figure 3.36 Caractéristiques moyennes des paramètres d'EA : a) classe 1, b) classe 2 et c) classe 3.

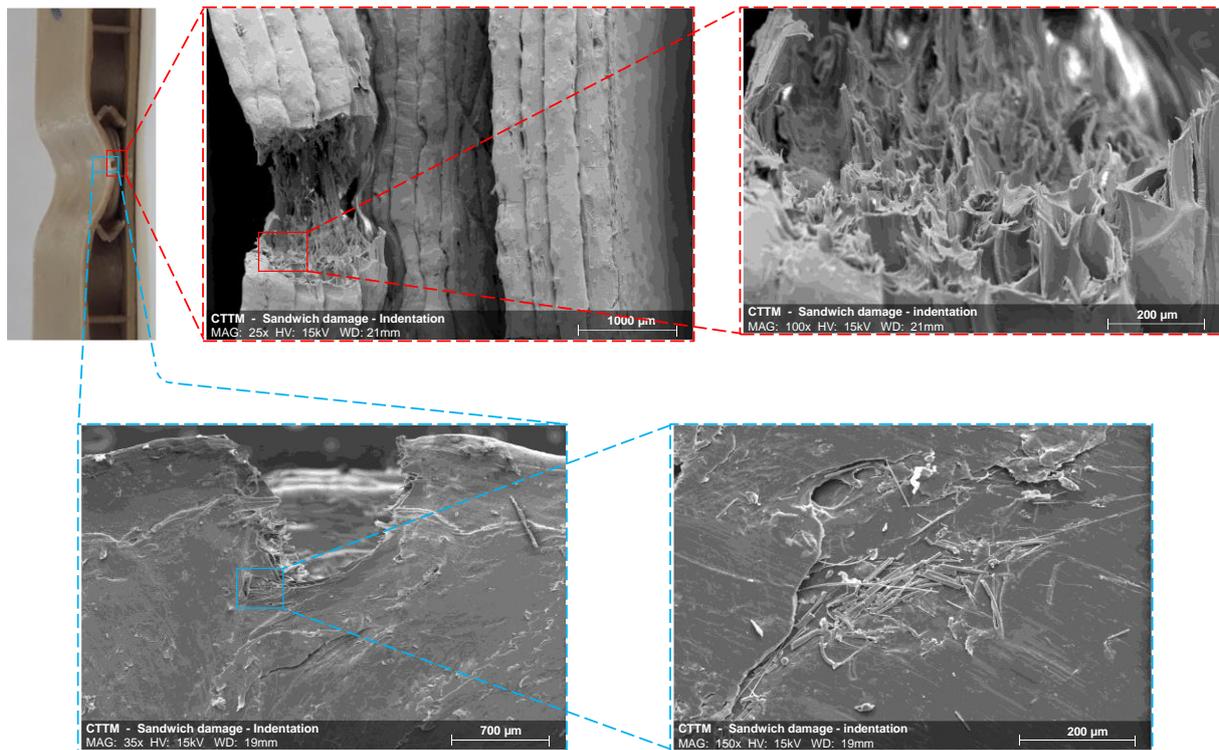


Figure 3.37 Observation macroscopique et au MEB des modes d'endommagement après rupture par indentation d'un sandwich à une cellule ré-entrantante suivant la largeur de l'éprouvette.

### 3.7. Conclusion

Ce chapitre présente la synthèse des résultats d'une étude expérimentale et d'une modélisation numérique par éléments finis sur la caractérisation quasi-statique des structures architecturées et sandwichs en bio-composite Lin/PLA à fibres courtes imprimés entièrement en 3D. Diverses structures architecturées avec des paramètres spécifiques sont utilisées comme dans les sandwichs. Tout d'abord, une analyse des caractéristiques des structures architecturées sollicitées en traction est réalisée afin de mettre en évidence les propriétés mécaniques de chaque structure. Par la suite, une étude du comportement des structures en compression est réalisée. Des éprouvettes avec diverses configurations d'âmes sont étudiées. Leurs propriétés mécaniques sont comparées et discutées en terme résistance et d'énergie dissipée.

Ensuite, des études sont menées afin d'analyser le comportement des composites sandwichs à structures architecturée soumis à la flexion et à l'indentation, qui sont parmi les modes de sollicitation les plus courantes de ce type de structures sandwichs. Ces différents méta-matériaux sont évalués. Les résultats montrent que la forme structurelle a un impact significatif sur des propriétés mécaniques des composites. En particulier, il est démontré que l'augmentation du nombre de cellules dans la structure améliore les propriétés mécaniques du

matériau. Des essais de flexion sont réalisés afin d'analyser les propriétés de résistance et de rigidité structurelle des sandwichs. Concernant les propriétés élastiques, un accent particulier est mis pour les structures architecturées anti-trichirales afin de déterminer leurs propriétés de rigidité en flexion, en cisaillement, les modules de flexion et de cisaillement. Ensuite, des essais expérimentaux d'indentation sont réalisés sur les composites sandwichs. Les résultats montrent que la résistance ainsi que la dissipation de l'énergie s'améliorent avec le nombre de cellules utilisé ainsi que les paramètres géométriques des cellules.

La technique de l'émission acoustique (EA) pour suivre et analyser les mécanismes d'endommagement des composites est utilisée. Cette étude est menée sous différents types de chargements, en utilisant des éprouvettes soumises à la traction, à la flexion et à l'indentation. Les signaux acoustiques sont classés afin d'identifier les modes d'endommagement des différentes structures. Pour les éprouvettes soumises à la traction et la flexion, deux modes sont identifiés : l'écrasement des parois cellulaires et la fissuration matricielle. Pour les éprouvettes soumises à l'indentation, trois modes sont identifiés : les mêmes modes identifiées dans les essais statiques ainsi qu'une décohésion fibre/matrice. Cette analyse montre que l'endommagement dans les structures architecturées dépend de type de chargement et des propriétés géométriques.

# **Chapitre 4: Comportement des composites sandwichs en fatigue**

## **Résumé**

Ce chapitre présente le comportement mécanique en fatigue des composites sandwichs en Lin/PLA testés en flexion trois-points. Les sandwichs sont construits avec différentes structures architecturées, chacune présentant des dimensions géométriques spécifiques. Deux types de réseaux architecturés sont étudiés : un réseau conventionnel/ré-entrant et un réseau chiral. L'évolution de la charge appliquée en fonction du nombre de cycles est déterminée pour chaque structure et les résultats sont comparés. L'énergie dissipée par fatigue et l'amortissement sont également calculés en fonction du nombre de cycles à partir des résultats expérimentaux.



## 4.1. Introduction

Le comportement en fatigue cyclique des sandwichs est l'un des principaux facteurs du dimensionnement de ce type de structure pour diverses applications industrielles. Ainsi, lors de la phase de conception, la prise en compte des endommagements causés par la fatigue cyclique des matériaux est indispensable. Bien que les contraintes mécaniques subies par un matériau au cours de sa durée de vie puissent être bien inférieures aux contraintes de rupture statiques ou même aux limites d'élasticité, elles peuvent être répétées un nombre de fois très important provoquant l'endommagement du matériau.

Par exemple, dans l'industrie automobile, où les matériaux sandwichs sont utilisés, une connaissance précise du comportement à la fatigue est primordiale. Au cours des cycles de chargement, des défauts peuvent apparaître et se propager dans la structure, provoquant une diminution des propriétés mécaniques jusqu'à ce que le matériau soit complètement dégradé. La résistance et la dissipation d'énergie sont des paramètres clés dans la conception des structures. Ainsi, il est primordial de concevoir des structures qui possèdent un bon amortissement ce qui est essentiel pour diminuer le risque de la rupture des matériaux par fatigue. Cependant, dans la littérature, il n'existe pas suffisamment de données sur le comportement en fatigue des sandwichs en fonction de la structure architecturée et de ses paramètres géométriques. Les travaux proposés dans cette étude fournissent une contribution expérimentale permettant d'explorer en profondeur la tenue de ces structures architecturées en fatigue.

Ce chapitre présente les résultats d'une analyse expérimentale du comportement en fatigue des sandwichs avec des structures architecturées. L'objectif n'est pas de caractériser complètement le matériau, mais plutôt de mettre en valeur l'effet de diverses structures sur le comportement en fatigue des sandwichs. Ces essais de fatigue sont réalisés sur des éprouvettes en flexion avec un seul niveau de chargement. La sollicitation est appliquée à l'aide d'un chargement sinusoïdal effectué par un déplacement imposé ( $\phi$  2.7.5).

## 4.2. Comportement des sandwichs en fatigue

Les essais expérimentaux de fatigue sont effectués en flexion trois points sur les différentes structures définies dans le chapitre 2 paragraphe 2.6. Ces structures sont regroupées en deux catégories de réseau : conventionnel et ré-entrant (incluant hexagonale, rectangulaire et ré-entrante) et chirale (incluant Tri-Chirale, Tétra-Chirale, Anti-Tri-Chirale, Anti-Tétra-Chirale, Anti-Tri-Chirale Ré-entrante et Anti-Tétra-Chirale Fléchée). Tous les échantillons sont obtenus par impression 3D et testés avec une machine hydraulique de type INSTRON 8801 standard conformément à la norme ASTM D790-86 [191] (§ 2.7.5). Une distance entre appuis  $d = 110$  mm est utilisée pour tous les essais. Un déplacement sinusoïdal est appliqué pendant les essais de fatigue (Figure 4.1) avec une fréquence de 5 Hz. Un seul niveau de chargement est utilisé dans ce chapitre vu le nombre important des éprouvettes à tester. Le rapport de chargement  $R_c$  et le niveau de chargement  $r_c$  sont définis respectivement par les expressions (2.26) et (2.27). La valeur de  $R_c$  est fixée à 0,2 et celle de  $r_c$  à 55%. La valeur de  $r_c$  est choisie pour que le nombre de cycles de toutes les éprouvettes testées en fatigue soit compris entre  $2 \cdot 10^4$  et  $10^5$ . Pour y parvenir, des essais préliminaires sont effectués sur des éprouvettes à cellules ré-entrantes avec une cellule suivant la largeur, avec 4 niveaux différents: 40, 55, 70 et 85%. Les résultats de ces essais conduisent à l'utilisation d'un niveau de 55%.

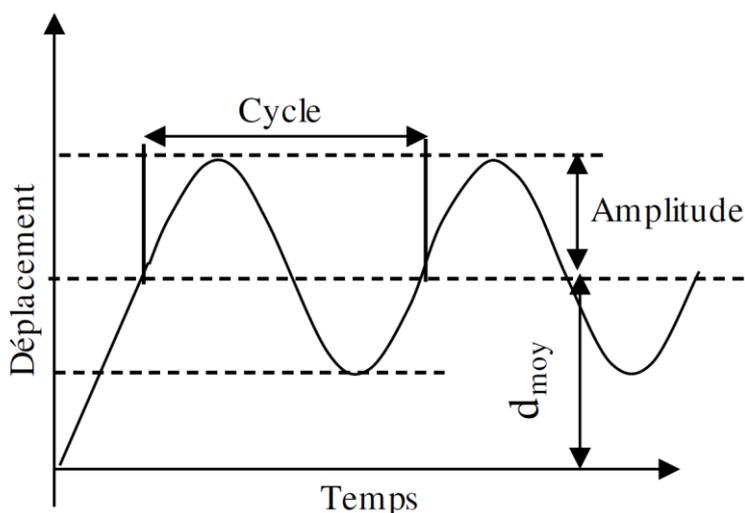


Figure 4.1 Exemple typique d'une forme d'onde sinusoïdale pour un essai de fatigue.

#### 4.2.1. Sandwichs conventionnels et ré-entrants

Des essais de fatigue sont menés sur les sandwichs à structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes. Pour chaque configuration, quatre densités dépendant du nombre de cellules suivant la largeur (§ 2.6.1) sont testées. Le *Tableau 4.1* décrit les différents paramètres obtenus à

partir des essais de flexion 3-points statique. Afin de tenir compte de la variabilité des résultats, 3 à 5 échantillons de chaque configuration sont testés.

		1 cellule	2 cellules	3 cellules	4 cellules
Hexagonale 	$d_{rup}$ [mm]	4,5	5,2	5,7	6,2
	$F_{rup}$ [N]	200	275	310	320
Ré-entrante 	$d_{rup}$ [mm]	5	5,5	6	6,3
	$F_{rup}$ [N]	225	275	325	345
Rectangulaire 	$d_{rup}$ [mm]	4,2	5	5,5	6
	$F_{rup}$ [N]	150	270	300	310

Tableau 4.1 Caractéristiques à la rupture des sandwichs avec différentes âmes.

#### 4.2.1.1. Evolution des propriétés mécaniques en fatigue

Pour un déplacement donné, la variation de la charge appliquée est mesurée en fonction du nombre de cycles pour chaque échantillon. Les courbes représentant l'évolution de la force maximale rapportée à sa valeur initiale ( $F/F_0$ ) sont présentées avec une échelle semi-logarithmique sur la Figure 4.2. Ces courbes sont déterminées pour un seul niveau de chargement dont l'objectif est de comparer le comportement en fatigue des différents sandwichs et en fonction du nombre de cellules suivant la largeur.

Les résultats montrent que la perte de la rigidité du sandwich est caractérisée par une diminution progressive de la charge en fonction du nombre de cycles. Cette diminution se déroule en trois étapes distinctes. Au cours des premiers cycles, une baisse significative du rapport  $F/F_0$  est observée. Cette baisse rapide est due à l'apparition et la multiplication des endommagements dans le PLA ( la résine acide polylactique) de la structure. Par la suite, la rigidité diminue progressivement juste avant la rupture de l'échantillon, cette phase représente la majeure partie de l'essai. Cette étape est associée à la propagation et la multiplication des dommages dans les structures sandwichs. Enfin, la défaillance totale de l'échantillon se produit pour un nombre de cycles élevé où la rigidité chute brusquement.

L'évolution de la charge en fonction du type de cellule de chaque sandwich est ainsi étudiée. La comparaison permet d'observer un écart significatif entre les différents sandwichs possédant différentes cellules suivant la largeur. En effet, les sandwichs avec des âmes ré-entrantes

présentent un nombre de cycles plus élevé que ceux fabriqués avec des structures hexagonales et rectangulaires. Cependant, cet écart diminue progressivement lorsque le nombre de cellules suivant la largeur augmente. Une des raisons de cette diminution peut s'expliquer par l'augmentation de la zone de transfert des contraintes cycliques entre les peaux et l'âme, ce qui réduit l'effet de la forme de la structure architecturée sur la résistance et la rigidité du sandwich.

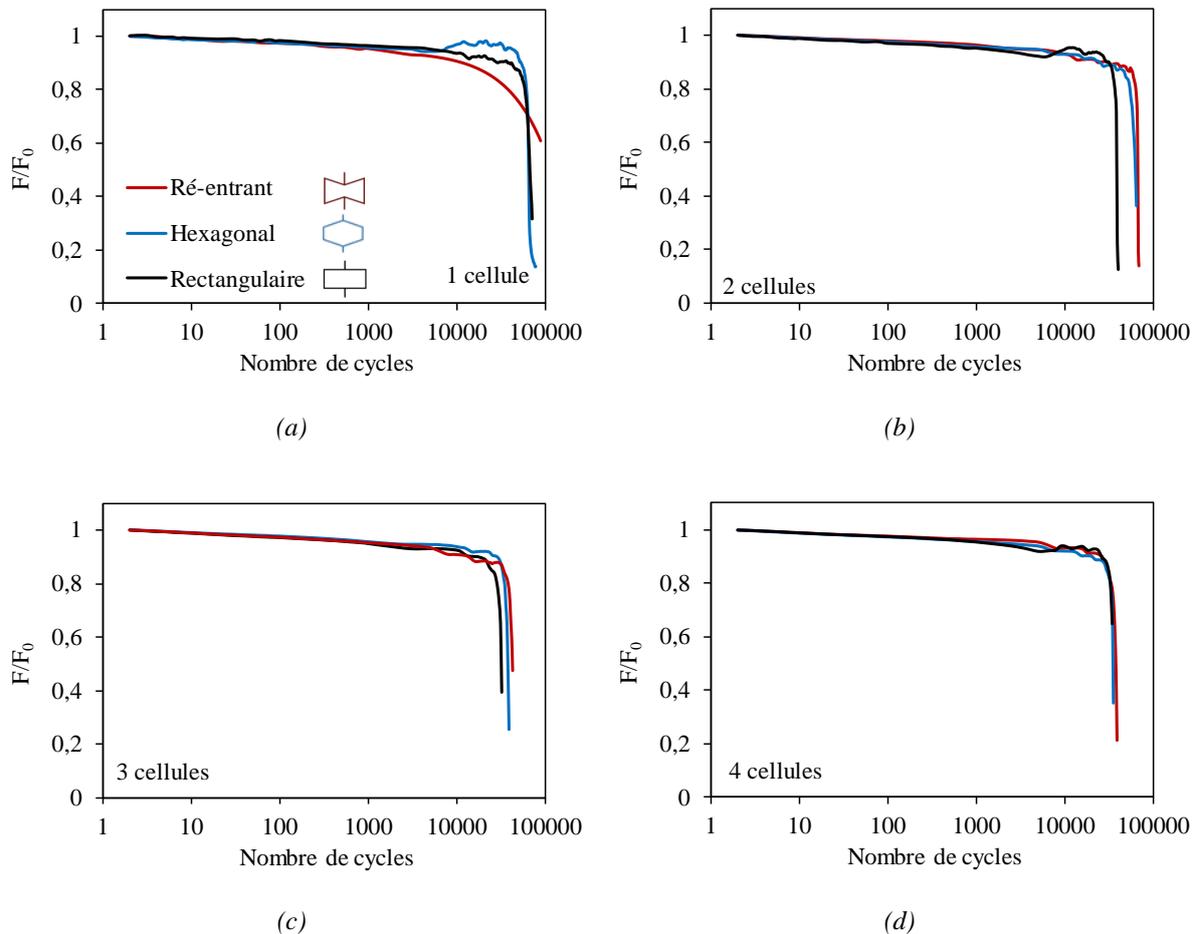


Figure 4.2 Courbes représentatives de l'évolution du rapport  $F/F_0$  en fonction du nombre de cycles pour différents nombres de cellules d'âmes suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.

La Figure 4.3 présente avec une échelle semi-logarithmique les courbes de variation de  $F_{max}$  (force maximale) en fonction des cycles ( $N$ ) pour des sandwichs avec à structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes de 1 à 4 cellules suivant la largeur. Les résultats indiquent que la force maximale dépend des cycles de sollicitation en fatigue, de la structure architecturée ainsi que du nombre de ses cellules. En effet, la charge maximale augmente lorsque le nombre de cellules croît et diminue lorsque le nombre de cycles augmente. Les sandwichs à structures ré-entrantes supportent une charge maximale plus importante que les sandwichs de formes hexagonales et rectangulaires. Lorsque le nombre de cellules est élevé, cela induit un nombre

de parois cellulaires en contact avec la peau supérieure élevé provoquant une augmentation de la zone de transfert des contraintes de cisaillement. Ce phénomène fait croître la charge appliquée sur la partie centrale et en même temps provoque la diminution de la résistance de l'éprouvette en fatigue cyclique. A titre d'exemple, la force maximale appliquée sur le sandwich à structures ré-entrantes avec 4 cellules suivant la largeur est de l'ordre de 200 N alors qu'elle n'est que de l'ordre de 130 N pour un sandwich avec une seule cellule.

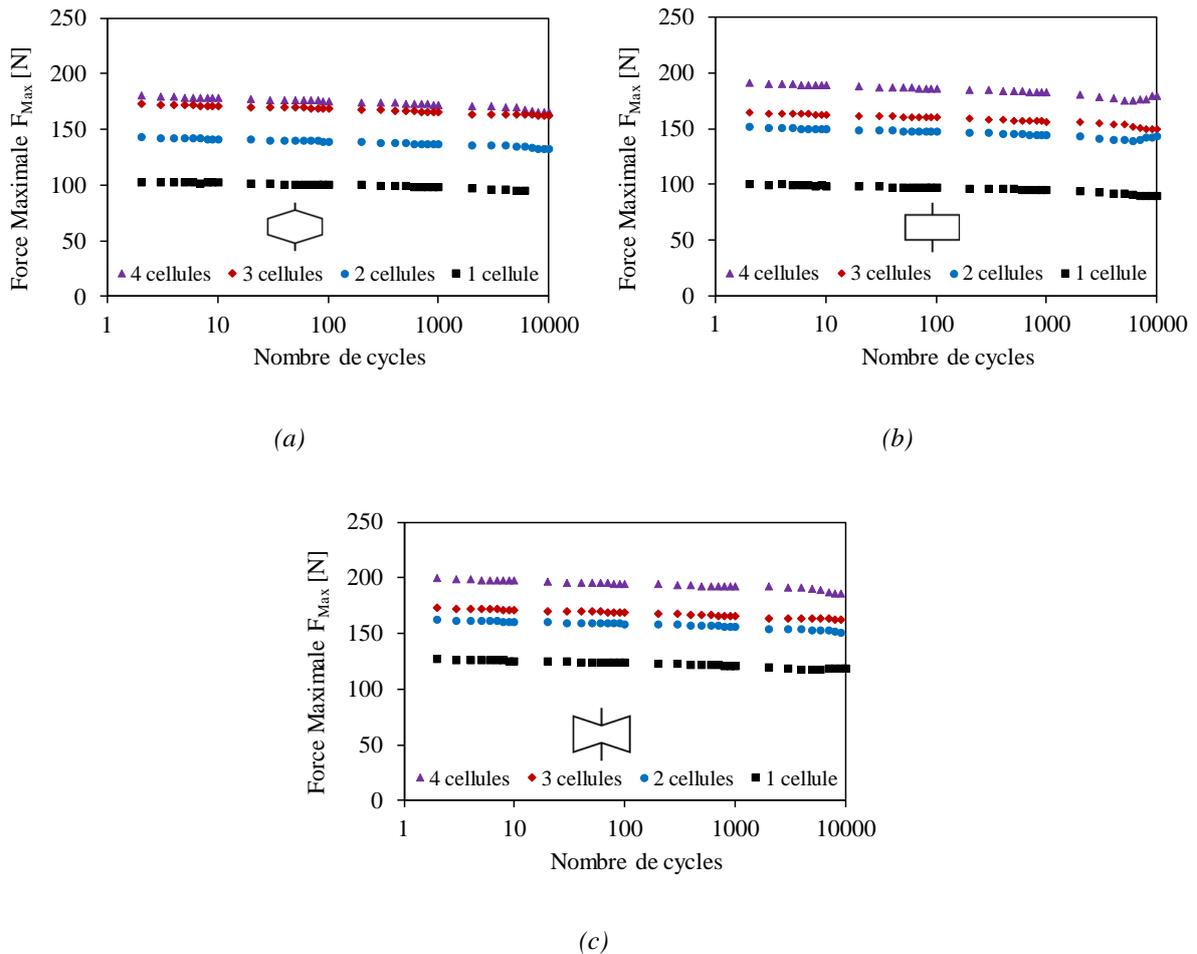


Figure 4.3 Evolution de la charge en fonction du nombre de cycles pour différents nombres de cellules d'âmes :  
a) Hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes.

#### 4.2.1.2. Cycles d'hystérésis

Pour chaque sandwich, les caractéristiques énergétiques sont étudiées en analysant l'évolution des courbes d'hystérésis. Les courbes d'hystérésis donnent l'évolution de la charge en fonction du déplacement pour une structure soumise à des cycles de chargement répétés : expérimentalement. 200 points au moins sont enregistrés par cycle en cours de la fatigue. La

Figure 4.4 et la Figure 4.5 présentent les courbes d'hystérésis d'un sandwich à structure ré-entrant pour un nombre de cycles de 10,  $10^2$ ,  $10^3$  et  $10^4$ .

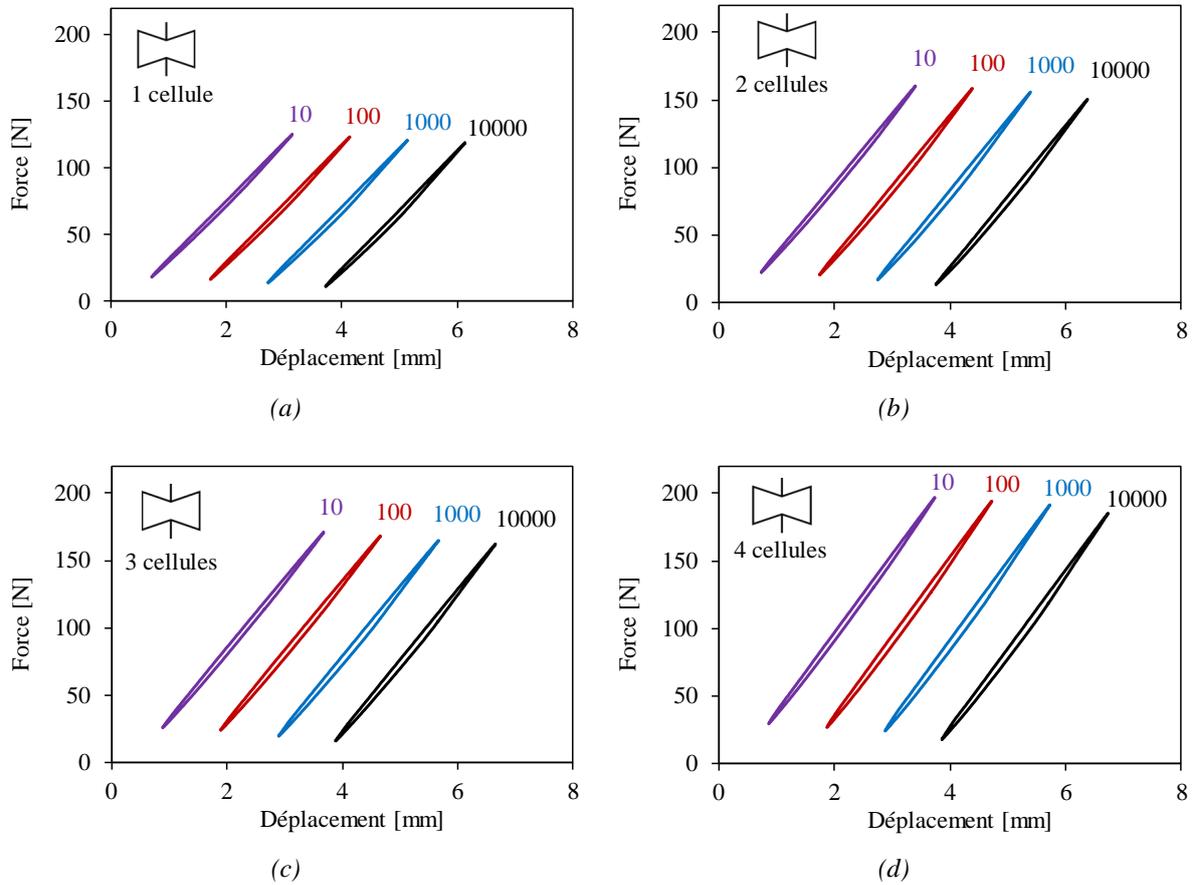


Figure 4.4 Evolution des cycles d'hystérésis des sandwichs pour différents nombres de cellules ré-entrantes suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.

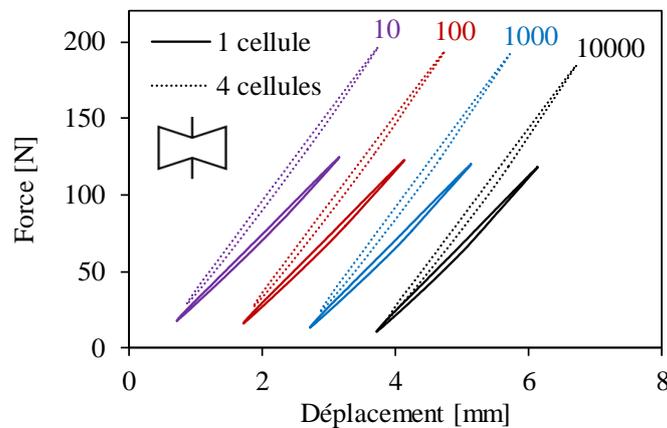


Figure 4.5 Evolution des cycles d'hystérésis pour les sandwichs à une et quatre cellules ré-entrantes suivant la largeur de l'éprouvette.

Pour plus de clarté les courbes d'hystérésis, pour nombres de cycles croissants, sont translattées le long de l'axe des abscisses. Pour les quatre densités de sandwich composé de cellules ré-entrantes, l'évolution des courbes d'hystérésis est similaire. La charge maximale, représentée par le pic de la courbe d'hystérésis, diminue et l'aire interne augmente avec le nombre de cycles. Ces résultats découlent de la perte de la rigidité due à l'apparition et à la multiplication des endommagements dans les cellules architecturées. Ce phénomène est particulièrement prononcé pour les sandwichs ayant une densité importante et pour un nombre de cycles élevé. Les résultats montrent aussi que lorsque le nombre de cellules suivant la largeur diminue, la charge maximale décroît. Ainsi, le déplacement associé aux charges minimales et maximales des boucles diminue avec la réduction du nombre de cycles.

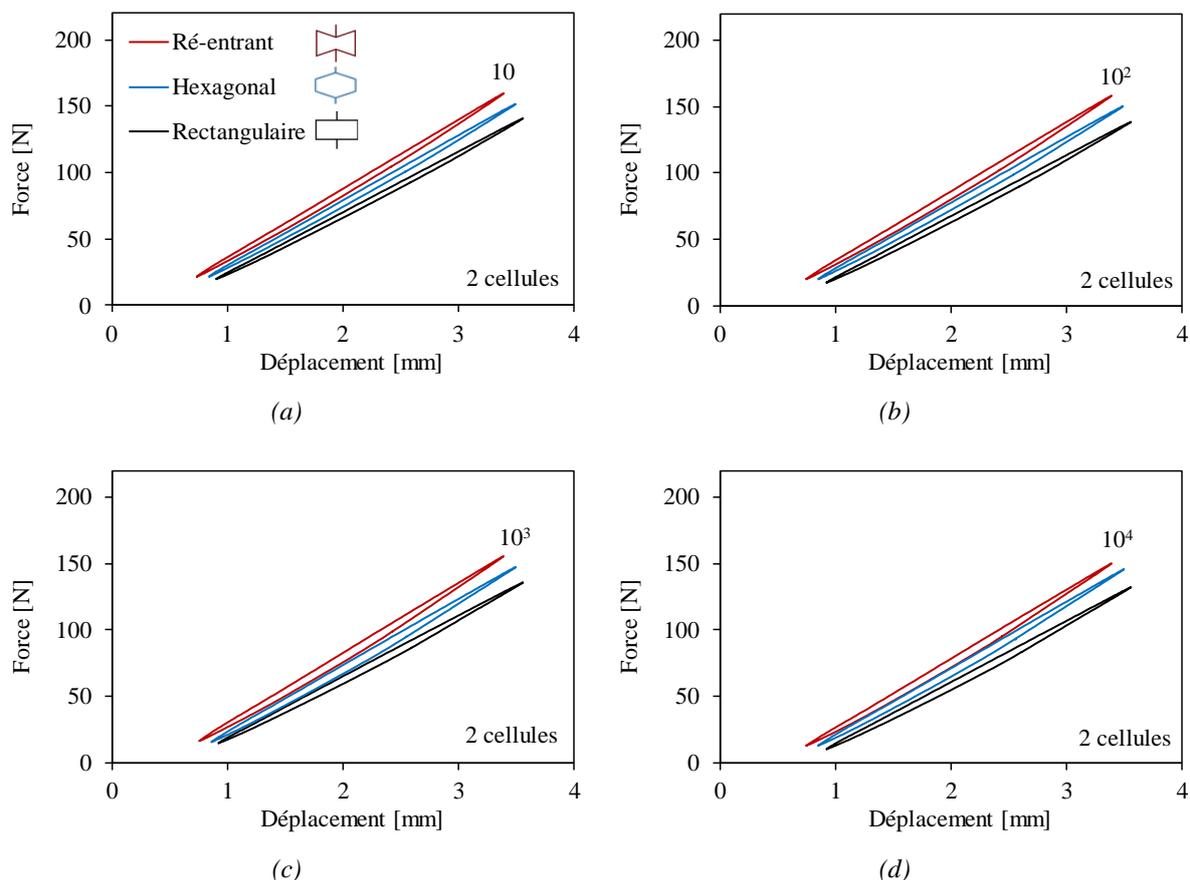


Figure 4.6 Evolution des cycles d'hystérésis pour les structures sandwichs avec deux cellules ré-entrantes, hexagonales et rectangulaires suivant la largeur : a) 10 cycles, b)  $10^2$  cycles, c)  $10^3$  cycles et d)  $10^4$  cycles.

La Figure 4.6 montre une comparaison des cycles d'hystérésis pour les sandwichs à structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes avec deux cellules suivant la largeur. Une

légère diminution au niveau de la charge est observée sur les sandwichs à structures hexagonales et rectangulaires comparées aux ré-entrantes. Lors du chargement cyclique, les parois cellulaires s'effondrent complètement. Ceci provoque la défaillance des cellules et la rupture de leurs parois situées aux bords de l'éprouvette ce qui entraîne des endommagements permanents dans le sandwich, provoquant ainsi la rupture complète des échantillons.

#### 4.2.1.3. *Energie dissipée et énergie potentielle*

L'énergie dissipée est un indicateur utilisé pour estimer les propriétés mécaniques à la fatigue des structures sandwichs. La structure architecturée du sandwich joue un rôle important dans l'absorption de l'énergie. En effet, lorsqu'un composite sandwich est soumis à une charge cyclique, une quantité d'énergie est dissipée par son âme. Dans cette étude, les échantillons de matériau sandwich sont soumis à une charge de flexion par sollicitation de fatigue cyclique. Sous une charge suffisamment importante, des déformations plastiques et des endommagements sont induits. La courbe de la force en fonction de déplacement prend la forme de boucle d'hystérésis comme le montre la Figure 4.7, ceci est due à une perte d'énergie. La zone intérieure du cycle de cette courbe correspond à l'énergie dissipée, tandis que la zone située sous la courbe supérieure (la partie de chargement) correspond à l'énergie potentielle pendant le cycle. L'énergie potentielle ( $E_p$ ) et dissipée ( $E_d$ ) peuvent être calculées par une sommation des surfaces en utilisant la formule de trapèze. Les deux parties du cycle d'hystérésis (chargement et déchargement) sont divisées par un nombre élevé  $n$  afin de minimiser l'erreur de calcul de l'aire sur l'intervalle  $[a, b]$  (Figure 4.7). Pour un nombre donné de cycles ( $N$ ), l'énergie potentielle  $E_p$  par l'expression (4.1) et l'énergie dissipée  $E_d$  est déterminée par l'expression (4.2).

$$E_p = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n (d_{i+1} - d_i) [f(d_{i+1}) + f(d_i)] \quad (4.1)$$

$$E_d = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n (d_{i+1} - d_i) \{ [f(d_{i+1}) + f(d_i)] - [g(d_{i+1}) + g(d_i)] \} \quad (4.2)$$

La Figure 4.8 et la Figure 4.9 montrent la variation de l'énergie dissipée des sandwichs à structures conventionnelles et ré-entrantes en fonction du nombre de cycles. Les résultats présentés permettent de comparer l'énergie dissipée en fonction des structures architecturées et de leurs densités. L'énergie dissipée diminue rapidement au cours des premiers cycles puis elle augmente au fur et à mesure que le nombre de cycles croît.

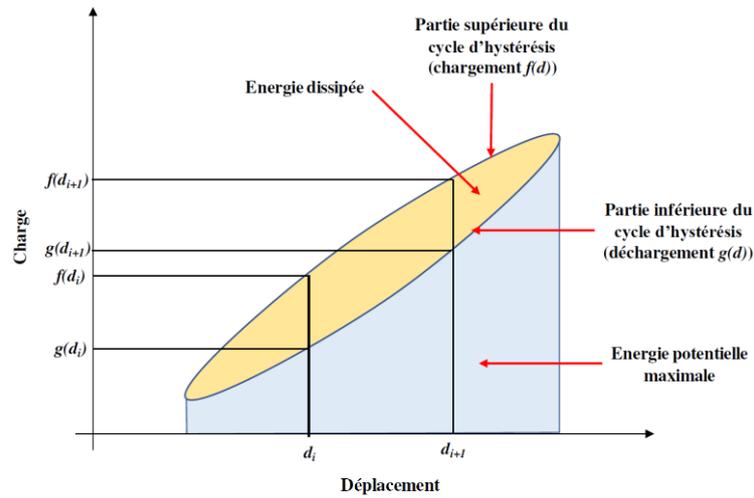


Figure 4.7 Energie potentielle et énergie dissipée.

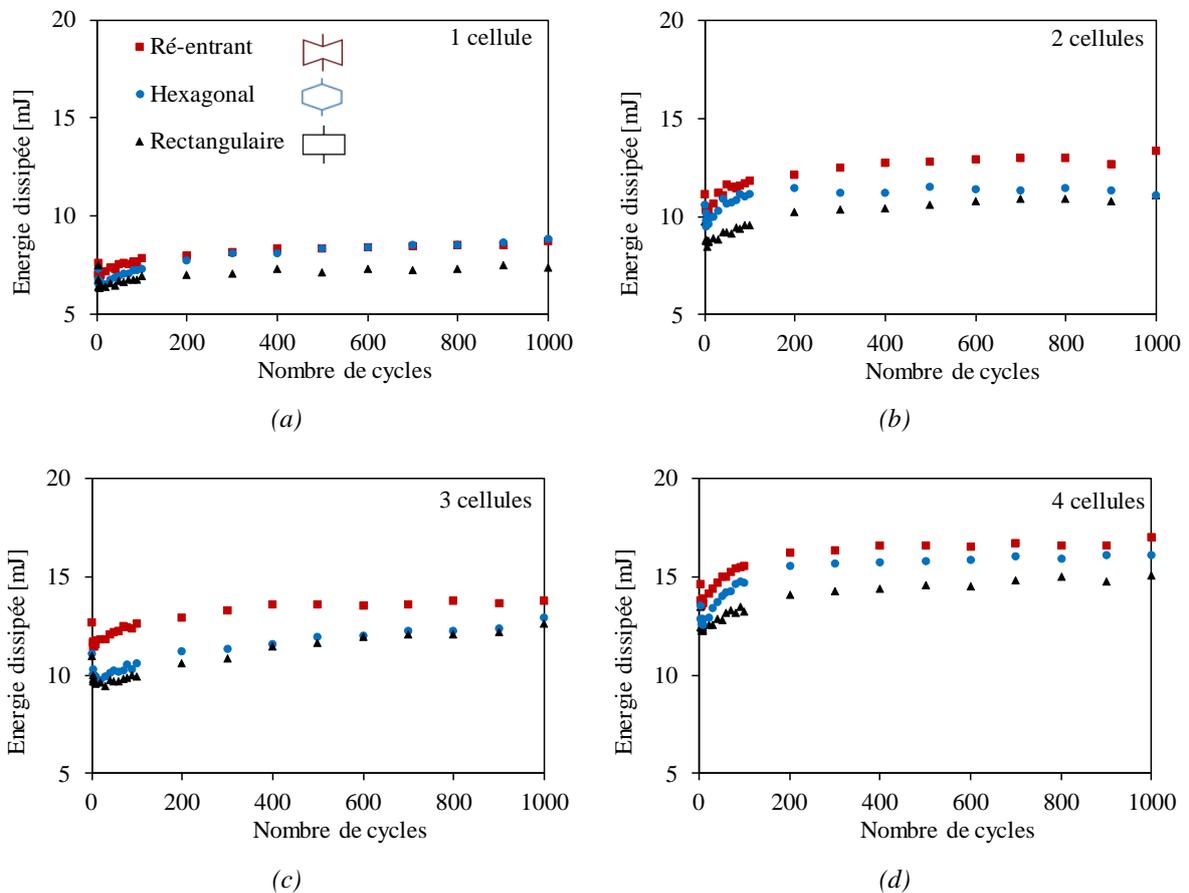


Figure 4.8 Evolution de l'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec des âmes hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes et pour différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.

Cette énergie devient plus importante après quelques dizaines de cycles jusqu'à atteindre un état presque constant pour un nombre de cycles élevé. Au début du cycle, la déformation des

parois cellulaires à l'interface de l'éprouvette est réversible, puis elles commencent à être endommagées permettant l'évacuation de l'air emprisonné à l'intérieur des cellules.

Après un certain nombre de cycles, les cellules sont complètement écrasées. L'énergie dissipée dépend également de la structure architecturée et de sa densité (nombre de cellules). Quel que soit le nombre de cycles, l'énergie dissipée par la structure la plus dense est plus importante. L'augmentation de l'énergie dissipée en début de cycle est beaucoup plus importante dans les sandwichs avec quatre cellules suivant la largeur. Après une centaine de cycles, l'énergie dissipée diminue puis devient presque constante pour tous les sandwichs.

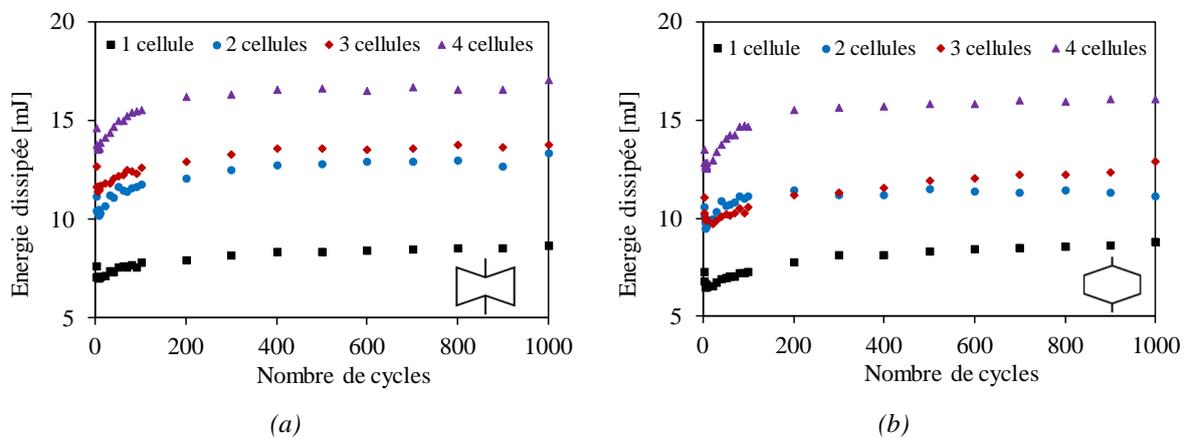


Figure 4.9 Evolution de l'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec différents nombres de cellules suivant la largeur : a) ré-entrante et b) hexagonale.

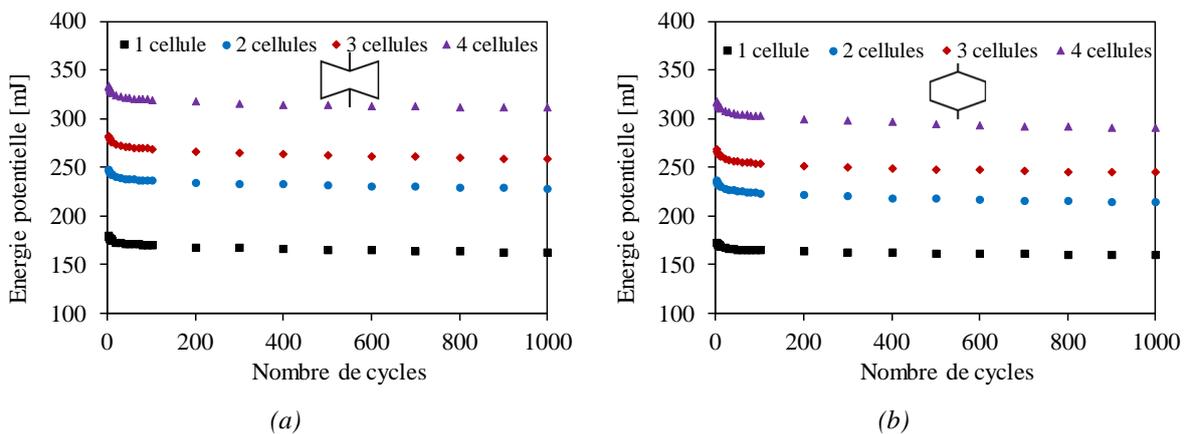


Figure 4.10 Evolution de l'énergie potentielle en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec des structures architecturées de différents nombres de cellules suivant la largeur : a) ré-entrants et b) hexagonales.

La Figure 4.10 et la Figure 4.11 présentent une comparaison sur l'évolution de l'énergie potentielle en fonction du nombre de cycles pour les trois structures étudiées et pour chaque nombre de cellules suivant la largeur de 1 à 4. Plus la densité est élevée plus la quantité

d'énergie potentielle est importante pour les trois structures. Quelle que soit la structure architecturée, on remarque une diminution importante de l'énergie potentielle au cours des premiers cycles puis elle se stabilise après un certain nombre de cycles. En effet, l'apparition de ces deux paliers est liée à la propagation des mécanismes d'endommagement au niveau des cellules du sandwich, qui se produit plus rapidement au cours des premiers cycles.

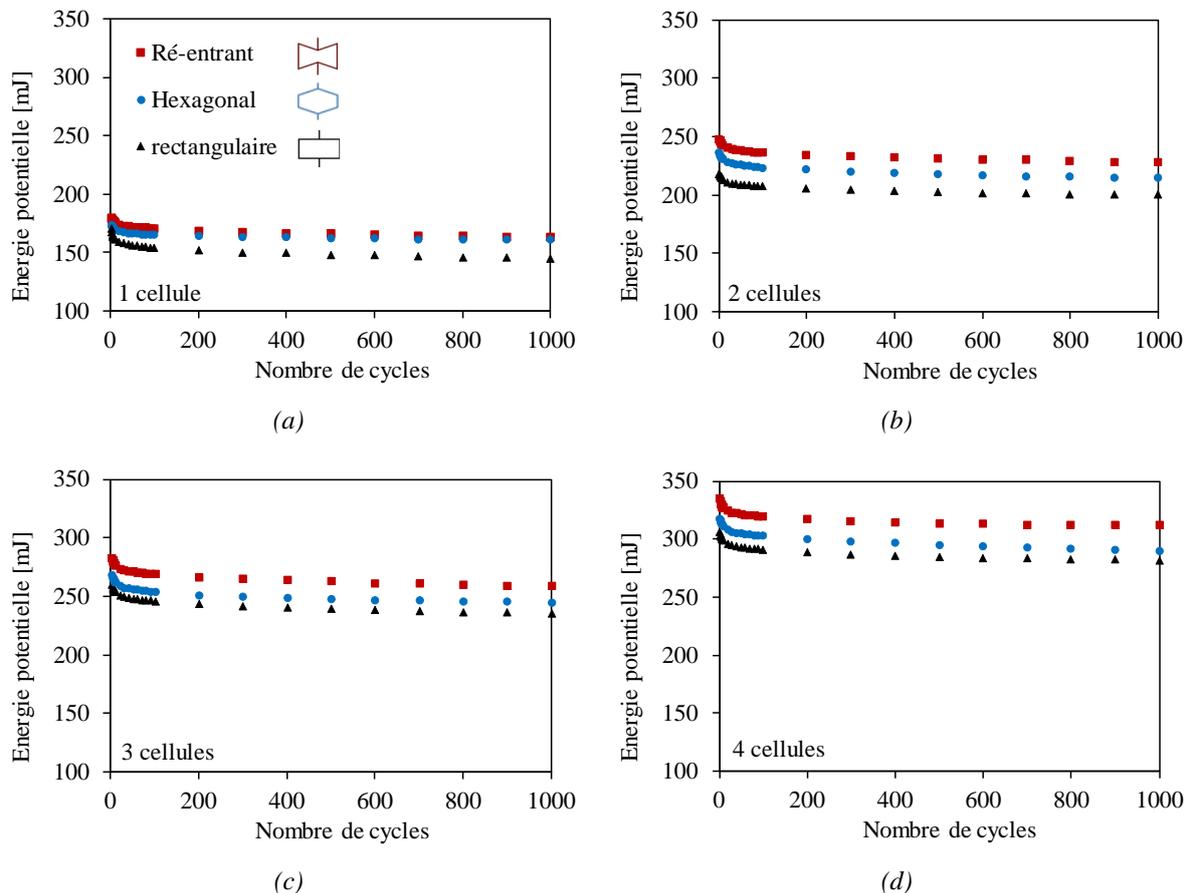


Figure 4.11 Evolution de l'énergie potentielle en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec des structures architecturées ré-entrantes, hexagonales et rectangulaires et pour différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.

#### 4.2.1.4. Amortissement en fatigue

Le facteur de perte, également appelé facteur d'amortissement, est un paramètre important déterminé lors des essais de fatigue cyclique. Il représente la capacité d'un matériau à dissiper l'énergie et à minimiser les vibrations. Un facteur de perte élevé indique une dissipation d'énergie efficace et une réduction des vibrations, ce qui peut améliorer les performances et la durabilité d'une structure. Dans les composites sandwichs, la dissipation d'énergie peut être induite par divers processus, tels que les propriétés viscoélastiques du matériau de base, la

structure architecturée et la densité des cellules. Dans les essais de fatigue, le facteur d'amortissement est calculé à l'aide de l'expression (4.3) en rapportant l'énergie dissipée ( $E_d$ ) à l'énergie potentielle stockée ( $E_p$ ) par cycle.

$$\eta = \frac{E_d}{2\pi E_p} \quad (4.3)$$

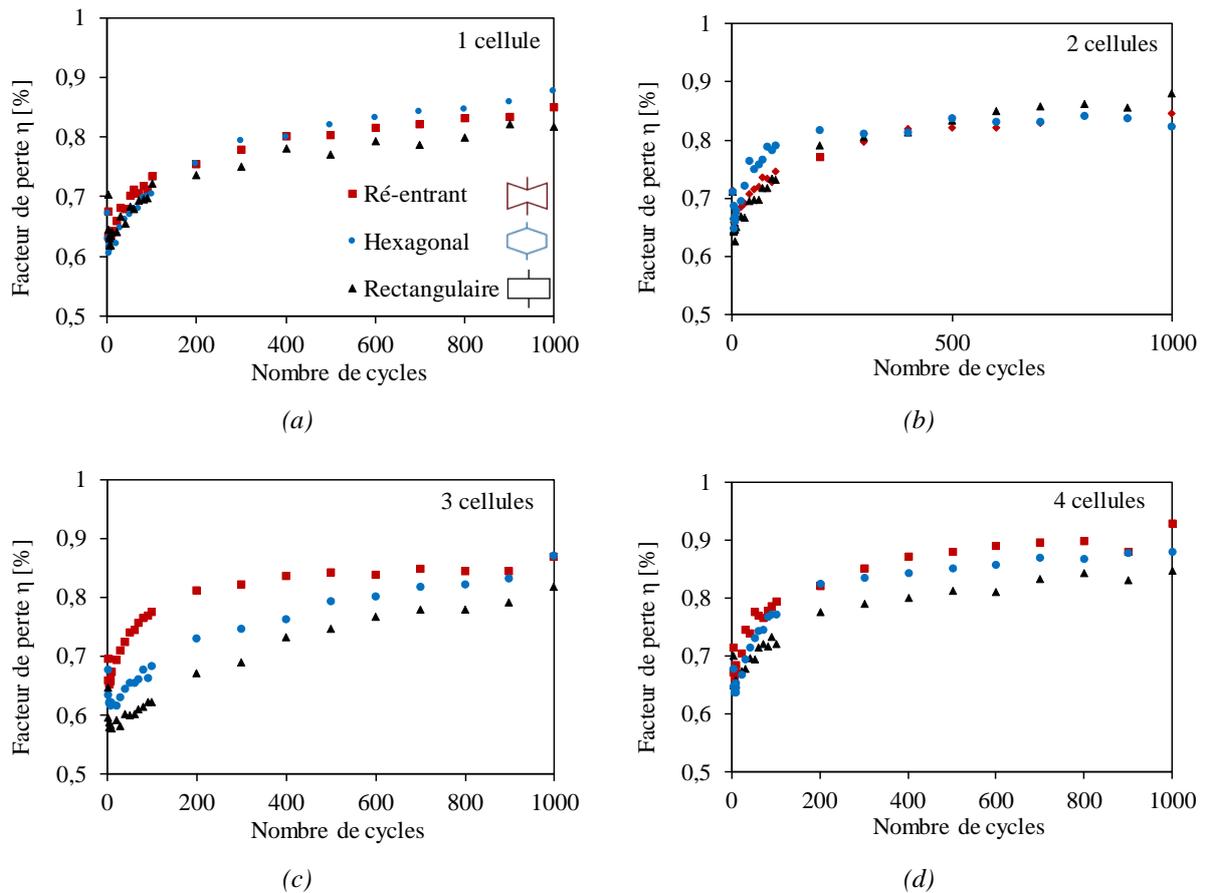


Figure 4.12 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec des structures architecturées ré-entrantes, hexagonales et rectangulaires et pour différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.

La Figure 4.12 et la Figure 4.13 montrent l'évolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles. Ces figures permettent de comparer le facteur d'amortissement en fonction des structures architecturées et de leurs densités. La Figure 4.14 présente la superposition des résultats pour les trois structures architecturées avec un échelle semi-logarithmique afin de montrer l'évolution de facteur de perte pendant les premiers cycles. Les courbes montrent au départ une diminution de l'amortissement pour un nombre de cycles

inférieur à 10. Ensuite, on observe pour toutes les formes un accroissement rapide du facteur de perte au cours des premiers cycles ( $N > 10$ ). Ce phénomène progresse après quelques dizaines de cycles et fini par se stabiliser pour un nombre de cycles élevé (Figure 4.12). Les résultats montrent également que le facteur de perte est plus important pour les sandwichs avec une structure plus dense.

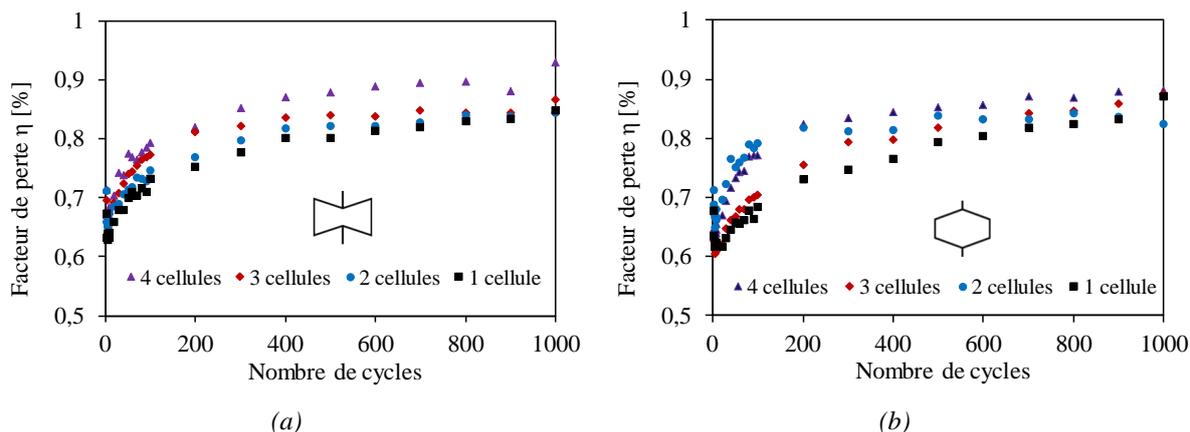


Figure 4.13 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec différents nombres de cellules suivant la largeur et pour deux types d'âmes architecturées : a) ré-entrante et b) hexagonale.

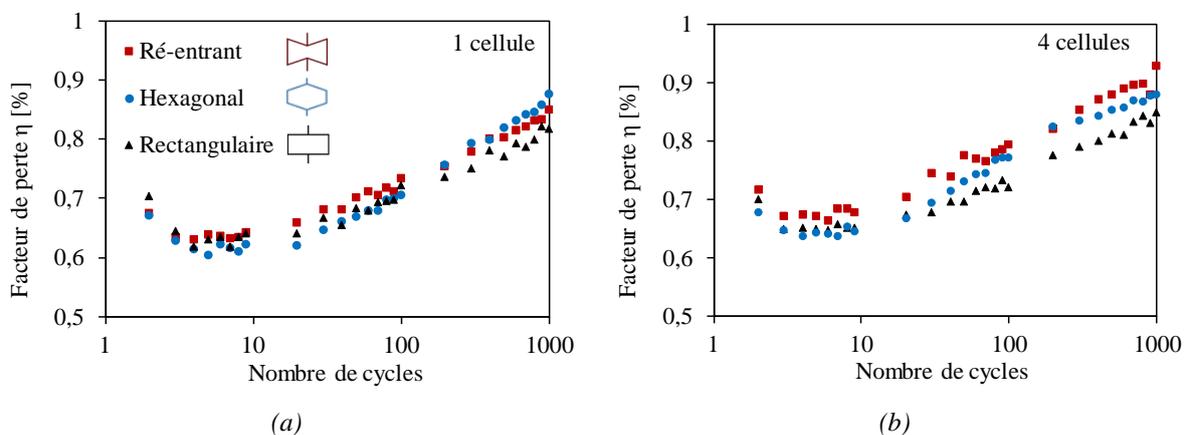


Figure 4.14 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs ré-entrants, hexagonales et rectangulaires et pour différents nombres de cellules : a) 1 cellule et b) 4 cellules.

L'effet de la structure architecturée est présenté pour chaque nombre de cellule suivant la largeur sur la Figure 4.12. Les sandwichs à structures architecturées ré-entrantes présentent un facteur d'amortissement plus important que ceux avec des structures hexagonales et rectangulaires. Cela indique que la structure du sandwich dissipe une énergie de cisaillement plus importante que celle dissipée par les peaux en traction/compression. La variation de

l'amortissement dépend aussi de l'évolution des mécanismes d'endommagement qui se produisent dans le sandwich. En effet, la diminution du facteur de perte peut s'expliquer par l'apparition des endommagements irréversibles. Le chargement initial du matériau provoque un écrasement des parois cellulaires de la structure. Lors du chargement cyclique du sandwich, les cellules agissent comme des amortisseurs, absorbant l'énergie. Par conséquent, une partie importante de l'énergie est dissipée par la structure architecturée. Ceci explique l'augmentation du facteur de perte après quelques dizaines de cycles.

#### 4.2.2. Sandwichs chiraux et anti-chiraux

L'effet de la diversité structurale sur le comportement en fatigue cyclique des sandwichs est étudié. Les cellules sont basées sur les formes chirales avec trois ou quatre ligaments et un nœud cylindrique. Dans les résultats suivants, seul le rayon  $r=2,4$  mm est proposé ( $\phi$  2.6.2). Les sandwichs sont testés avec différentes structures à une seule cellule suivant la largeur de l'éprouvette. Le Tableau 4.2 résume les différents paramètres déterminés dans les essais statique de flexion trois-points. Ces paramètres sont utilisés dans les essais de fatigue. Afin de prendre en compte la variabilité des résultats obtenus, 3 à 5 échantillons de chaque configuration sont testés.

Âmes	Tri-ligaments			Tétra-ligaments		
	Trichiral	Anti-trichiral	Anti-trichiral ré-entrant	Tétrachiral	Anti-tétrachiral	Anti-tétrachiral fléchée
Désignation	TC3	ATC3	ATCR3	TC4	ATC4	ATCF4
Structure						
$d_{rup}$ [mm]	4,5	5	4,5	4,5	4,5	5
$F_{rup}$ [N]	170	240	220	180	190	270

Tableau 4.2 Caractéristiques à la rupture des sandwichs avec différentes à structures chirales.

##### 4.2.2.1. Evolution des propriétés mécaniques

Pour chaque configuration étudiée, on mesure la variation de la charge appliquée en fonction du nombre de cycles. La Figure 4.15 illustre les courbes représentant l'évolution de la force maximale rapportée à sa valeur initiale ( $F/F_0$ ) avec une échelle semi-logarithmique. Ces courbes sont déterminées pour un niveau de charge ( $r_c = 55\%$ ) dans L'objectif est de comparer le comportement des sandwichs en fonction de la structure architecturée. Les résultats montrent

que la perte de la rigidité du sandwich se caractérise par trois phases : une baisse rapide du rapport  $F/F_0$  due à l'apparition des endommagements dans la matrice du composite, suivie d'une diminution progressive de la rigidité associée à la propagation des dommages et enfin une chute brusque de la rigidité entraînant la rupture totale de l'échantillon. L'évolution de la charge en fonction de la forme de la cellule de chaque sandwich est ainsi étudiée. La comparaison a révélé, pour ces structures chirales, un faible écart entre les différents types de sandwichs de chaque catégorie (tri- et tétra- chiral). Cependant, les sandwichs fabriqués avec des âmes en tri-ligaments présentent une durée de vie plus importante que ceux fabriqués avec des cellules tétra-ligaments.

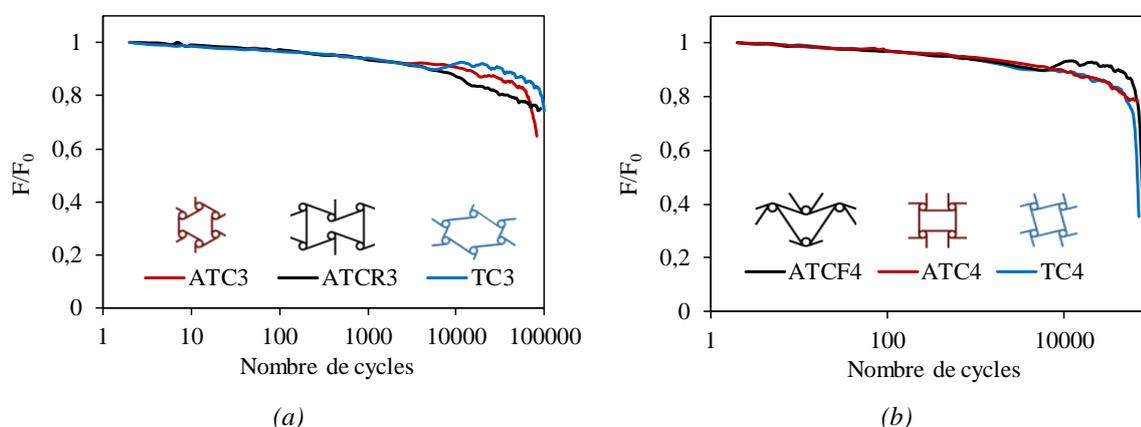


Figure 4.15 Courbes représentatives de l'évolution du rapport  $F/F_0$  en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

La Figure 4.16 présente, avec une échelle semi-logarithmique, les courbes de la variation de  $F_{max}$  des sandwichs à formes chirales en fonction du nombre de cycles. Les résultats indiquent que la force maximale dépend à la fois du nombre de cycles en fatigue et de la forme du métamatériau. La charge décroît avec l'augmentation du nombre de cycles. Les sandwichs avec ATCF4, ATC4 et ATC3 supportent une charge plus importante que les autres sandwichs. Ce comportement peut s'expliquer par leur densité qui entraînent une augmentation de la zone de transfert des contraintes de cisaillement peaux/âme. Cette augmentation de la charge diminue la résistance de l'éprouvette en fatigue cyclique.

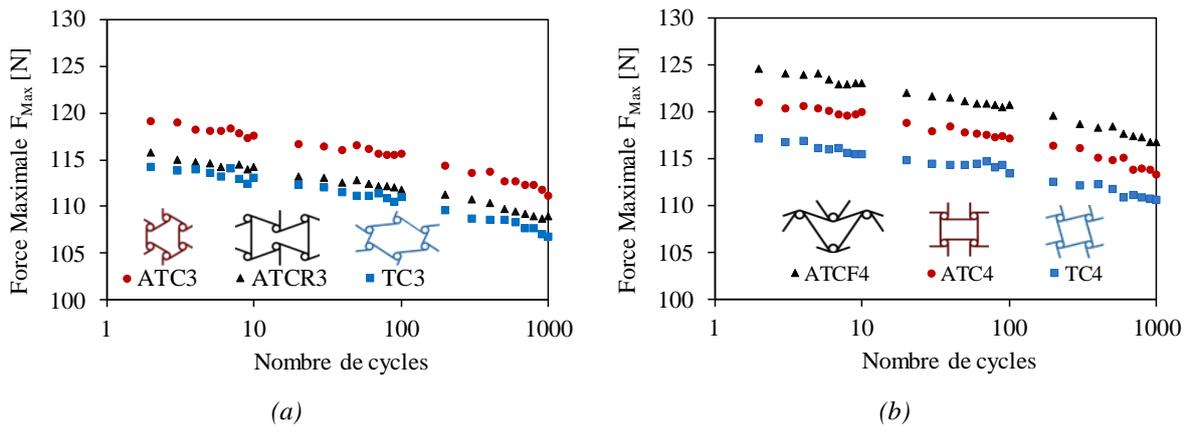


Figure 4.16 Evolution de la charge maximale en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures architecturées : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

#### 4.2.2.2. Cycles d'hystérésis

Les cycles d'hystérésis des sandwichs (chirales) sont étudiés à partir des valeurs expérimentales de la charge et du déplacement en fonction du temps. La Figure 4.17 présente une illustration de ces courbes d'hystérésis des sandwichs ATC3 et ATC4 pour un nombre de cycles allant de 10 à  $10^4$ . Pour une représentation plus claire, les courbes sont translatées le long de l'axe des abscisses. Pour les deux types de sandwichs, lorsque le nombre de cycles augmente, la charge maximale diminue et l'aire interne du cycle augmente. Ainsi, la réponse des sandwichs lors du chargement diffère de sa réponse lors du déchargement. Ces résultats peuvent être attribués à la réduction de la rigidité et à l'endommagement des cellules chirales qui affectent les performances du sandwich. La Figure 4.18 présente une comparaison des cycles d'hystérésis des sandwichs avec différentes topologies.

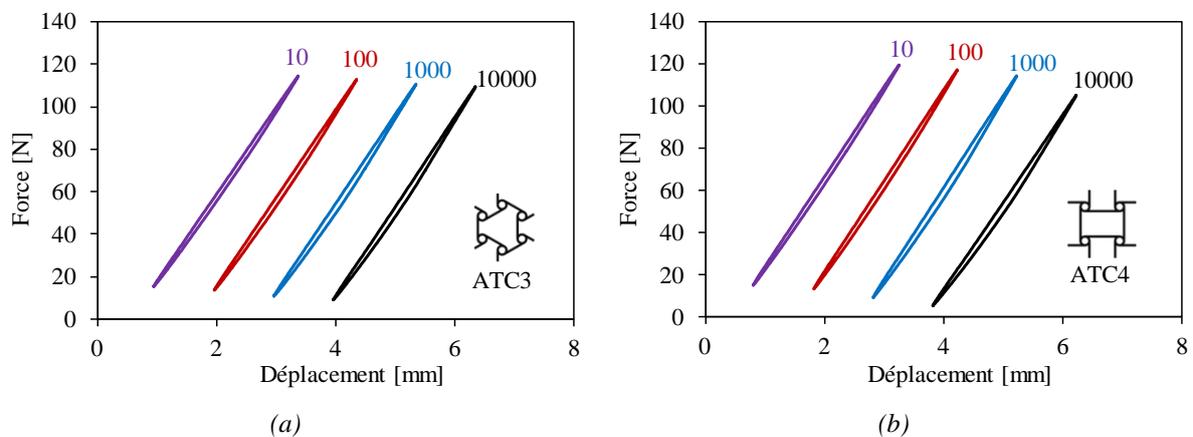


Figure 4.17 Courbes d'hystérésis pour différents nombres de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

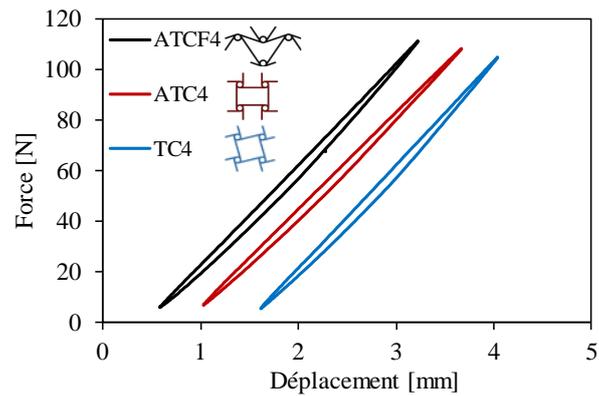


Figure 4.18 Courbes d'hystérésis à  $10^4$  cycles de fatigue : comparaison entre les sandwichs à structures ATCF4, ATC4 et TC4.

Une différence au niveau de la charge est observée entre les différents types de sandwichs. Le comportement est similaire à celui des architectures conventionnelles et ré-entrantes.

#### 4.2.2.3. Energie dissipée et potentielle

La Figure 4.19 montre les résultats de l'énergie dissipée des sandwichs à structures chirales en fonction du nombre de cycles. Les résultats montrent que l'énergie dissipée dépend de l'architecture. Pour tous les sandwichs, l'énergie dissipée décroît rapidement au cours des premiers cycles puis augmente au fur et à mesure que le nombre de cycles augmente. Cette augmentation est observée à partir de quelques dizaines de cycles puis devient presque constante lorsque le nombre de cycles est élevé. Comme observé dans les sandwichs de formes conventionnelles et ré-entrantes, la déformation élastique des parois cellulaires se produit à l'interface peau/structure de l'échantillon. Par la suite, les parois cellulaires commencent à subir des dommages, permettant ainsi l'évacuation de l'air emprisonné à l'intérieur des cellules. Pour un nombre de cycles élevé, les cellules sont complètement écrasées. Pour tous les nombres de cycles présentés, l'énergie dissipée par le sandwich de structure plus dense est plus élevée.

L'évolution de l'énergie potentielle en fonction du nombre de cycles des sandwichs à structures chirales est présentée sur la Figure 4.20. Les résultats montrent l'influence de la géométrie de la structure sur la quantité d'énergie potentielle. Quel que soit le type d'architecture, on remarque une diminution importante de l'énergie potentielle dès les premiers cycles puis une stabilisation. L'apparition de ces deux paliers peut être associée à la propagation des mécanismes d'endommagement au niveau des cellules du sandwich, qui se produisent plus rapidement au cours des premiers cycles.

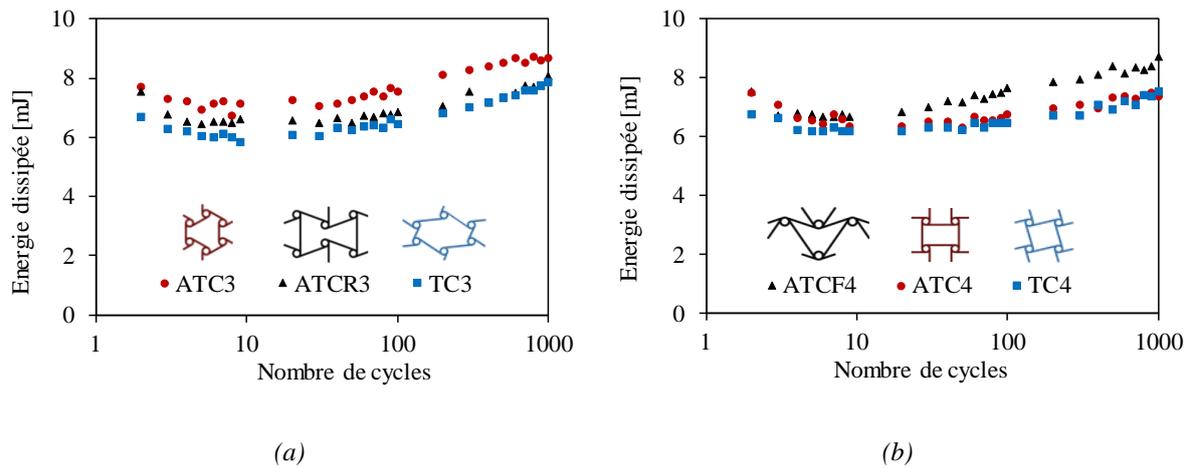


Figure 4.19 Evolution de l'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

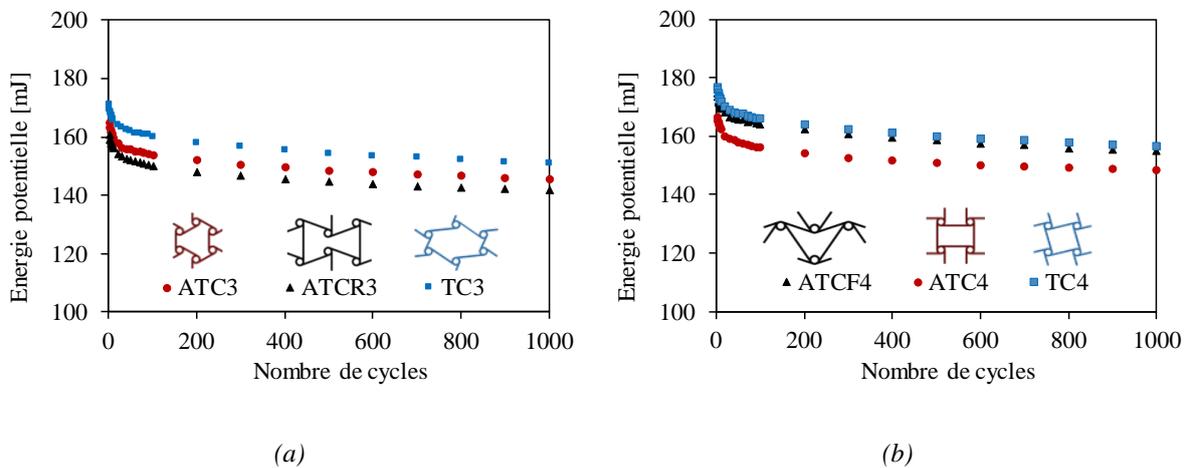


Figure 4.20 Evolution de l'énergie potentielle en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

#### 4.2.2.4. Amortissement en fatigue

Les résultats présentés sur la Figure 4.21 et la Figure 4.22 montrent l'évolution du facteur de perte en fatigue des sandwichs avec différentes structures architecturées en fonction du nombre de cycles ; avec une échelle linéaire (Figure 4.21) et semi-logarithmique (Figure 4.22). On constate une chute de l'amortissement dès les premiers cycles suivie d'un accroissement rapide lorsque le nombre de cycles augmente. L'amortissement continue à augmenter progressivement avec le nombre de cycles.

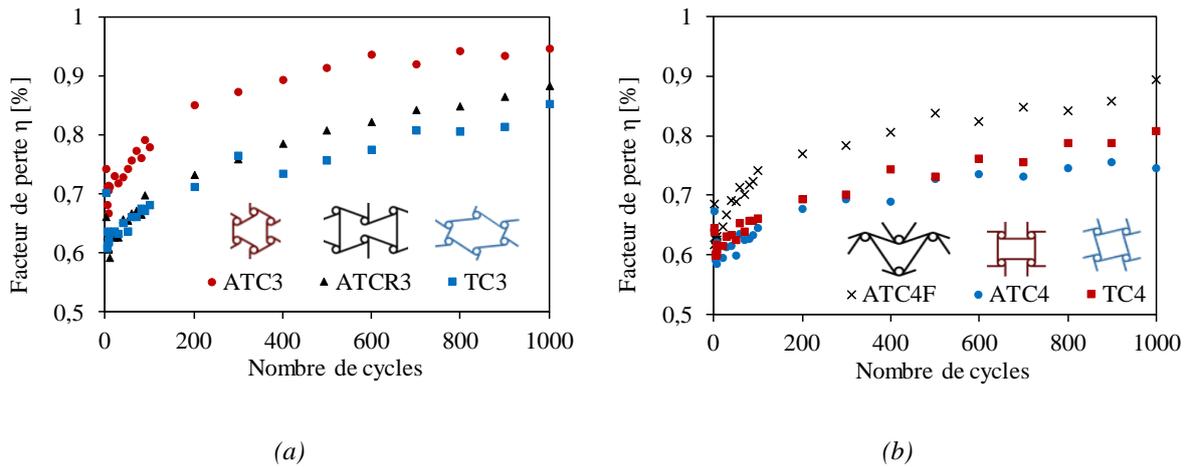


Figure 4.21 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

Les sandwichs à structures chirales ATC3 et ATCF4 présentent un facteur d'amortissement plus important que les autres sandwichs. Cela indique clairement que les structures architecturées du sandwich dissipent une quantité d'énergie de cisaillement plus importante que l'énergie dissipée par les peaux en traction/compression. En effet, le chargement cyclique du sandwich fait des cellules des amortisseurs qui travaillent au flambement.

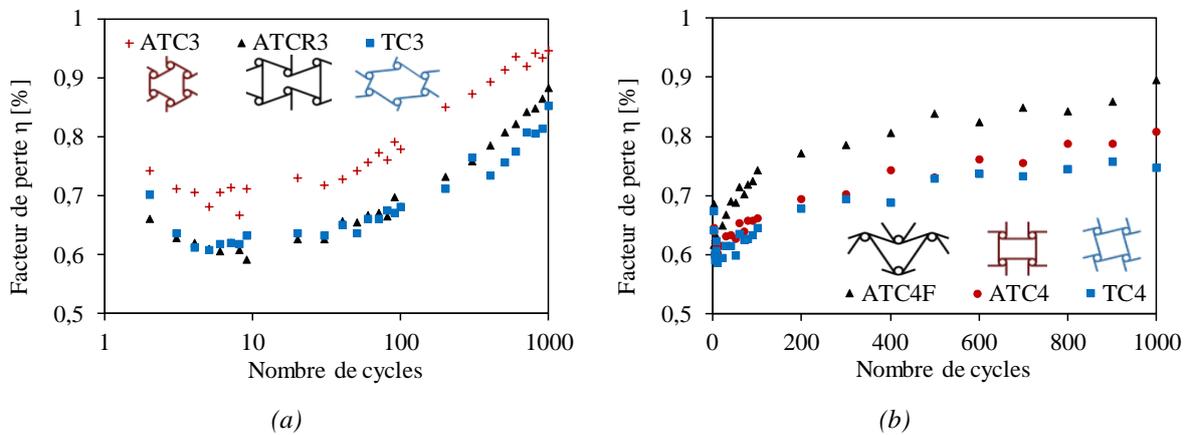


Figure 4.22 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cycles des sandwichs avec deux catégories de structures : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

### 4.3. Conclusion

Ce chapitre présente les résultats d'études expérimentales menées sur des sandwichs avec différents types de structures architecturées soumis à des essais de fatigue cyclique. Les éprouvettes sont fabriquées en Lin/PLA à l'aide de la technique d'impression 3D. Les structures

utilisées dans cette étude se regroupent en deux catégories : conventionnelles/ré-entrantes et chirales. Chacune est étudiée en fonction de certains paramètres spécifiques. Tous les essais de fatigue sont réalisés avec un seul niveau de charge permettant de comparer les comportements des différents matériaux.

Tout d'abord, le comportement en fatigue cyclique des sandwichs à structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes sous une charge de flexion est étudié. Pour chaque structure, quatre nombres de cellules suivant la largeur de l'éprouvette sont analysés, afin de mesurer l'effet de variation de la forme et la densité sur le comportement en fatigue des sandwichs. L'évolution des propriétés mécaniques de ces sandwichs est évaluée à travers la rigidité ( $F/F_0$ ), le cycle d'hystérésis, l'énergie dissipée et le facteur de perte. Les résultats montrent une différence importante des propriétés lorsque le nombre de cellules dans l'éprouvette augmente. Cependant, ces propriétés sont peu différentes entre les trois types de structures. Ceci est principalement dû à la densité qui varie simultanément avec la forme des structures architecturées du métamatériau et le nombre de cellules. Les éprouvettes avec un nombre de cellules élevé supportent plus de charge et dissipent plus d'énergie. Cet effet conduit à une faible durée de vie et un facteur de perte plus élevé. Ensuite, les sandwichs à structures chirales sont soumis également à la fatigue cyclique de flexion. Dans cette étude, six architectures différentes sont testées. Les résultats montrent peu de différence en termes de charge maximale supportée par chaque matériau. Des différences sont observées sur les propriétés d'amortissement des sandwichs. Enfin, on note que les sandwichs ATC3 et ATCF4 présentent de meilleures propriétés en fatigue que les autres sandwichs.

## **Chapitre 5: Comportement des structures architecturées et des sandwichs en vibration**

### **Résumé**

Le chapitre 5 présente une étude détaillée du comportement vibratoire des structures architecturées et des sandwichs. Les structures architecturées se présentent en deux catégories : réseau conventionnel/ré-entrant avec différents nombres de cellules dans la largeur et réseau chiral/anti-chiral avec une seule cellule suivant la largeur de l'éprouvette. Pour chaque catégorie de réseau, une analyse expérimentale et numérique des caractéristiques dynamiques des différentes structures architecturées est réalisée. Une attention particulière est accordée à la mesure de l'amortissement et de la rigidité dynamique en fonction de la fréquence. L'influence de la géométrie et de la densité des structures architecturées et des sandwichs sur les propriétés dynamiques des matériaux est discutée. L'analyse des propriétés vibratoires d'amortissement et de la rigidité dynamique sont ainsi évaluées et discutées.



## 5.1. Introduction

Les matériaux composites à structures architecturées sont développés pour obtenir de meilleures caractéristiques mécaniques que dans des structures traditionnelles. Ces caractéristiques découlent plus de la conception architecturale des structures plutôt que du matériau constitutif. Ces métamatériaux, structures architecturées, ont suscité beaucoup d'intérêt ces dernières années en raison du caractère inhabituel du coefficient de Poisson, qui est négatif pour certaines de ces structures. La grande diversité de ces métamatériaux, basée sur leurs géométries, permet de présenter un large éventail des propriétés d'amortissement et de rigidité particulières. Les cellules auxétiques avec un coefficient de Poisson négatif font partie de ces architectures qui peuvent être utilisées comme des structures pour améliorer les caractéristiques dynamiques. Ces caractéristiques dépendent principalement du comportement viscoélastique du matériau et de la forme de la structure.

Ce chapitre met l'accent essentiellement sur le comportement vibratoire des matériaux composites architecturés. Des essais expérimentaux et des simulations par éléments finis sont réalisés. Différentes structures du métamatériaux sont regroupées en deux catégories : conventionnelles/ré-entrantes et chirales. Le premier objectif est de comparer les propriétés dynamiques des différentes structures afin de comprendre l'effet de la géométrie principalement et aussi de la densité de la cellule architecturée sur le comportement dynamique des sandwichs. Le second objectif consiste à mettre en évidence l'influence des méta-structures (notamment ceux avec un coefficient de Poisson négatif) sur le coefficient d'amortissement des structures architecturées et des sandwichs. Le comportement dynamique de ces architectures est étudié à l'aide des essais de vibration en flexion, l'éprouvette est dans une configuration encastree-libre. L'effet du nombre de cellules dans la largeur de l'éprouvette et les paramètres géométriques est évalué et discuté. Ensuite, une modélisation par éléments finis est développée pour estimer le facteur d'amortissement de ces structures architecturées. Cette méthode est basée sur la mesure du déplacement en flexion d'une éprouvette excitée par une force ponctuelle.

## 5.2. Conditions d'essai

Pour l'étude du comportement vibratoire des structures architecturées et des sandwichs, des essais de vibration sont réalisés à l'aide d'un banc d'essai d'analyse vibratoire équipé d'un

vibromètre laser, un analyseur d'acquisition et de traitement et d'un logiciel de contrôle et de traitement du signal. Les éprouvettes sont testées en configuration encastree-libre conformément à la norme ASTM E-756 [195] (§ 2.7.6). L'amplitude et la fréquence sont mesurées en flexion de l'éprouvette et pour chaque pic de résonance. La méthode dite bande passante -3dB est employée pour calculer l'amortissement structurel des échantillons (§ 2.7.6.2). Pour la fabrication des éprouvettes, elles sont imprimées à l'aide d'une imprimante 3D avec une largeur de 25 mm et une épaisseur de 5 mm pour les structures architecturées et de 7 mm pour les sandwichs. Ces échantillons sont testés avec les longueurs libres suivantes : 140, 170, 200 et 230 mm afin d'augmenter la variété de fréquences de crête et obtenir davantage de points de mesure. Comme expliqué dans le chapitre 2, les structures étudiées sont regroupées en deux catégories de réseau : un réseau conventionnel et ré-entrant comprenant les formes Hexagonale (H), Rectangulaire (R) et Ré-entrante (Ré), et un réseau chiral et anti-chiral comprenant les Tri-Chirale (TC3), Tétra-Chirale (TC4), Anti-Tri-Chirale (ATC3), Anti-Tétra-Chirale (ATC4), Anti-Tri-Chirale Ré-entrante (ATCR3) et Anti-Tétra-Chirale Fléchée (ATCF4) (§ 2.6). La modélisation par éléments finis des vibrations est développée afin de comparer et prédire les propriétés d'amortissement des structures architecturées et des sandwichs obtenus expérimentalement (§ 2.8.4).

### 5.3. Réseaux conventionnels et ré-entrants

#### 5.3.1. Propriétés dynamiques des âmes

##### 5.3.1.1. Evolution du facteur de perte

Des essais de vibration sont réalisés pour étudier les propriétés d'amortissement des structures architecturées. La Figure 5.1 montre les résultats des essais de vibration effectués sur des éprouvettes avec 1, 2, 3 et 4 cellules suivant la largeur pour trois configurations de nid d'abeille : hexagonale (H), rectangulaire (R) et ré-entrante (Ré). Les courbes montrent que le facteur d'amortissement structurel augmente avec la fréquence. À basse fréquence, ce facteur de perte est compris entre 1,6 % et 1,85 % pour toutes les densités et toutes les structures. Pour une forme de cellule donnée le facteur de perte diminue lorsque la densité du matériau augmente. Pour une fréquence de 500 Hz, le facteur d'amortissement des âmes avec 4 cellules est plus faible par rapport à celles avec une cellule. La diminution est de l'ordre de 30 %, 7 % et 40 % respectivement pour les formes hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes. Une étude comparative du comportement d'amortissement entre les trois configurations des

métamatériaux est réalisée pour chaque nombre de cellules suivant la largeur. Les résultats sont donnés sur la Figure 5.2 et montrent que l'amortissement augmente avec l'accroissement de la fréquence. En effet, la fréquence maximise la relaxation du réseau de polymères (PLA) après sa déformation, ce qui implique une augmentation du facteur de perte. Cette augmentation est beaucoup remarquée dans le cas des structures ré-entrantes par rapport aux structures hexagonales et rectangulaires. Il est aussi observé que l'amortissement diminue lorsque la densité est élevée.

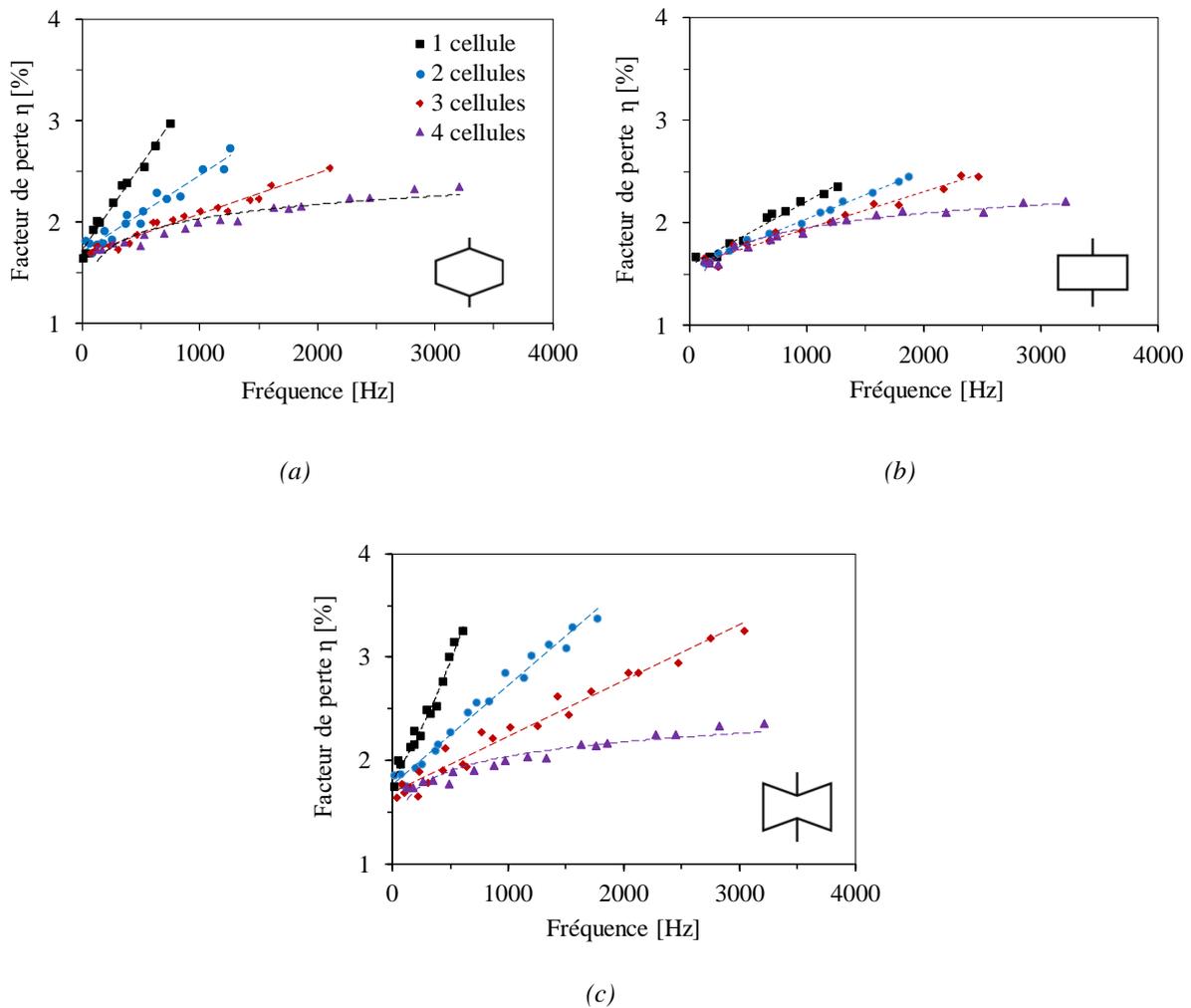


Figure 5.1 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence pour différentes structures architecturées et différents nombres de cellules suivant la largeur : a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante.

La Figure 5.3 présente l'évolution du facteur de perte des structures hexagonales (a), rectangulaires (b) et ré-entrantes (c) en fonction du nombre de cellules suivant la largeur et ceci avec trois valeurs de fréquence (500, 1000 et 1500 Hz). Les mis en évidence l'effet de la densité et la fréquence sur les valeurs d'amortissement des structures architecturées. Pour les basses

fréquences, le nombre de cellules suivant la largeur n'a pas d'effet significatif sur le facteur de perte de ces structures et en particulier dans la structure rectangulaire. Cependant, pour des fréquences élevées, l'amortissement des structures ré-entrantes et hexagonales sont très sensibles à la variation du nombre de cellules. On constate dans tous les cas que le meilleur amortissement est celui d'une structure de faible densité à une fréquence élevée.

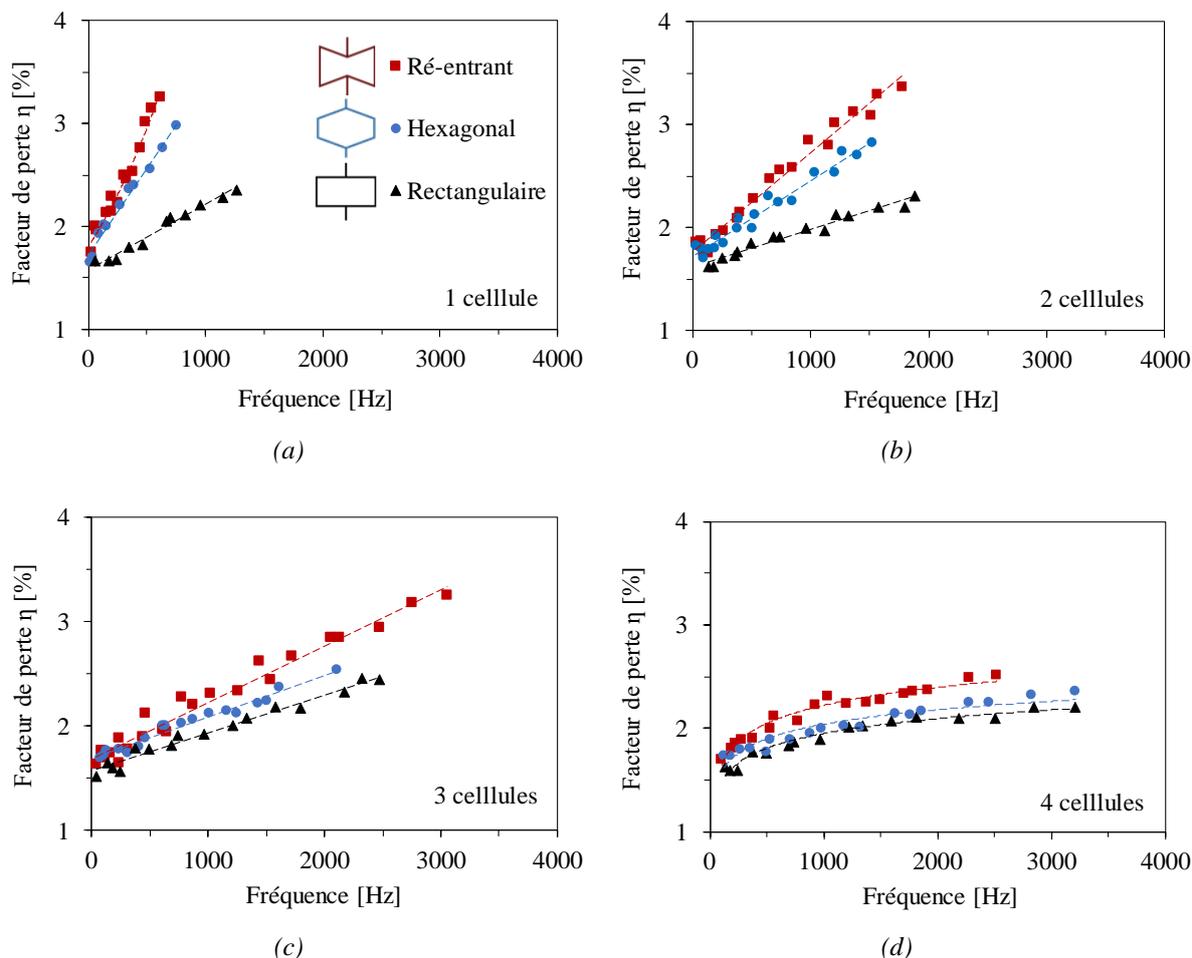


Figure 5.2 Comparaison des facteurs de perte des structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes pour différents nombres de cellules suivant la largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.

Les propriétés d'amortissement globales des matériaux sont la conséquence du comportement viscoélastique du PLA, qui représente plus 80 % de la fraction volumique totale, et le comportement des constituants cellulotiques des fibres courtes de renforcement. D'autre part, le comportement d'amortissement structural dépend de la géométrie de la cellule. Dans cette étude, les résultats montrent que le facteur de perte de la structure ré-entrante est plus important par rapport aux structures hexagonales et rectangulaires. Cela peut s'expliquer par l'effet de la déformation auxétique de la structure ré-entrante. Dans le chapitre 3 est proposé le résultat ou la cellule ré-entrante a un comportement auxétique en statique. En effet, les

matériaux auxétiques connues par "méta-matériaux" ont une bonne capacité d'absorption d'énergie [126, 206, 207].

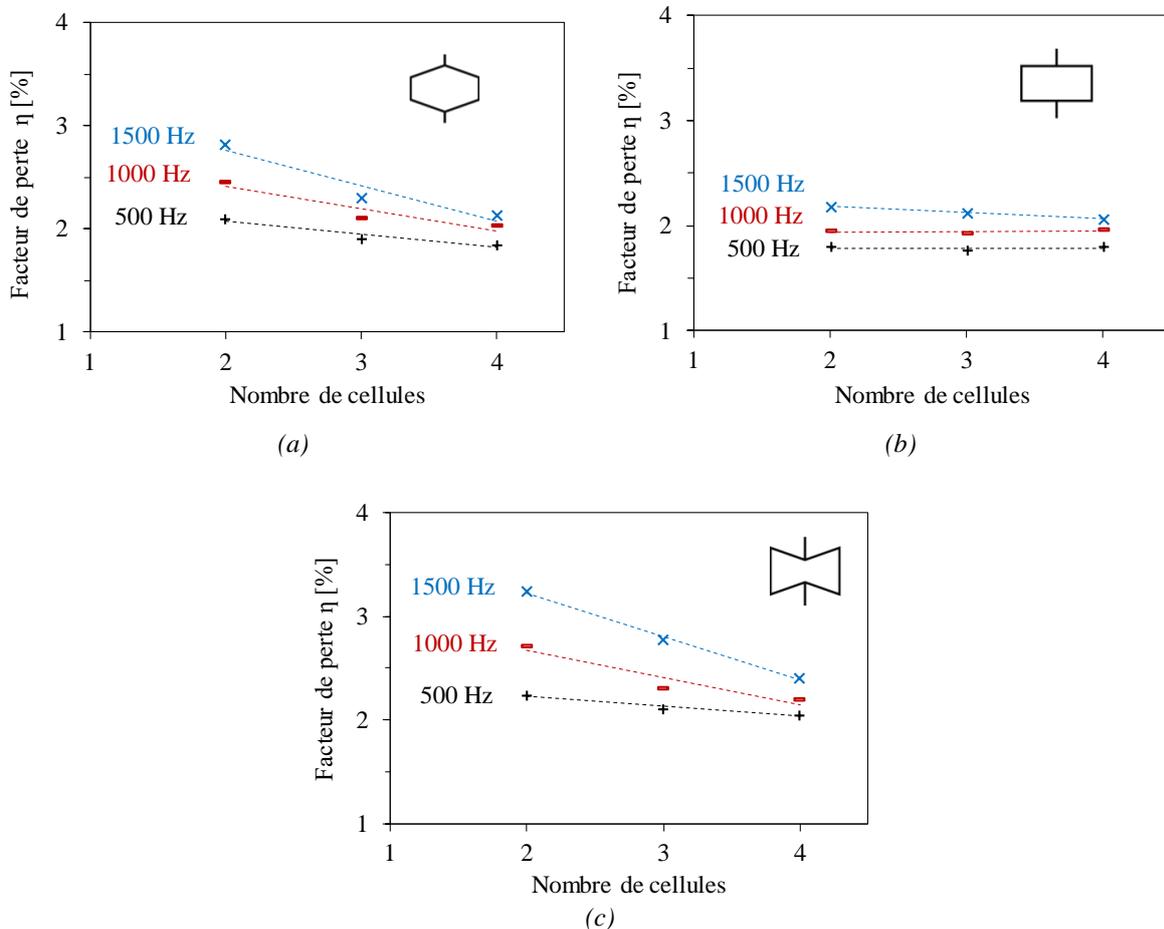


Figure 5.3 Evolution du facteur de perte en fonction du nombre de cellules dans la structure architecturée suivant la largeur pour trois fréquences : a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante.

Afin de comparer les propriétés d'amortissement obtenues expérimentalement, un modèle de calcul basé sur la méthode des éléments finis est développé. La Figure 5.4 montre une illustration de la comparaison de la réponse en fréquence obtenue expérimentalement et numériquement d'une éprouvette soumise à une excitation impulsionnelle. La confrontation de ces résultats obtenus à partir des réponses en fréquence montre une bonne corrélation. Cependant, un léger écart est observé pour les amplitudes à faibles fréquences et au niveau des modes propres. La Figure 5.5 montre les résultats expérimentaux et numériques du facteur d'amortissement pour les structures ré-entrantes avec 1, 2, 3 et 4 cellules suivant la largeur.

Les résultats des simulations par éléments finis sont en bon accord avec ceux obtenus expérimentalement. Un léger écart est observé pour des fréquences élevées qui ne dépasse pas 5 %. Plusieurs raisons peuvent expliquer cette différence. Tout d'abord, les échantillons sont

obtenus par la technique de fabrication additive en impression 3D, ce qui peut entraîner certaines imperfections ainsi que la dégradation dans la matrice PLA et les fibres courte de lin. D'autre part, pendant la fabrication, le dépôt de matériau par empilement couche par couche peut engendrer des micros-espaces vides entre les couches (bulles d'air). Pour les essais expérimentaux, il est important de noter que les conditions de serrage (couple de serrage) de l'échantillon pour effectuer l'essai de vibration ont un impact sur la réponse fréquentielle mesurée. Bien que les serrages soient réalisés et calibrés à l'aide d'une clef dynamométrique, ils peuvent avoir une influence sur les résultats. Enfin, les propriétés du matériau utilisé dans le modèle sont celles déterminées à partir des essais expérimentaux réalisés sur les peaux Lin/PLA (ϕ 2.9.3).

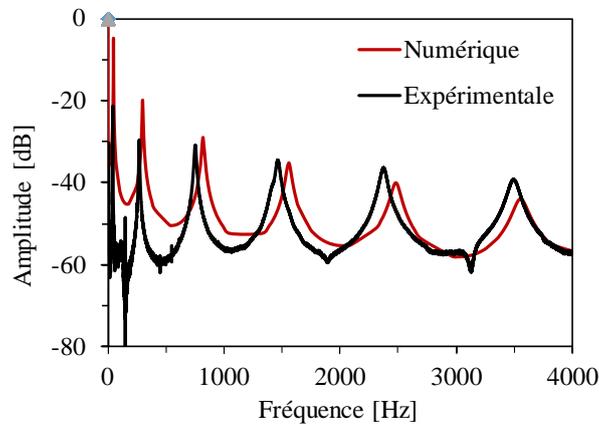


Figure 5.4 Exemple d'une réponse en fréquence expérimentale et numérique d'un sandwich soumis à une excitation impulsionnelle.

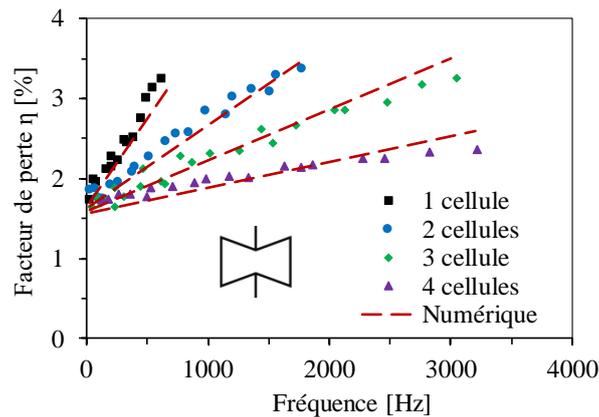


Figure 5.5 Evolution du facteur de perte expérimentale et numérique d'une structure ré-entrante en fonction de la fréquence.

5.3.1.2. Evolution de la rigidité dynamique

Le module de Young obtenu avec cette étude dynamique est déterminé pour chaque forme de cellule en utilisant l'équation (2.31). La densité est déterminée en divisant la masse mesurée de chaque structure par son volume. Les résultats sont présentés sur la Figure 5.6 avec quatre cellules suivant la largeur de l'éprouvette pour chaque forme de cellule.

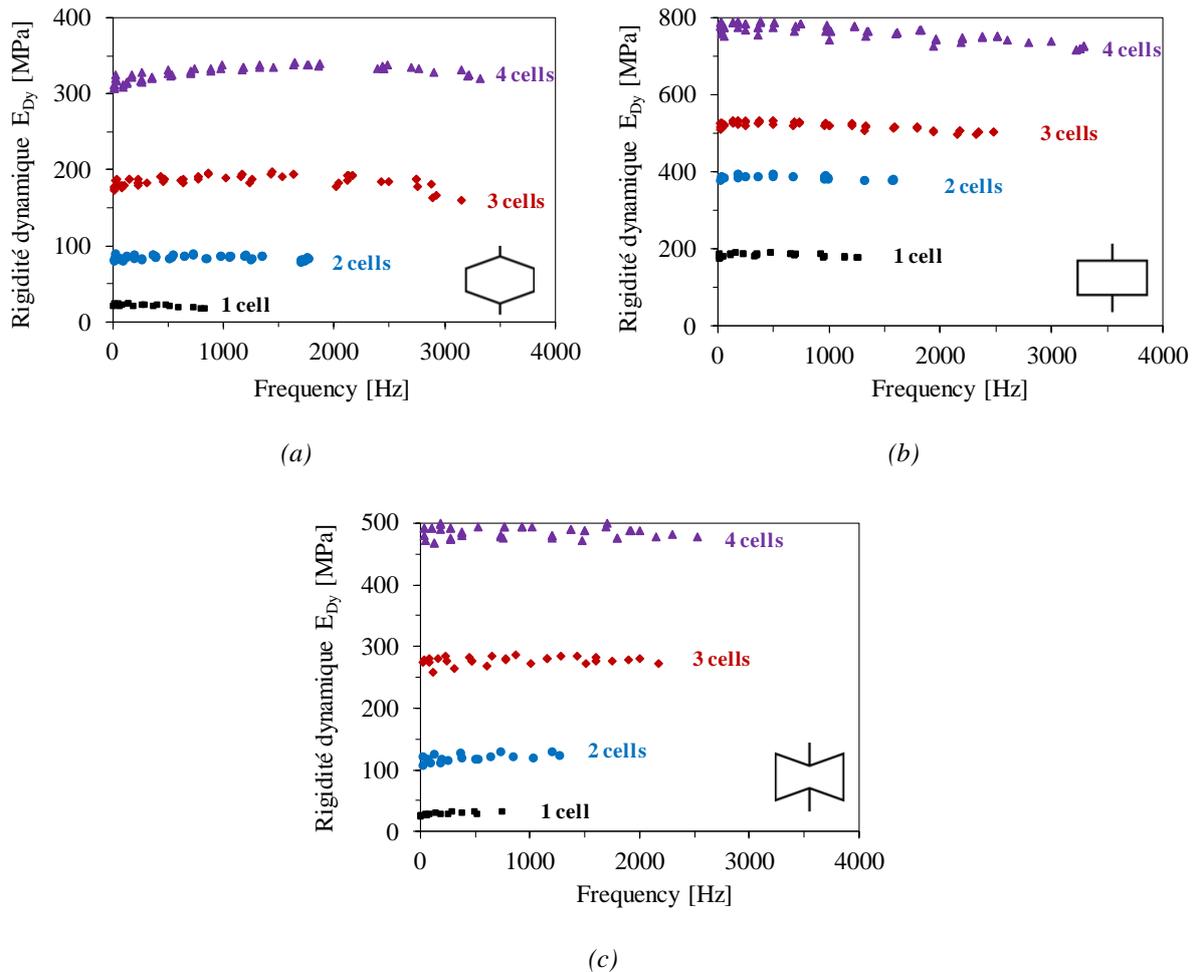


Figure 5.6 Evolution du module de Young dynamique en fonction de la fréquence pour différents nombres de cellules: a) hexagonale, b) rectangulaire et c) ré-entrante.

Le module de Young structurel augmente lorsque la densité relative augmente. Pour un nombre de cellules donné, les valeurs de la rigidité varient avec la forme de la structure architecturée. Pour les architectures hexagonales, ces valeurs sont comprises entre 16 et 330 MPa. Pour les structures rectangulaires, elles se situent entre 170 et 775 MPa. Enfin, pour les structures ré-entrantes, elles sont entre 19 et 500 MPa.

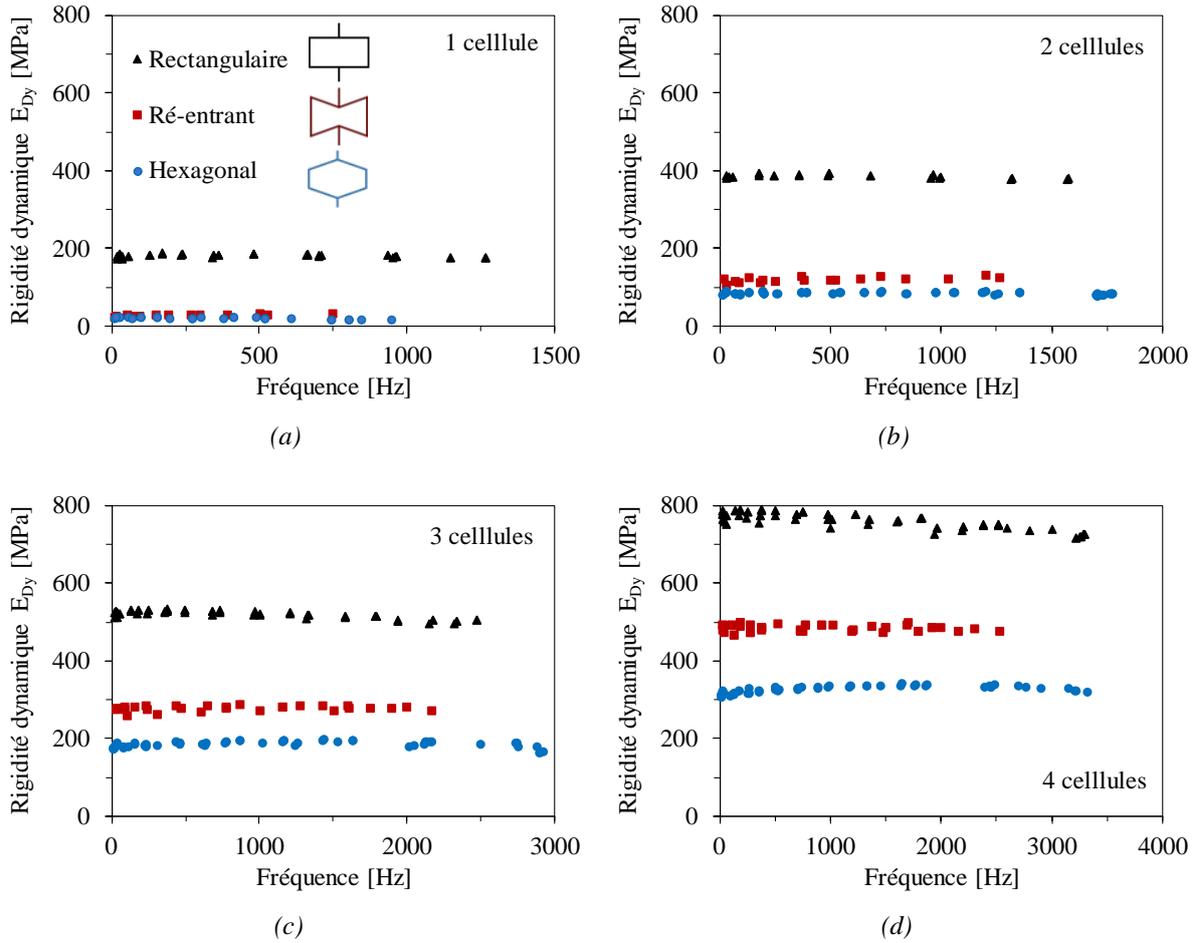


Figure 5.7 Comparaison des modules de Young dynamique des trois types des tructures architecturées avec différents nombres de cellules en largeur : a) 1 cellule, b) 2 cellules, c) 3 cellules et d) 4 cellules.

Cellules suivant la largeur	Âme	Module de Young en statique (MPa)	Module de Young en dynamique (MPa)			
			f = 100 Hz	f = 500 Hz	f = 1000 Hz	f = 2000 Hz
1	Hexagonale	$15^{\pm 1}$	$18^{\pm 2}$	$17^{\pm 2}$	—	—
	Rectangulaire	$165^{\pm 3}$	$175^{\pm 5}$	$175^{\pm 5}$	$175^{\pm 5}$	—
	Ré-entrante	$17^{\pm 1}$	$21^{\pm 2}$	$25^{\pm 3}$	—	—
2	Hexagonale	$65^{\pm 2}$	$80^{\pm 10}$	$80^{\pm 12}$	$77^{\pm 10}$	—
	Rectangulaire	$345^{\pm 3}$	$370^{\pm 10}$	$380^{\pm 12}$	$370^{\pm 10}$	—
	Ré-entrante	$90^{\pm 2}$	$110^{\pm 12}$	$115^{\pm 12}$	$120^{\pm 15}$	—
3	Hexagonale	$150^{\pm 2}$	$170^{\pm 12}$	$180^{\pm 12}$	$185^{\pm 15}$	$185^{\pm 15}$
	Rectangulaire	$485^{\pm 6}$	$515^{\pm 12}$	$520^{\pm 12}$	$515^{\pm 12}$	$505^{\pm 12}$
	Ré-entrante	$275^{\pm 3}$	$270^{\pm 15}$	$270^{\pm 10}$	$270^{\pm 10}$	$270^{\pm 10}$
4	Hexagonale	$290^{\pm 4}$	$315^{\pm 12}$	$320^{\pm 12}$	$330^{\pm 12}$	$330^{\pm 12}$
	Rectangulaire	$730^{\pm 10}$	$760^{\pm 15}$	$760^{\pm 15}$	$750^{\pm 15}$	$730^{\pm 15}$
	Ré-entrante	$480^{\pm 6}$	$485^{\pm 15}$	$480^{\pm 15}$	$480^{\pm 15}$	$475^{\pm 15}$

Tableau 5.1 Comparaison entre les valeurs statiques et dynamiques du module de Young pour les structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes.

La Figure 5.7 présente l'effet de la géométrie de la structure architecturée sur le module de Young ainsi sur son évolution en fonction de la fréquence pour 1, 2, 3 et 4 cellules suivant la largeur. Les résultats montrent que la structure rectangulaire est plus rigide que les autres structures, quel que soit le nombre de cellules. La structure ré-entrante est plus rigide que la structure hexagonale. L'évolution de la rigidité en fonction de la fréquence est presque constante pour toutes les formes étudiées. Le Tableau 5.1 présente une étude comparative entre les modules de Young des structures architecturées, résultats des études statique et en dynamique pour quatre fréquences (100,500,1000 et 2000 Hz). Les résultats montrent que les valeurs du module de Young sont proches des valeurs obtenues dans l'étude quasi-statique avec un écart de l'ordre de 5 à 10 %.

### **5.3.2. Comportement vibratoire des structures sandwichs**

#### *5.3.2.1. Evolution du facteur de perte*

Dans cette partie, l'influence de la structure architecturée sur le comportement dynamique des composites sandwichs est étudiée. Les propriétés d'amortissement des sandwichs avec des structures conventionnelles et ré-entrantes sont déterminées. Les résultats sont proposés pour trois valeurs de fréquence (500, 1500 et 3000 Hz).

La Figure 5.8 compare les résultats du facteur de perte obtenus expérimentalement et numériquement en fonction du nombre de cellules suivant la largeur des sandwichs avec une structure architecturée de forme hexagonale (a) rectangulaire (b) et ré-entrante (c). Les résultats montrent l'influence de la fréquence et de la densité (nombre de cellules) sur la capacité d'absorption d'énergie dans les structures sandwichs. Le meilleur amortissement est obtenu à des fréquences élevées dans un sandwich constitué d'un faible nombre de cellules ; quelle que soit la topologie du métamatériau. Les résultats montrent également que lorsque le nombre de cellules suivant la largeur augmente, le facteur d'amortissement décroît. A titre d'exemple, pour une fréquence de 3000 Hz, le facteur d'amortissement des sandwichs avec une structure respectivement hexagonale, rectangulaire et ré-entrante diminue respectivement de 5%, 12% et 18% lorsque le nombre de cellules varie d'une à quatre.

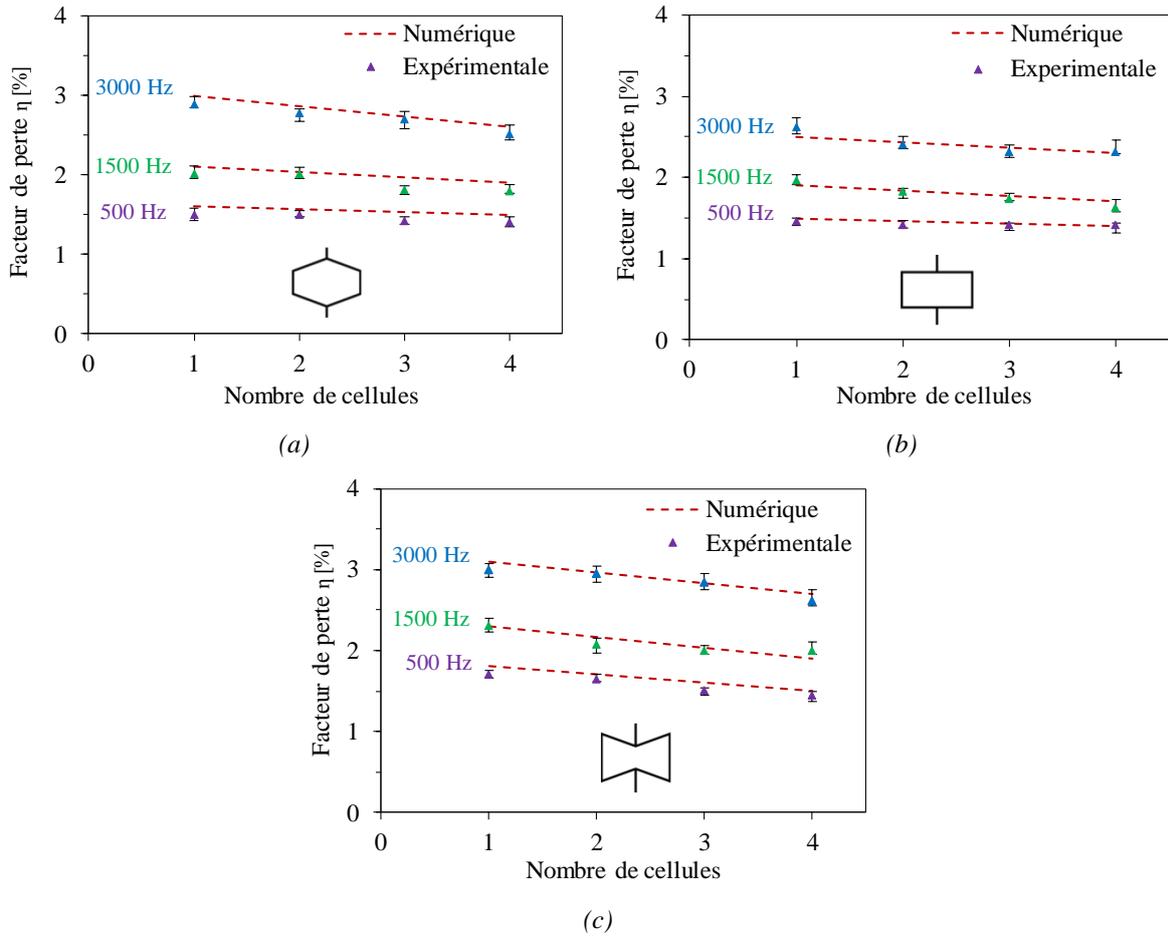


Figure 5.8 Facteur de perte obtenu expérimentalement et numériquement des sandwichs en fonction du nombre de cellules suivant la largeur : a) hexagonaux, b) rectangulaires et c) ré-entrants.

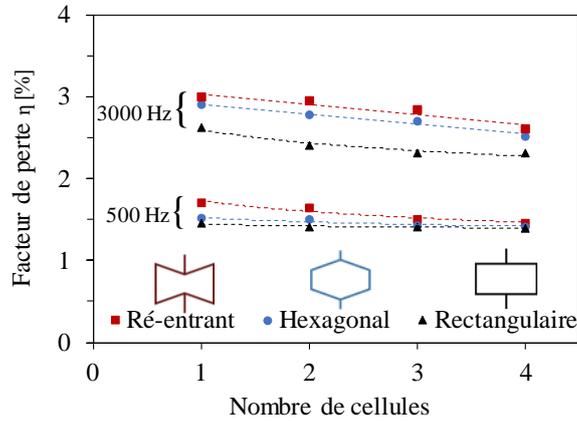


Figure 5.9 Comparaison des facteurs de perte des sandwichs à âmes hexagonale, rectangulaire et ré-entrante en fonction du nombre de cellules suivant la largeur.

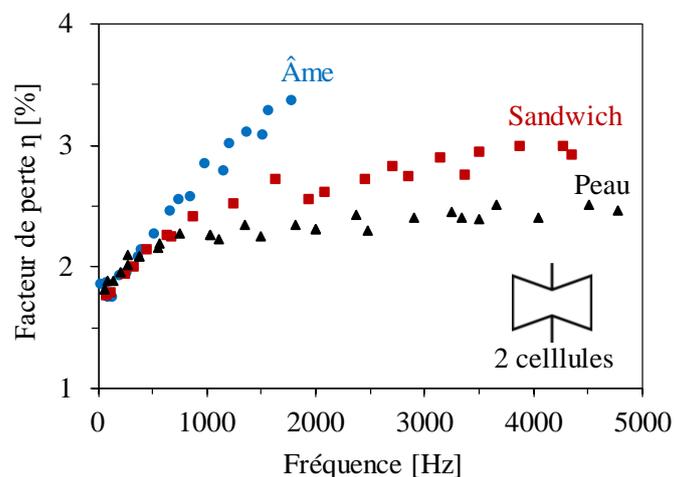


Figure 5.10 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence dans la peau, la structure architecturée et le sandwich avec deux cellules ré-entrantes suivant la largeur.

Le comportement d'amortissement des structures sandwichs présenté est comparé en fonction de la structure architecturée. Les résultats de la Figure 5.9 indiquent que les sandwichs avec des structures ré-entrantes ont des propriétés d'amortissement meilleures que ceux possédant des formes conventionnelles. En effet, la structure ré-entrante a un comportement auxétique qui lui confère une bonne capacité d'absorption d'énergie. La Figure 5.10 illustre l'évolution du facteur de perte en fonction de la fréquence d'une structure ré-entrante avec deux cellules suivant la largeur, un sandwich avec la même structure architecturée et une peau. A titre d'illustration, pour une fréquence de 2000 Hz, la valeur d'amortissement du sandwich est environ 10 % supérieure à celle de la peau et environ 25 % inférieure à celle de la structure architecturée. Il en résulte donc que l'ajout de la structure architecturée augmente l'amortissement du sandwich.

### 5.3.2.2. Evolution de la rigidité équivalente

La rigidité équivalente des sandwichs avec des structures conventionnelles et ré-entrantes est déterminée en utilisant l'équation (2.32) ( $\phi = 0$ ). Les résultats sont présentés sur la Figure 5.11, la Figure 5.12 et la Figure 5.13 pour les sandwichs à structures hexagonale (a), rectangulaires (b) et ré-entrante (c).

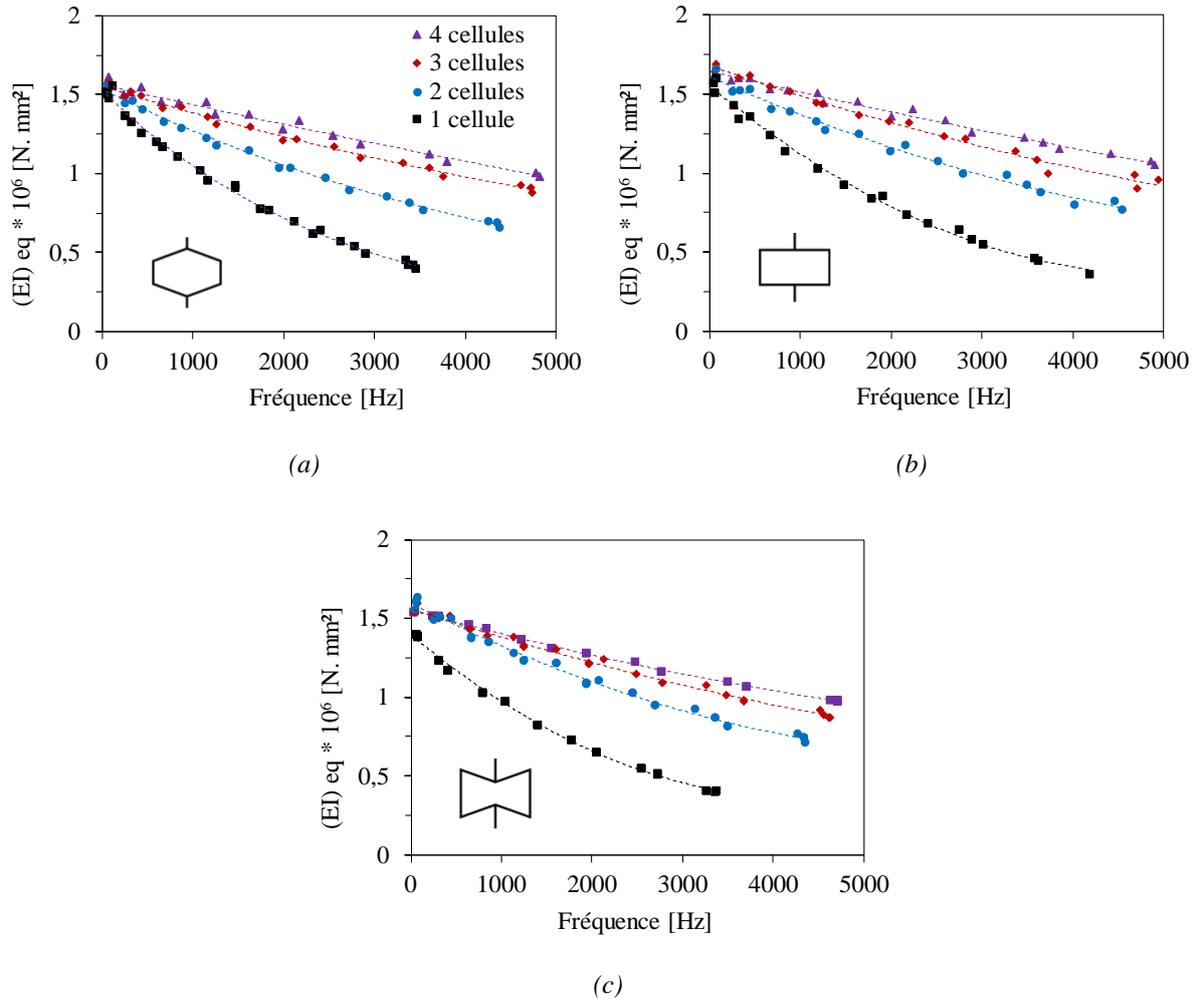


Figure 5.11 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des sandwichs avec différentes âmes : a) hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes.

Cette étude est menée pour comprendre et analyser le comportement de la rigidité équivalente des structures sandwichs en fonction de la fréquence pour différents nombres de cellules suivant la largeur.

Les résultats montrent que la rigidité équivalente décroît lorsque la fréquence augmente (Figure 5.11). À basse fréquence, la rigidité équivalente est presque la même pour la majorité des sandwichs et est comprise entre  $15 \cdot 10^5$  et  $17 \cdot 10^5$  N.mm<sup>2</sup>. Lorsque le nombre de cellules augmente, la rigidité équivalente du sandwich est plus importante ( Figure 5.12). De plus, avec un même nombre de cellules suivant la largeur, la géométrie de la structure architecturée utilisée a un impact important sur la rigidité équivalente du sandwich comme illustre la Figure 5.13. Les résultats montrent également que les sandwichs à âmes rectangulaires sont plus rigides que les autres.

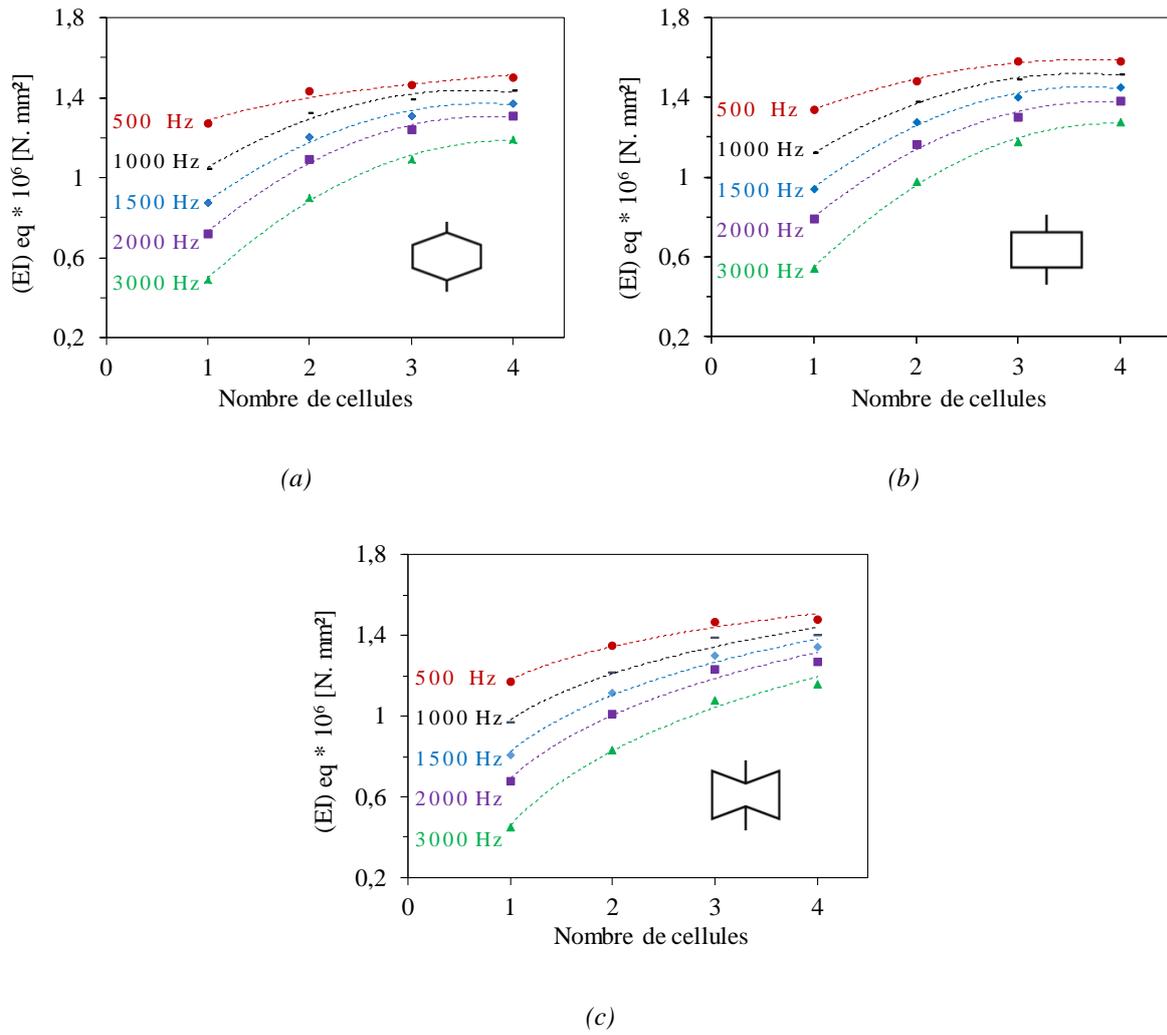


Figure 5.12 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de nombre de cellules suivant la largeur des sandwichs pour cinq fréquences et différentes âmes : a) hexagonales, b) rectangulaires et c) ré-entrantes.

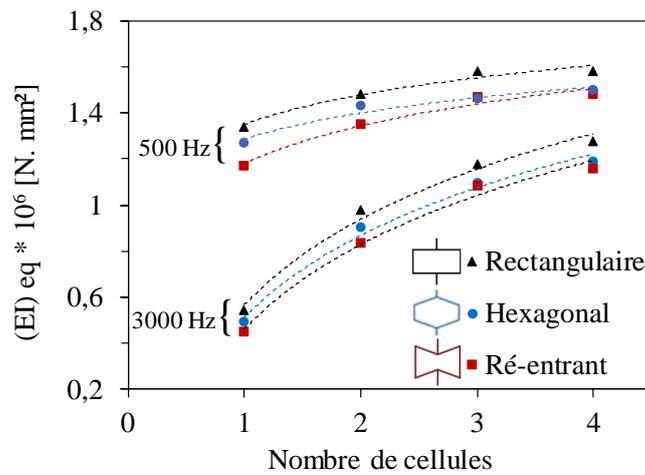


Figure 5.13 Comparaison des rigidités équivalentes des différents sandwichs pour deux fréquences.

## 5.4. Réseaux chiraux et anti-chiraux

Dans cette partie, le comportement dynamique des structures architecturées et des sandwichs est étudié. La géométrie des structures est basée sur les cellules de formes chirales (§ 2.6.2). Deux études sont réalisées. La première vise à déterminer l'effet de la diversité structurelle des structures architecturées sur les propriétés dynamiques des matériaux. Dans ce cas, les structures sont divisées en deux groupes : les structures à trois ligaments : tri-ligaments de type trichirale (TC3), anti-trichirale (ATC3) et anti-trichirale ré-entrante (ATCR3), ainsi que les structures à quatre ligaments : les structures tétra-ligaments de type tétrachirale (TC4), anti-tétrachirale (ATC4) et anti-tétrachirale fléchée (ATCF4). Quant au deuxième cas, il se focalise uniquement sur la structure anti-trichirale et vise à déterminer l'influence de la variation du rayon ( $r$ ) du nœud cylindrique sur les propriétés vibratoires des structures et des sandwichs. Cette structure anti-trichirale est choisie pour cette étude grâce à ses propriétés observées en statiques. Elle possède un comportement auxétique et de bonnes propriétés en traction, compression et flexion (chapitre 3)

### 5.4.1. Propriétés dynamiques des structures architecturées

#### 5.4.1.1. Evolution du facteur de perte

Des essais de vibration sont réalisés pour étudier les propriétés d'amortissement des structures chirales. La Figure 5.14 montre l'évolution du facteur de perte en fonction de la fréquence pour des structures chirales tri-ligaments (Figure 5.14.a) et tétra-ligaments (Figure 5.14.b). Les résultats montrent que le facteur d'amortissement croît lorsque la fréquence augmente. A basse fréquence, la forme des structures architecturées n'a que peu d'influence sur la réponse dynamique. Pour toutes ces structures, le facteur de perte est compris entre 1,6% et 1,85% à basse fréquence. Cependant, dès que la fréquence augmente, la forme de la structure a un effet significatif sur le comportement d'amortissement de ces métamatériaux. La structure ATCR3 présente le meilleur facteur d'amortissement comparé aux TC3 et ATC3 (Figure 5.14.a). Pour les cellules tétra-ligaments, l'ATCF4 a le facteur d'amortissement le plus élevé par rapport aux structures TC4 et ATC4 (Figure 5.14.b). A titre d'exemple, pour une valeur de fréquence de 1000 Hz, le facteur d'amortissement est d'environ 2,45 % pour le TC3, 2,7 % pour le ATC3 et 3 % pour ATCR3. Pour les structures tétra-ligaments, le facteur d'amortissement est d'environ 2,45 % pour TC4, 2,9 % pour ATC4 et 3,45 % pour ATCF4.

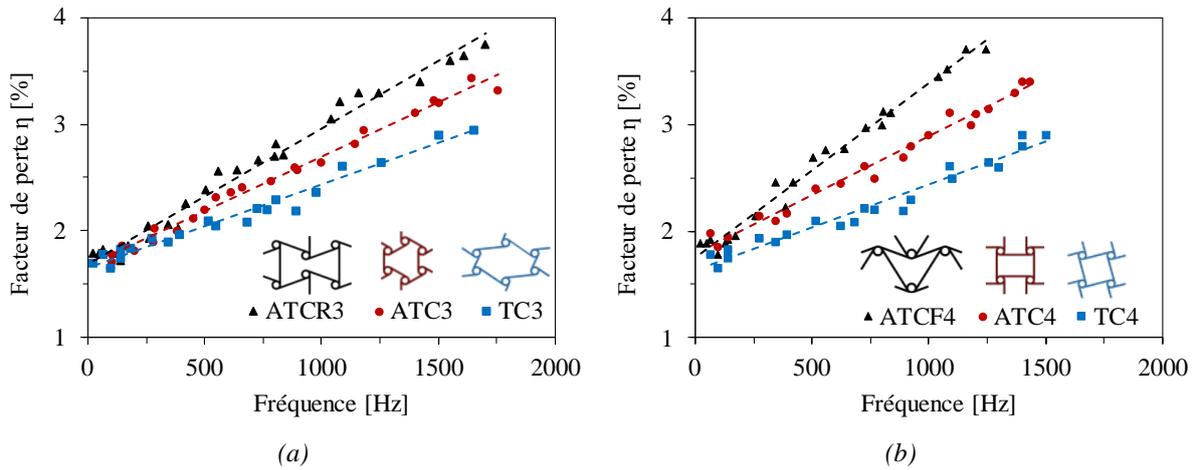


Figure 5.14 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence des âmes chirales : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

Ces résultats montrent aussi que les structures auxétiques présentent des propriétés d'amortissement très importantes. En effet, dans le chapitre 3 est démontré que la majorité de ces structures ont un comportement auxétique en particulier les structures ATCF4 et ATCR3 avec des coefficients de Poisson de -2,5 et -1,57 respectivement (§ 3.2.2.1). Pour résumer, il est important de souligner que, pour les faibles fréquences, la forme de la structure chirale n'a pas d'influence sur le facteur de perte. Cependant, pour les fréquences élevées, les structures chirales auxétiques présentent des propriétés d'amortissement supérieures aux autres.

Des essais de vibration sont réalisés sur les structures anti-trichirales pour étudier les propriétés d'amortissement de ces structures avec un rayon de nœud cylindrique variable. La Figure 5.15 présente l'évolution du facteur de perte de ces structures en fonction de la fréquence pour quatre rayons différents (0, 1.2, 2.2 et 3.2 mm). Les résultats montrent que lorsque la fréquence croît, le facteur d'amortissement augmente. Comme expliqué précédemment, à basse fréquence, le facteur de perte est compris entre 1,55% et 1,80%. Ensuite, les résultats divergent au fur et à mesure que la fréquence augmente. Pour une fréquence de 1500 Hz, les facteurs d'amortissement sont compris entre 3,2% et 3,9%. Lorsque le rayon  $r$  varie de 0,8 à 3,2 mm, ces structures présentent un comportement auxétique. Les propriétés d'amortissement augmentent au fur et à mesure que le rayon du nœud cylindrique augmente.

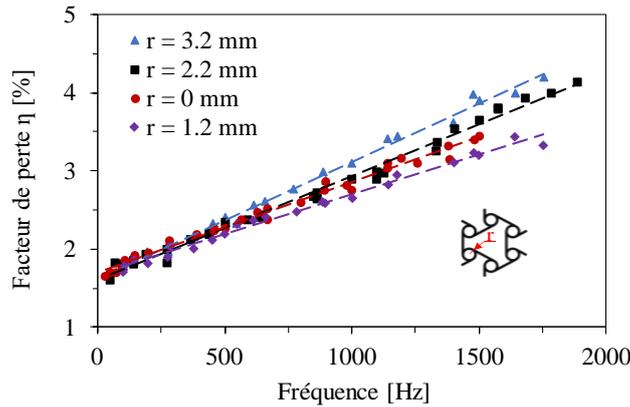


Figure 5.15 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence des structures anti-trichirales pour différents rayons.

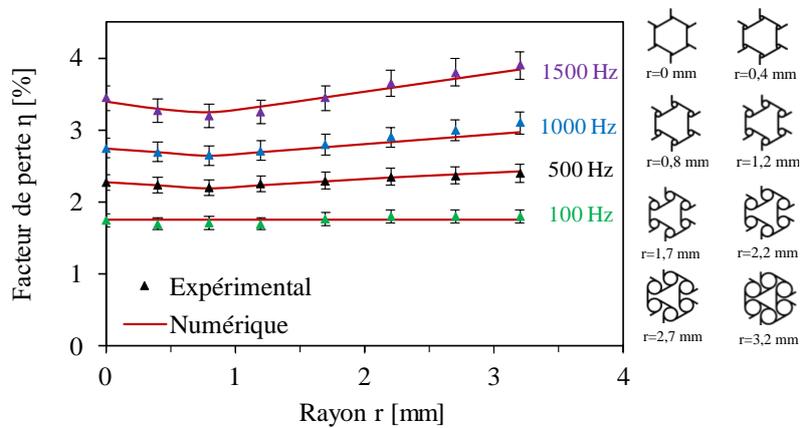


Figure 5.16 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du facteur de perte en fonction du rayon ( $r$ ) des âmes anti-trichirales pour quatre fréquences.

La Figure 5.16 compare les résultats des essais expérimentaux et des simulations numériques des propriétés d'amortissement de ces métamatériaux en fonction du rayon ( $r$ ) et ceci pour plusieurs valeurs de fréquences. Lorsque le rayon  $r$  est égale à 0,8 mm, le facteur de perte est de 1,7 % à 100 Hz et 3,2 % à 1500 Hz. Ensuite, le facteur de perte croît progressivement lorsque  $r$  est supérieur à 0,8 mm jusqu'à atteindre sa valeur maximale pour une valeur de  $r = 3,2$  mm (4% à 1500 Hz). Ce comportement est observé pour toutes les valeurs des fréquences données, à l'exception de la plus faible fréquence. Lorsque  $f = 100$  Hz, le facteur d'amortissement est sensiblement constant et compris entre 1,65 % et 1,8 %. Un accord étroit est observé entre les résultats expérimentaux et numériques. Encore une fois, on observe qu'à faible fréquence, la forme de la structure n'a aucune influence sur le facteur de perte.

5.4.1.2. Evolution de la rigidité dynamique

La Figure 5.17 présente l'évolution de la rigidité dynamique des structures chirales en fonction de la fréquence. Les résultats montrent que la rigidité est principalement constante pour tous les matériaux étudiés ici. Pour les formes tri-ligaments, la structure trichirale (TC3) est la plus rigide suivie par la structure ATC3. Cependant, la structure tétrachirale (TC4) est la plus rigide comparée aux structures ATC4 et ATCF4 avec une valeur de l'ordre de 55 MPa. Les valeurs du module de Young dynamique sont similaires à celles obtenues dans l'étude quasi-statique (§ 3.2.2.1).

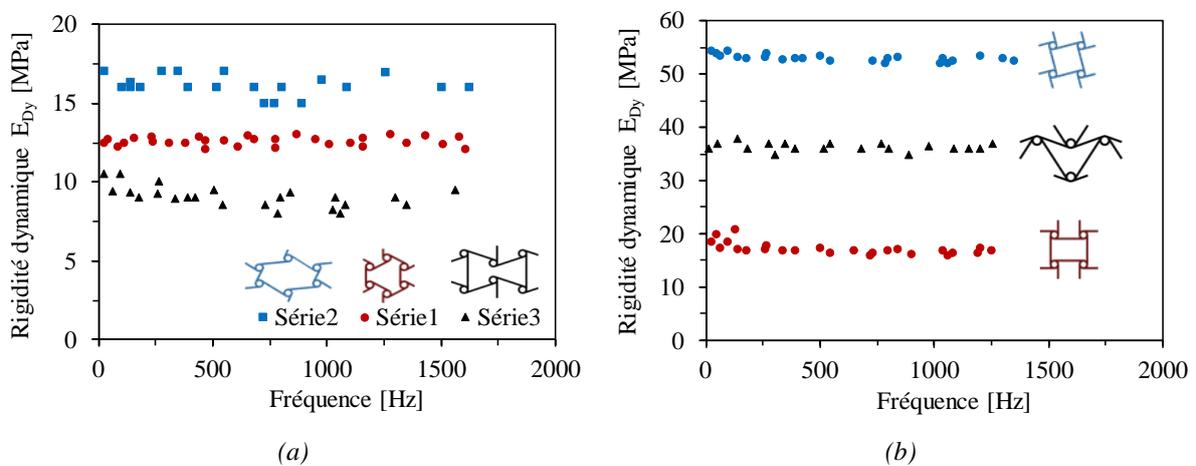


Figure 5.17 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des structures chirales : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments

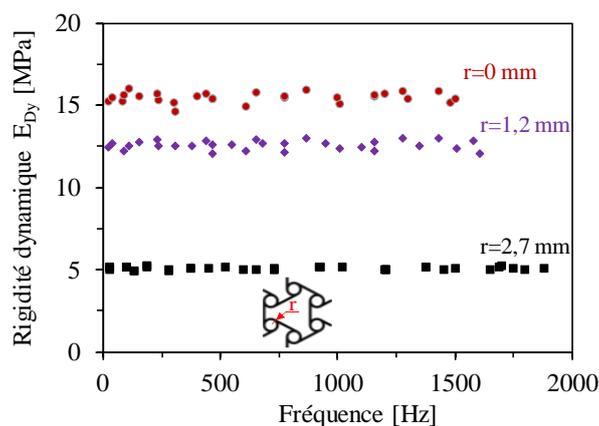


Figure 5.18 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des structures anti-trichirales pour trois rayons ( $r$ ).

La Figure 5.18 montre l'évolution du module de Young des structures architecturées anti-trichirales en fonction de la fréquence. Les résultats sont présentés pour trois valeurs différentes de rayon nœud cylindrique ( $r$ ). Il est à noter que la rigidité reste constante quel que soit la valeur de la fréquence. Pour une fréquence donnée, le module de rigidité dynamique décroît lorsque le rayon du nœud cylindrique augmente. Par exemple, à une fréquence de 200 Hz, le module de Young est de l'ordre de 5 MPa pour  $r = 2,7$  mm ; 12,5 MPa pour  $r = 1,2$  mm et atteint 16 MPa pour un rayon nul.

### 5.4.2. Comportement vibratoire des structures sandwichs

Les structures chirales étudiées précédemment sont insérées entre deux peaux minces d'une épaisseur de 1 mm pour obtenir des sandwichs avec différentes formes de structures architecturées. L'objectif est d'étudier l'influence de la forme de la structure architecturée sur l'amortissement du sandwich.

#### 5.4.2.1. Evolution du facteur de perte

L'étude vise à déterminer l'influence des structures architecturées chirales sur les propriétés d'amortissement des composites sandwichs. Quatre valeurs de fréquence sont choisies pour chaque architecture afin de voir aussi l'effet de la fréquence sur le facteur de perte des sandwichs.

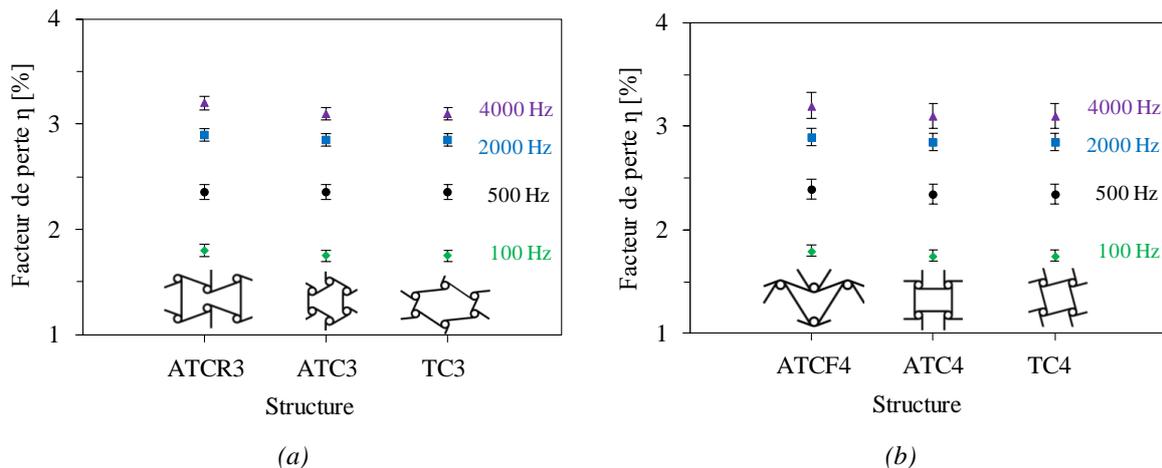


Figure 5.19 Facteurs de perte des sandwichs à structures chirales pour quatre fréquences : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

La Figure 5.19 montre l'évolution du facteur de perte issues des essais expérimentaux réalisés sur des sandwichs chiraux (Figure 5.19.a) tri-ligaments et (Figure 5.19.b) tétra-ligaments. Comme observé précédemment, les propriétés d'amortissement des sandwichs augmentent avec la fréquence. Pour une fréquence donnée, les facteurs de perte sont constants pour toutes les structures chirales, comme c'est le cas pour les structures conventionnelles et ré-entrantés. Cependant, à une fréquence de 4000 Hz, l'amortissement des sandwichs à structures ATCR3 et ATCF4 est légèrement supérieur aux autres structures. Le premier résultat notable de cette étude est que le facteur d'amortissement est sensible à la forme de la structure architecturée, mais dès que celle-ci est insérée entre deux peaux (sandwich), ce facteur devient indépendant de la forme de la structure, en particulier pour les fréquences inférieures à 4000 Hz. Le deuxième résultat constaté est que les métamatériaux (structures auxétiques) peuvent légèrement améliorer les propriétés d'amortissement des sandwichs, en particulier pour des fréquences élevées.

Comme lors de l'étude de la structure architecturée seule, la Figure 5.20 montre les résultats des essais expérimentaux et des simulations numériques de l'amortissement des sandwichs en fonction du rayon  $r$  pour plusieurs valeurs de fréquences. Pour une fréquence donnée, l'amortissement reste pratiquement constant pour tous les sandwichs étudiés quel que soit la valeur du rayon  $r$ . Une légère augmentation du facteur de perte est observée pour une fréquence de 4000 Hz. Une variation des paramètres géométriques de la structure peut exercer une influence sur les propriétés d'amortissement des composites sandwichs à des fréquences élevées. Enfin on peut noter le même comportement pour la structure anti-trichirale et pour le sandwich (Figure 5.20)

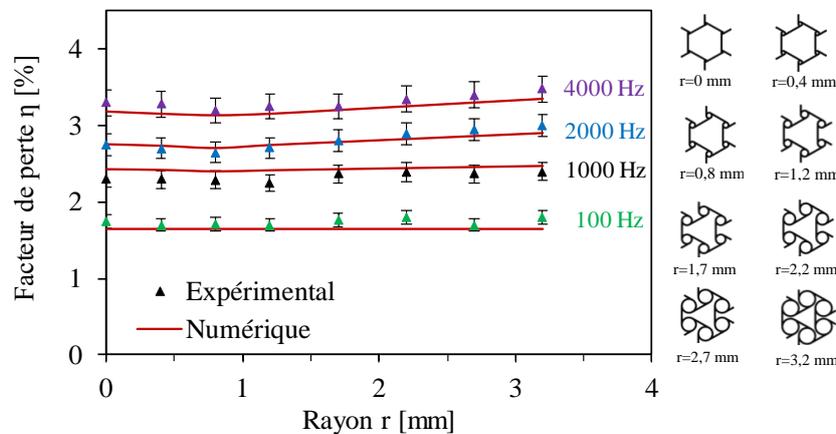


Figure 5.20 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques du facteur de perte en fonction du rayon ( $r$ ) des sandwichs avec âmes anti-trichirales pour quatre fréquences.

La Figure 5.21 mis en évidence l'effet de la structure anti-trichirale sur l'amortissement du sandwich. Pour une fréquence de 1500 Hz et un rayon nul, l'amortissement du sandwich est supérieur de 12 % à celui de la peau et inférieur de 22 % à celui de la structure. Lorsque le rayon passe à 3,2 mm, la valeur de l'amortissement du sandwich devient supérieure de 13 % à celles de la peau et inférieure de 30 % à celles de la structure. Ces résultats indiquent que, pour obtenir de bonnes propriétés d'amortissement, il est préférable d'utiliser des structures dont les architectures sont constituées de cellules ayant des nœuds cylindriques de rayon élevé.

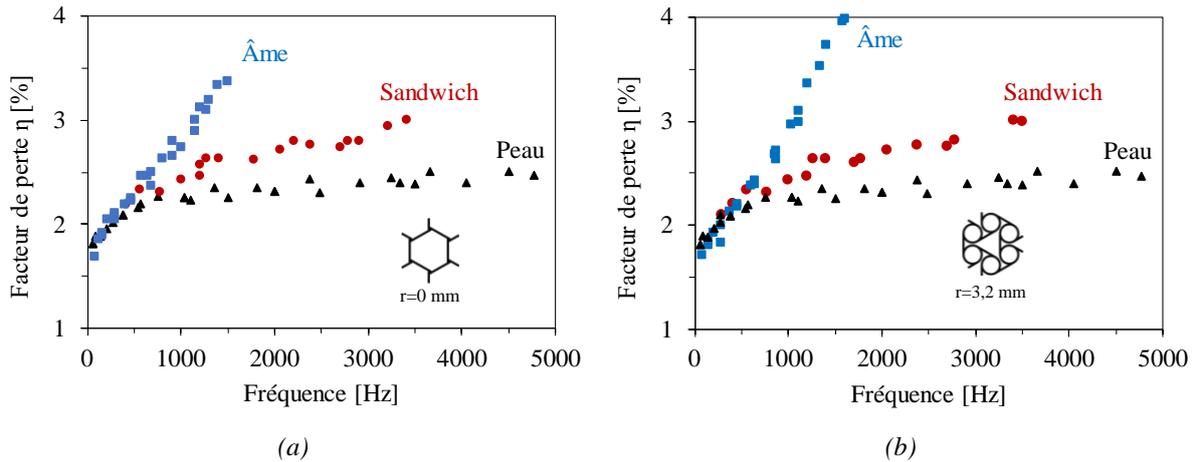


Figure 5.21 Evolution du facteur de perte en fonction de la fréquence de la peau, structure architecturée et sandwich pour une structure anti-trichirale et pour deux rayons : a)  $r=0$  mm et b)  $r=3,2$  mm.

#### 5.4.2.2. Evolution de la rigidité équivalente

Seule la rigidité équivalente des sandwichs à structures chirales est étudiée dans ce paragraphe. La Figure 5.22 présente les résultats expérimentaux de la rigidité en fonction de la fréquence pour les sandwichs à structures architecturées de forme tri-ligaments (a) et tétra-ligaments (b). Ces résultats montrent une diminution de la rigidité équivalente entre 60 % et 75 % dans une plage de fréquences allant de 0 à 4000 Hz. Il est également important de noter que la géométrie de la structure architecturée n'a pas d'effet significatif sur la rigidité du sandwich, à l'exception de celui avec une structure anti-térachirale fléchée (ATCF4) qui est légèrement plus importante. En effet, cette structure a une densité plus élevée que toutes les autres structures, ce qui améliore sa rigidité équivalente.

Une étude expérimentale est menée également pour analyser le comportement de la rigidité équivalente des sandwichs avec une structure anti-trichirale en fonction du rayon du nœud cylindrique. Tout d'abord, les résultats de la Figure 5.23 montre l'effet du rayon des nœuds sur

l'évolution de l'amortissement en fonction de la fréquence. En effet, l'amortissement croît avec l'augmentation du rayon. Sur la Figure 5.24 sont reportés les résultats de la rigidité en fonction du rayon et ceci pour quatre valeurs de fréquences. Ces résultats permettent d'analyser l'influence du rayon sur l'amortissement des sandwichs.

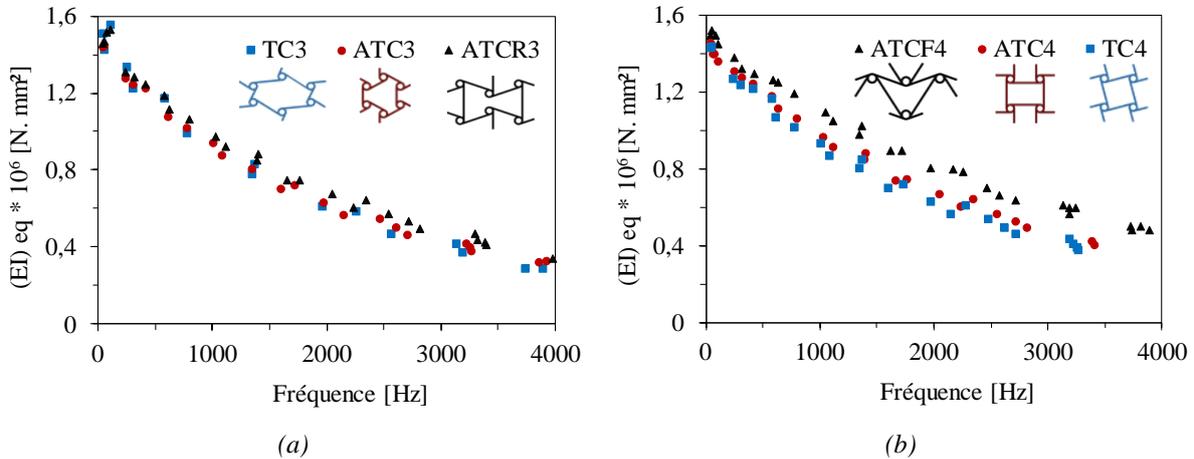


Figure 5.22 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des sandwichs à âmes chirales : a) tri-ligaments et b) tétra-ligaments.

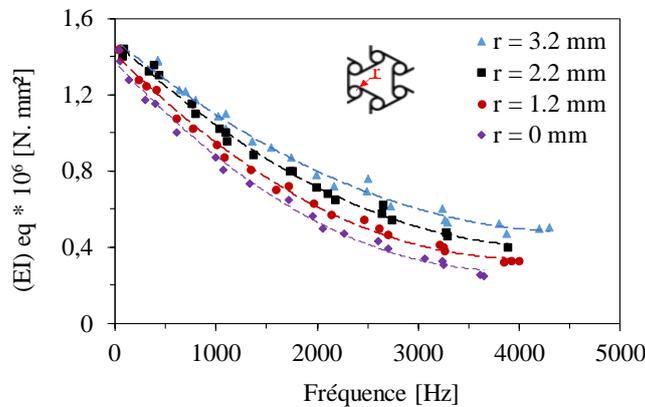


Figure 5.23 Evolution de la rigidité équivalente en fonction de la fréquence des sandwichs à âmes anti-trichirales pour quatre rayons ( $r$ ).

La rigidité équivalente croît lorsque la fréquence augmente. Pour les faibles fréquences ( $f < 100$  Hz), la rigidité équivalente reste pratiquement constante pour tous les sandwichs étudiés, avec une valeur de l'ordre de  $14 \cdot 10^5$  N.mm<sup>2</sup>. Pour une fréquence donnée, la rigidité équivalente croît avec les variations du rayon  $r$ . Cela signifie que les changements dans la géométrie de la structure architecturée peuvent avoir un impact plus important sur les propriétés d'amortissement des sandwichs. Enfin, il est important de noter que la variation du rayon a un impact sur toutes les propriétés dynamiques.

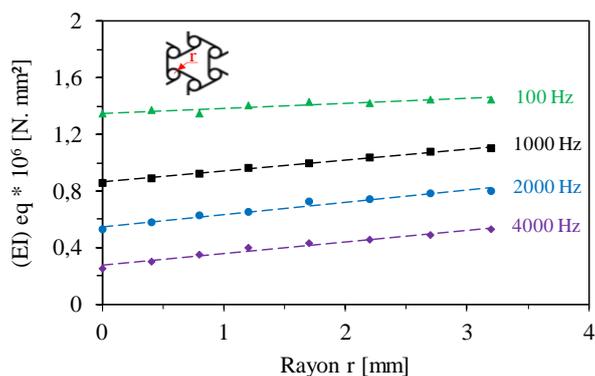


Figure 5.24 Evolution de la rigidité équivalente en fonction du rayon ( $r$ ) des sandwichs avec âmes antichirales pour quatre fréquences.

## 5.5. Conclusion

Dans ce chapitre, les propriétés dynamiques en vibration des structures architecturées et des composites sandwichs sont déterminés à partir des essais expérimentaux et des simulations numériques. Le matériau de base utilisé dans cette étude est un composite biosourcé et biodégradable à base de fibres courtes de Lin et d'une matrice PLA. Diverses structures architecturées avec différents paramètres géométriques sont testées afin de déterminer et quantifier les propriétés dynamiques des matériaux. Dans un premier temps, des études expérimentales sont menées sur les structures architecturées seules, afin de mesurer leurs propriétés dynamiques, telles que le facteur d'amortissement et le module de la rigidité dynamique en vibration. Les résultats sont déterminés à partir d'une réponse fréquentielle mesurée à l'aide d'un vibromètre laser. Cette mesure est effectuée à l'aide d'un banc d'essai de vibration avec une éprouvette en configuration encastree-libre, excitée par un marteau d'impact. Dans un second temps, des essais expérimentaux sont réalisés sur des matériaux sandwichs constitués des structures architecturées étudiées précédemment. Ces essais permettent de mesurer leurs propriétés dynamiques, notamment le facteur d'amortissement et le module de la rigidité équivalente. En parallèle, un modèle d'éléments finis est développé pour évaluer l'amortissement des structures architecturées étudiées. L'avantage de cette méthode est qu'elle permet de simuler avec précision les processus expérimentaux. En effet, les échantillons testés numériquement avaient les mêmes dimensions et les mêmes conditions aux limites que ceux testés expérimentalement.

Les résultats obtenus sur les structures architecturées et les sandwichs indiquent que le comportement vibratoire dépend de la fréquence, de la géométrie de la cellule utilisée et de ses paramètres géométriques.

A faibles fréquences, les propriétés d'amortissement de toutes les structures sont presque constantes, autour de 1,7 %, la rigidité équivalente des sandwichs est constante autour de  $14.10^5$  N.mm<sup>2</sup>. On note aussi que le module de Young des structures architecturées varie en fonction du nombre de cellules suivant la largeur, la forme de la cellule ainsi que les paramètres géométriques.

Lorsque la fréquence augmente :

- Le module de Young des structures architecturées reste constant et garde la même valeur proche de la valeur déterminée dans les essais statiques.

- La valeur de l'amortissement des structures architecturées augmente et varie en même temps avec le nombre de cellules et leurs architectures. Les structures auxétiques ont un bon comportement d'amortissement comparé aux autres structures non-auxétiques. De plus, une augmentation du nombre de cellules dans la structure conduit à une réduction du facteur de perte. L'insertion de la structure architecturée entre deux peaux gomme son amortissement.

- La rigidité équivalente diminue pour tous les sandwichs. Plus la densité de la structure architecturée utilisée dans le sandwich augmente, plus la valeur de la rigidité équivalente est élevée.

D'autre part, le modèle éléments finis utilisé a permis de mesurer avec précision les valeurs de l'amortissement des structures architecturées et des sandwichs. Ce modèle s'avère être un outil efficace pour prédire les propriétés dynamiques des structures architecturées et des sandwichs.



## Conclusion générale

Les éco-matériaux représentent une alternative prometteuse pour de nombreuses applications industrielles grâce à leur faible impact environnemental. De plus, les structures auxétiques offrent des propriétés mécaniques et énergétiques, ce qui les rendent particulièrement intéressantes pour des applications nécessitant une grande résistance et une capacité de dissipation d'énergie élevée. Cette étude se concentre sur la caractérisation mécanique (en statique et en dynamique) d'un composite entièrement biosourcée avec différents types de structure architecturées et différents paramètres géométriques. Ce travail contribue au développement de nouveaux matériaux architecturés « métamatériaux » en optimisant et en comparant les performances de différentes formes architecturées telles que : hexagonale, rectangulaire, ré-entrante, chirale, anti-chirale, etc... L'objectif de cette étude est de développer un matériau composite sandwich à hautes performances à base de constituants naturels, capable d'offrir des propriétés multifonctionnelles contrôlées en termes de réponses mécaniques en statique, en fatigue et en vibration. La technique de fabrication utilisée pour réaliser ces structures architecturées est la fabrication additive en impression 3D.

Une analyse basée sur des travaux bibliographiques, une présélection des matériaux et des structures architecturées est réalisée. Une matrice PLA (acide polylactique) renforcée avec des fibres courtes de lin en forme de filament est choisie. Le matériau constituant est entièrement biodégradable et recyclable. Les structures architecturées sont sélectionnées pour leur potentiel à offrir des propriétés mécaniques et énergétiques optimales. Le procédé de fabrication additive 3D utilisé pour imprimer les éprouvettes permet de minimiser les défauts de fabrication en contrôlant avec précision les paramètres d'impression, ce qui permet de produire des éprouvettes de bonne qualité. Dans une seconde étape, le comportement mécanique en statique et en dynamique des peaux est effectué. Toutes les caractéristiques élastiques essentielles ont également été présentées. Le matériau utilisé possède un comportement élastoplastique en traction et en flexion ainsi que de meilleures propriétés d'amortissement. Le comportement de la peau en traction uniaxiale et en vibration a été exploité dans des modèles éléments finis dans les chapitres suivants. D'autre part, certaines structures architecturées montrent de meilleure performance en traction et d'autres présentent un comportement auxétique ainsi qu'une bonne

caractéristique en compression et en dissipation d'énergie. L'effet de variation de la densité, c'est à dire le nombre de cellules unitaires de la structure architecturée suivant la largeur sur leurs propriétés mécaniques structurelles a pu être analysé. Lorsque le nombre de cellules augmente, la rigidité de la structure architecturée croît et la capacité d'absorption d'énergie diminue dans la structure. Cependant les structures auxétiques montrent des propriétés statiques plus importantes que les autres structures. La variation de la contrainte en fonction de la déformation est expliquée par des phénomènes apparaissant à l'échelle de microstructure de la fibre et de la géométrie de la cellule élémentaire et à ses paramètres géométriques.

Par la suite, une analyse approfondie du comportement en flexion et en indentation des sandwichs à structures architecturées est menée. Dans une première étape, différents essais de flexion 3-points sont effectués sur des sandwichs constitués de plusieurs structures architecturées et ceci pour différents nombres de cellules. Ces essais expérimentaux sont menés jusqu'à la rupture des sandwichs afin de déterminer leurs propriétés statiques. Les résultats obtenus permettent de mieux comprendre le comportement mécanique des sandwichs à structures architecturées. Ensuite, la structure anti-trichirale est choisie pour étudier les propriétés des sandwichs et de leurs constituants en flexion 3-points en modifiant la distance entre les appuis. Cette étude vise à déterminer les propriétés élastiques des peaux et des structures anti-trichirales en fonction du rayon du nœud cylindrique. Les résultats montrent que l'augmentation du rayon du nœud cylindrique améliore la rigidité en flexion et en cisaillement. Cela fait croître également le module d'élasticité des peaux et le module de cisaillement de la structure architecturée. Enfin, des essais expérimentaux d'indentation sont menés pour déterminer la résistance et la dissipation d'énergie des matériaux. L'étude porte sur des sandwichs à structures hexagonales, rectangulaires et ré-entrantes avec différents nombres de cellules ainsi que sur des sandwichs à âmes chirales. Les résultats obtenus montrent qu'une augmentation du nombre de cellules élémentaires entraîne une amélioration de la dissipation d'énergie dans la structure. Cependant, ces propriétés varient en fonction de la forme des cellules chirales.

Une analyse des mécanismes d'endommagement par la technique de l'émission acoustique (EA) a révélé des dégradations importantes subies par les structures architecturées et les sandwichs lors des essais statiques. Cette étude a permis de mieux comprendre les causes de ces dégradations en classant les différents signaux acoustiques en fonction des événements enregistrés EA. Une approche de classification non supervisée basée sur la méthode des k-moyennes est employée. Au cours des essais de traction et de flexion, deux classes de signaux

sont détectées, associées à l'endommagement : l'écrasement de la structure architecturée et la fissuration matricielle. Une troisième classe de signaux associées à l'endommagement par la décohésion fibre/matrice est détectée lors des essais d'indentation. En complément du suivi EA, des observations microscopiques sont effectuées à l'aide d'un microscope électronique à balayage. Ces observations permettent d'établir un lien entre les mécanismes d'endommagement et les événements acoustiques détectés lors des essais. Grâce à ces approches combinées, une compréhension plus fine de l'évolution des mécanismes d'endommagement générés dans les sandwichs à structures architecturées est obtenue.

Dans le chapitre 4, les sandwichs à structures architecturées sont analysés au cours des essais de fatigue en flexion 3-points. Leur comportement dynamique est étudié dans les mêmes conditions expérimentales que les essais statiques. Les essais sont menés en un seul niveau de chargement contrôlé en déplacement. Les résultats de ces essais permettent d'analyser les propriétés des sandwichs en fatigue, notamment la rigidité, la dissipation d'énergie et de facteur d'amortissement. L'étude montre que la géométrie des structures architecturées, le nombre de cellules élémentaires suivant la largeur des éprouvettes ainsi que leurs paramètres géométriques ont une influence sur les propriétés en fatigue. Ils indiquent que l'augmentation du nombre de cellules entraîne un facteur d'amortissement plus important et une diminution de la durée de vie. Les propriétés en fatigue des sandwichs avec un réseau chiral sont plus importantes pour les structures les plus denses. L'évolution des dommages dus à la fatigue est identifiée grâce à la technique d'émission acoustique (EA) ce qui permet, comme en statique, de détecter 3 classes d'événements acoustiques associées à trois mécanismes d'endommagement.

Dans un dernier chapitre, l'objectif est d'étudier le comportement en vibration des structures architecturées et des sandwichs. Des essais expérimentaux en vibration sur un banc d'essai avec une configuration encastree-libre sont menés. L'excitation est effectuée à l'aide d'un marteau d'impact « proche » de l'encastrement et la réponse est détectée par un vibromètre laser « proche » de la zone libre. Les fréquences propres sont déduites grâce à une analyse de la fonction de réponse en fréquence. Les facteurs d'amortissement, les rigidités des structures architecturées et la rigidité équivalente des sandwichs sont calculés. Plusieurs structures architecturées avec différentes densités sont testées. Les résultats montrent que le facteur d'amortissement est très sensible à la géométrie des structures architecturées. Notamment, les structures auxétiques ont montré une bonne capacité d'absorption d'énergie. Pour les sandwichs, l'influence des structures architecturées sur l'amortissement reste faible. Cependant, la rigidité équivalente des sandwichs peut varier considérablement avec l'augmentation du nombre de

cellules élémentaires suivant la largeur des éprouvettes. D'autre part, une modélisation éléments finis permet d'étudier l'effet de la géométrie de la structure architecturées sur la réponse fréquentielle des éprouvettes. Les caractéristiques globales du matériau utilisé dans cette modélisation éléments finis sont celles obtenues lors des essais réalisés sur les peaux. Notons une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et numériques. Ces analyses montrent que les structures architecturées entièrement biosourcées à structures auxétiques possèdent de bonnes capacités intrinsèques pour dissiper l'énergie vibratoire.

Ce travail de thèse met en évidence les propriétés mécaniques statiques et dynamiques de différentes structures architecturées fabriquées par une imprimante 3D avec un matériau entièrement biosourcé, biodégradable et recyclable. Chaque structure étudiée possède des propriétés mécaniques uniques pour les chargements statiques et dynamiques, ce qui la rend particulièrement adaptée à certaines applications industrielles.

Dans les perspectives futures, plusieurs axes de recherche sont à explorer :

- L'étude de la variation de l'épaisseur de la paroi cellulaire pourrait permettre d'optimiser les propriétés mécaniques des structures architecturées.
- L'utilisation de peaux imprimées avec d'autres matériaux composites dans les sandwichs permet également d'améliorer leurs performances.
- L'étude des structures architecturées évolutives pourrait également ouvrir de nouvelles voies pour la conception de matériaux adaptatifs.
- Enfin, l'insertion d'autres matériaux légers par exemple dans les nœuds cylindriques des structures chirales pourrait offrir de nouvelles possibilités d'élaboration des structures légères et résistantes.

# Bibliographie

- [1] Fathi A, Wolff-Fabris F, Altstädt V, et al. An investigation on the flexural properties of balsa and polymer foam core sandwich structures: Influence of core type and contour finishing options. *Journal of Sandwich Structures & Materials* 2013; 15: 487–508.
- [2] Philp JC, Bartsev A, Ritchie RJ, et al. Bioplastics science from a policy vantage point. *New biotechnology* 2013; 30: 635–646.
- [3] Vinson J. *The behavior of sandwich structures of isotropic and composite materials*. Routledge, 2018.
- [4] Ashby MF, Cebon D. Materials selection in mechanical design. *MRS Bull* 2005; 30: 995.
- [5] Satyanarayana KG, Arizaga GG, Wypych F. Biodegradable composites based on lignocellulosic fibers—An overview. *Progress in polymer science* 2009; 34: 982–1021.
- [6] Mousanezhad D, Haghpanah B, Ghosh R, et al. Elastic properties of chiral, anti-chiral, and hierarchical honeycombs: A simple energy-based approach. *Theoretical and Applied Mechanics Letters* 2016; 6: 81–96.
- [7] Gibson LJ, Ashby MF, Schajer GS, et al. The mechanics of two-dimensional cellular materials. *Proceedings of the Royal Society of London A Mathematical and Physical Sciences* 1982; 382: 25–42.
- [8] Do Thi VVDT. *Matériaux composites à fibres naturelles/polymère biodégradables ou non*. PhD Thesis, Université de Grenoble; Université des Sciences Naturelles d’Ho Chi Minh Ville, 2011.
- [9] Almusawi AM. *Mise en œuvre et optimisation des propriétés d’une structure sandwich en matériaux biosourcés (fibres et bois de chanvre) avec une matrice en polystyrène expansé pour le bâtiment*. PhD Thesis, Université Bourgogne Franche-Comté, 2017.
- [10] Smith LG. Plant cell division: building walls in the right places. *Nature Reviews Molecular Cell Biology* 2001; 2: 33–39.
- [11] Trujillo E, Moesen M, Osorio L, et al. Bamboo fibres for reinforcement in composite materials: Strength Weibull analysis. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2014; 61: 115–125.
- [12] Brodowsky HM, Jenschke W, Mäder E. Characterization of interphase properties: Microfatigue of single fibre model composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2010; 41: 1579–1586.
- [13] Gassan J, Chate A, Bledzki AK. Calculation of elastic properties of natural fibers. *Journal of materials science* 2001; 36: 3715–3720.

- [14] Faruk O, Bledzki AK, Fink H-P, et al. Biocomposites reinforced with natural fibers: 2000–2010. *Progress in polymer science* 2012; 37: 1552–1596.
- [15] Monti A. Elaboration et caractérisation mécanique d'une structure sandwich à base de constituant naturels. *Doctoral thesis, University of Maine, Le Mans, France*.
- [16] Ben Ameer M, El Mahi A, Rebiere J-L, et al. Damping analysis of unidirectional carbon/flax fiber hybrid composites. *International Journal of Applied Mechanics* 2018; 10: 1850050.
- [17] Wambua P, Ivens J, Verpoest I. Natural fibres: can they replace glass in fibre reinforced plastics? *Composites science and technology* 2003; 63: 1259–1264.
- [18] Bonnia NN, Ahmad SH, Zainol I, et al. Mechanical properties and environmental stress cracking resistance of rubber toughened polyester/kenaf composite. *Express Polym Lett* 2010; 4: 55–61.
- [19] Mirbagheri J, Tajvidi M, Hermanson JC, et al. Tensile properties of wood flour/kenaf fiber polypropylene hybrid composites. *Journal of Applied Polymer Science* 2007; 105: 3054–3059.
- [20] Alix S, Philippe E, Bessadok A, et al. Effect of chemical treatments on water sorption and mechanical properties of flax fibres. *Bioresource technology* 2009; 100: 4742–4749.
- [21] Charlet K, Baley C, Morvan C, et al. Characteristics of Hermès flax fibres as a function of their location in the stem and properties of the derived unidirectional composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2007; 38: 1912–1921.
- [22] Dwivedi UK, Chand N. Influence of MA-g-PP on abrasive wear behaviour of chopped sisal fibre reinforced polypropylene composites. *Journal of Materials Processing Technology* 2009; 209: 5371–5375.
- [23] Joseph PV, Rabello MS, Mattoso LHC, et al. Environmental effects on the degradation behaviour of sisal fibre reinforced polypropylene composites. *composites science and technology* 2002; 62: 1357–1372.
- [24] Placet V. Characterization of the thermo-mechanical behaviour of Hemp fibres intended for the manufacturing of high performance composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2009; 40: 1111–1118.
- [25] Li Y, Pickering KL. The effect of chelator and white rot fungi treatments on long hemp fibre-reinforced composites. *Composites science and technology* 2009; 69: 1265–1270.
- [26] Porrás A, Marañón A. Development and characterization of a laminate composite material from polylactic acid (PLA) and woven bamboo fabric. *Composites Part B: Engineering* 2012; 43: 2782–2788.
- [27] Okubo K, Fujii T, Yamamoto Y. Development of bamboo-based polymer composites and their mechanical properties. *Composites Part A: Applied science and manufacturing* 2004; 35: 377–383.

- [28] Arrakhiz FZ, Malha M, Bouhfid R, et al. Tensile, flexural and torsional properties of chemically treated alfa, coir and bagasse reinforced polypropylene. *Composites Part B: Engineering* 2013; 47: 35–41.
- [29] Acha BA, Reboredo MM, Marcovich NE. Creep and dynamic mechanical behavior of PP–jute composites: Effect of the interfacial adhesion. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2007; 38: 1507–1516.
- [30] Gao S-L, Mäder E. Jute/polypropylene composites I. Effect of matrix modification. *Composites science and technology* 2006; 66: 952–963.
- [31] Silva MR, Pinheiro RV, Christoforo AL, et al. Hybrid sandwich particleboard made with sugarcane, Pinus taeda thermally treated and malva fibre from Amazon. *Materials Research*; 21.
- [32] Dutra JR, Ribeiro Filho SLM, Christoforo AL, et al. Investigations on sustainable honeycomb sandwich panels containing eucalyptus sawdust, Piassava and cement particles. *Thin-Walled Structures* 2019; 143: 106191.
- [33] Vieira LMG, Dos Santos JC, Panzera TH, et al. Novel fibre metal laminate sandwich composite structure with sisal woven core. *Industrial Crops and Products* 2017; 99: 189–195.
- [34] Broccolo S, Palumbo R, Campana M-A, et al. Kirigami inspired natural fibre cellular structures for future vibroacoustics applications. In: *Euro-Mediterranean Conference on Structural Dynamics and Vibroacoustics*. 2017.
- [35] Oliveira PR, Bonaccorsi AMS, Panzera TH, et al. Sustainable sandwich composite structures made from aluminium sheets and disposed bottle caps. *Thin-Walled Structures* 2017; 120: 38–45.
- [36] Oliveira PR, Panzera TH, Freire RT, et al. Sustainable sandwich structures made from bottle caps core and aluminium skins: a statistical approach. *Thin-Walled Structures* 2018; 130: 362–371.
- [37] Oliveira PR, May M, Panzera TH, et al. Improved sustainable sandwich panels based on bottle caps core. *Composites Part B: Engineering* 2020; 199: 108165.
- [38] Oliveira PR, da Silva LJ, Panzera TH, et al. Transverse fastening reinforcement of sandwich panels with upcycled bottle caps core. *Journal of Composite Materials* 2021; 55: 927–936.
- [39] Poilâne C, Vivet A, Momayez L, et al. Propriétés mécaniques de préimprégnés lin/époxyde= Mechanical properties of flax/epoxy industrial prepregs. In: *JNC 16*. AMAC, 2009, pp. 10-p.
- [40] Shaler SM, Maine US. Effect of fiber surface and mechanical properties on the stiffness and strength of medium-density fiberboard.
- [41] Thygesen LG, Asgharipour MR. The effects of growth and storage conditions on dislocations in hemp fibres. *Journal of materials science* 2008; 43: 3670–3673.

- [42] Bos HL, Van Den Oever MJA, Peters O. Tensile and compressive properties of flax fibres for natural fibre reinforced composites. *Journal of Materials Science* 2002; 37: 1683–1692.
- [43] Baley C. Influence of kink bands on the tensile strength of flax fibers. *Journal of materials science* 2004; 39: 331–334.
- [44] Davies GC, Bruce DM. Effect of environmental relative humidity and damage on the tensile properties of flax and nettle fibers. *Textile Research Journal* 1998; 68: 623–629.
- [45] Gourier C. *Contribution à l'étude de matériaux biocomposites à matrice thermoplastique polyamide-11 et renforcés par des fibres de lin*. PhD Thesis, Université de Bretagne Sud, 2016.
- [46] Andersons J, Poriķe E, Spārniņš E. The effect of mechanical defects on the strength distribution of elementary flax fibres. *Composites Science and Technology* 2009; 69: 2152–2157.
- [47] Andersons J, Spārniņš E, Poriķe E. Strength and damage of elementary flax fibers extracted from tow and long line flax. *Journal of composite materials* 2009; 43: 2653–2664.
- [48] Reddy N, Yang Y. Biofibers from agricultural byproducts for industrial applications. *TRENDS in Biotechnology* 2005; 23: 22–27.
- [49] Chakar FS, Ragauskas AJ. Review of current and future softwood kraft lignin process chemistry. *Industrial crops and products* 2004; 20: 131–141.
- [50] Paster M, Pellegrino JL, Carole TM. *Industrial bioproducts: today and tomorrow*. US Department of Energy, 2003.
- [51] Tester RF, Karkalas J, Qi X. Starch structure and digestibility enzyme-substrate relationship. *World's Poultry Science Journal* 2004; 60: 186–195.
- [52] Mecking S. Nature or petrochemistry?—biologically degradable materials. *Angewandte Chemie International Edition* 2004; 43: 1078–1085.
- [53] Ahmad S, Ashraf SM, Sharmin E, et al. Studies on ambient cured polyurethane modified epoxy coatings synthesized from a sustainable resource. *Progress in Crystal Growth and Characterization of Materials* 2002; 45: 83–88.
- [54] Okada M. Chemical syntheses of biodegradable polymers. *Progress in polymer science* 2002; 27: 87–133.
- [55] Ruan W, Chen J, Lun S. Production of biodegradable polymer by *A. eutrophus* using volatile fatty acids from acidified wastewater. *Process Biochemistry* 2003; 39: 295–299.
- [56] Akiyama M, Tsuge T, Doi Y. Environmental life cycle comparison of polyhydroxyalkanoates produced from renewable carbon resources by bacterial fermentation. *Polymer Degradation and Stability* 2003; 80: 183–194.

- [57] Reddy CSK, Ghai R, Kalia V. Polyhydroxyalkanoates: an overview. *Bioresource technology* 2003; 87: 137–146.
- [58] Paquot M, Rabetafika HN, Dubois P. Les polymères issus du végétal: matériaux à propriétés spécifiques pour des applications ciblées en industrie plastique.
- [59] Liu T, Butaud P, Placet V, et al. Damping behavior of plant fiber composites: A review. *Composite Structures* 2021; 275: 114392.
- [60] Gibson RF. Damping characteristics of composite materials and structures. *Journal of Materials Engineering and Performance* 1992; 1: 11–20.
- [61] Chandra R, Singh SP, Gupta K. Damping studies in fiber-reinforced composites—a review. *Composite structures* 1999; 46: 41–51.
- [62] Gibson RF, Hwang SJ, Kwak H. Micromechanical modeling of damping in composites including interphase effects. In: *36th Intern. SAMPE Symposium, Soc. for the Adv. of Mat. and Process Eng., Covina*. 1991, pp. 592–606.
- [63] Nelson DJ, Hancock JW. Interfacial slip and damping in fibre reinforced composites. *Journal of Materials Science* 1978; 13: 2429–2440.
- [64] Mohanty AK, Wibowo A, Misra M, et al. Effect of process engineering on the performance of natural fiber reinforced cellulose acetate biocomposites. *Composites Part A: applied science and manufacturing* 2004; 35: 363–370.
- [65] Sujaritjun W, Uawongsuwan P, Pivsa-Art W, et al. Mechanical property of surface modified natural fiber reinforced PLA biocomposites. *Energy Procedia* 2013; 34: 664–672.
- [66] Allagui S, El Mahi A, Rebiere J-L, et al. Effect of recycling cycles on the mechanical and damping properties of flax fibre reinforced elium composite: experimental and numerical studies. *Journal of Renewable Materials* 2021; 9: 695.
- [67] Pervaiz M, Sain MM. Carbon storage potential in natural fiber composites. *Resources, conservation and Recycling* 2003; 39: 325–340.
- [68] Ku H, Wang H, Pattarachaiyakoop N, et al. A review on the tensile properties of natural fiber reinforced polymer composites. *Composites Part B: Engineering* 2011; 42: 856–873.
- [69] Poilâne C, Cherif ZE, Richard F, et al. Polymer reinforced by flax fibres as a viscoelastoplastic material. *Composite Structures* 2014; 112: 100–112.
- [70] Kesentini Z, El Mahi A, Rebiere JL, et al. Static and Fatigue Tensile Behavior and Damage Mechanisms Analysis in Aged Flax Fiber/PLA Composite. *International Journal of Applied Mechanics* 2022; 14: 2250080.
- [71] Wu X, Yu H, Guo L, et al. Experimental and numerical investigation of static and fatigue behaviors of composites honeycomb sandwich structure. *Composite Structures* 2019; 213: 165–172.

- [72] Essassi K, Rebiere J-L, El Mahi A, et al. Investigation of the static behavior and failure mechanisms of a 3D printed bio-based sandwich with auxetic core. *International Journal of Applied Mechanics* 2020; 12: 2050051.
- [73] Essassi K. *Développement et caractérisation statique et dynamique d'un composite sandwich à âme auxétique et à constituants naturels*. PhD Thesis, Le Mans Université; École nationale d'ingénieurs de Sfax (Tunisie), 2020.
- [74] Alderson A, Alderson KL, Attard D, et al. Elastic constants of 3-, 4- and 6-connected chiral and anti-chiral honeycombs subject to uniaxial in-plane loading. *Composites Science and Technology* 2010; 70: 1042–1048.
- [75] Alderson A, Alderson KL, Chirima G, et al. The in-plane linear elastic constants and out-of-plane bending of 3-coordinated ligament and cylinder-ligament honeycombs. *Composites Science and Technology* 2010; 70: 1034–1041.
- [76] Mathur K, Kabir SF, Seyam A-FM. Tensile properties of 3D printed continuous fiberglass reinforced cellular composites. *The journal of the Textile Institute* 2022; 113: 60–69.
- [77] Novak N, Biasetto L, Rebesan P, et al. Experimental and computational evaluation of tensile properties of additively manufactured hexa- and tetrachiral auxetic cellular structures. *Additive Manufacturing* 2021; 45: 102022.
- [78] Zhang J, Lu G, Ruan D, et al. Tensile behavior of an auxetic structure: Analytical modeling and finite element analysis. *International Journal of Mechanical Sciences* 2018; 136: 143–154.
- [79] Lorato A, Innocenti P, Scarpa F, et al. The transverse elastic properties of chiral honeycombs. *Composites Science and Technology* 2010; 70: 1057–1063.
- [80] Johnston R, Kazancı Z. Analysis of additively manufactured (3D printed) dual-material auxetic structures under compression. *Additive Manufacturing* 2021; 38: 101783.
- [81] Hu LL, Luo ZR, Zhang ZY, et al. Mechanical property of re-entrant anti-trichiral honeycombs under large deformation. *Composites Part B: Engineering* 2019; 163: 107–120.
- [82] Jeong S, Yoo HH. Shape optimization of bowtie-shaped auxetic structures using beam theory. *Composite Structures* 2019; 224: 111020.
- [83] Montgomery-Liljeroth E, Schievano S, Burriesci G. Elastic properties of 2D auxetic honeycomb structures-a review. *Applied Materials Today* 2023; 30: 101722.
- [84] Li T, Chen Y, Hu X, et al. Exploiting negative Poisson's ratio to design 3D-printed composites with enhanced mechanical properties. *Materials & design* 2018; 142: 247–258.
- [85] Quan C, Han B, Hou Z, et al. 3d printed continuous fiber reinforced composite auxetic honeycomb structures. *Composites Part B: Engineering* 2020; 187: 107858.
- [86] Xia F, Durandet Y, Tan PJ, et al. Three-point bending performance of sandwich panels with various types of cores. *Thin-Walled Structures* 2022; 179: 109723.

- [87] Hou Y, Tai YH, Lira C, et al. The bending and failure of sandwich structures with auxetic gradient cellular cores. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2013; 49: 119–131.
- [88] Dutta S, Menon HG, Hariprasad MP, et al. Study of auxetic beams under bending: A finite element approach. *Materials Today: Proceedings* 2021; 46: 9782–9787.
- [89] Essassi K, Rebiere J-L, El Mahi A, et al. Experimental and analytical investigation of the bending behaviour of 3D-printed bio-based sandwich structures composites with auxetic core under cyclic fatigue tests. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2020; 131: 105775.
- [90] Liu Z, Chen H, Xing S. Mechanical performances of metal-polymer sandwich structures with 3D-printed lattice cores subjected to bending load. *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 2020; 20: 1–17.
- [91] Zeng C, Liu L, Bian W, et al. Bending performance and failure behavior of 3D printed continuous fiber reinforced composite corrugated sandwich structures with shape memory capability. *Composite Structures* 2021; 262: 113626.
- [92] Travieso-Rodriguez JA, Jerez-Mesa R, Llumà J, et al. Mechanical properties of 3D-printing polylactic acid parts subjected to bending stress and fatigue testing. *Materials* 2019; 12: 3859.
- [93] Sun Z, Chen H, Song Z, et al. Three-point bending properties of carbon fiber/honeycomb sandwich panels with short-fiber tissue and carbon-fiber belt interfacial toughening at different loading rate. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2021; 143: 106289.
- [94] Romanoff J, Varsta P. Bending response of web-core sandwich plates. *Composite Structures* 2007; 81: 292–302.
- [95] Indreş AI, Constantinescu DM, Mocian OA. Bending behavior of 3D printed sandwich beams with different core topologies. *Material Design & Processing Communications* 2021; 3: e252.
- [96] Li T, Wang L. Bending behavior of sandwich composite structures with tunable 3D-printed core materials. *Composite Structures* 2017; 175: 46–57.
- [97] Dikshit V, Nagalingam AP, Yap YL, et al. Investigation of quasi-static indentation response of inkjet printed sandwich structures under various indenter geometries. *Materials* 2017; 10: 290.
- [98] Dikshit V, Nagalingam AP, Yap YL, et al. Crack monitoring and failure investigation on inkjet printed sandwich structures under quasi-static indentation test. *Materials & Design* 2018; 137: 140–151.
- [99] Dikshit V, Nagalingam AP, Goh GD, et al. Quasi-static indentation analysis on three-dimensional printed continuous-fiber sandwich composites. *Journal of Sandwich Structures & Materials* 2021; 23: 385–404.

- [100] Goh GD, Neo SJC, Dikshit V, et al. Quasi-static indentation and sound-absorbing properties of 3D printed sandwich core panels. *Journal of Sandwich Structures & Materials* 2022; 24: 1206–1225.
- [101] Essassi K, Rebiere J-L, Mahi AE, et al. Health monitoring of sandwich composites with auxetic core subjected to indentation tests using acoustic emission. *Structural Health Monitoring* 2022; 21: 2264–2275.
- [102] Crupi V, Epasto G, Guglielmino E. Collapse modes in aluminium honeycomb sandwich panels under bending and impact loading. *International Journal of Impact Engineering* 2012; 43: 6–15.
- [103] Li T, Liu F, Wang L. Enhancing indentation and impact resistance in auxetic composite materials. *Composites Part B: Engineering* 2020; 198: 108229.
- [104] Wannarong D, Singhanart T. A Review of Sandwich Composite Structures with 3D Printed Honeycomb Cores. *Engineering Journal* 2022; 26: 27–39.
- [105] Belingardi G, Martella P, Peroni L. Fatigue analysis of honeycomb-composite sandwich beams. *Composites Part A: applied science and manufacturing* 2007; 38: 1183–1191.
- [106] Ma M, Yao W, Jiang W, et al. Fatigue behavior of composite sandwich panels under three point bending load. *Polymer Testing* 2020; 91: 106795.
- [107] Medel F, Abad J, Esteban V. Stiffness and damping behavior of 3D printed specimens. *Polymer Testing* 2022; 109: 107529.
- [108] Boldrin L, Hummel S, Scarpa F, et al. Dynamic behaviour of auxetic gradient composite hexagonal honeycombs. *Composite Structures* 2016; 149: 114–124.
- [109] Wang R, Shang J, Li X, et al. Vibration and damping characteristics of 3D printed Kagome lattice with viscoelastic material filling. *Scientific reports* 2018; 8: 1–13.
- [110] Rajpal R, Lijesh KP, Gangadharan KV. Parametric studies on bending stiffness and damping ratio of sandwich structures. *Additive Manufacturing* 2018; 22: 583–591.
- [111] Daoud H, Rebiere J-L, Makni A, et al. Numerical and experimental characterization of the dynamic properties of flax fiber reinforced composites. *International Journal of applied mechanics* 2016; 8: 1650068.
- [112] Duc F, Bourban P-E, Plummer CJG, et al. Damping of thermoset and thermoplastic flax fibre composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2014; 64: 115–123.
- [113] El-Hafidi A, Gning PB, Piezel B, et al. Determination of dynamic properties of flax fibres reinforced laminate using vibration measurements. *Polymer Testing* 2017; 57: 219–225.
- [114] Assarar M, Zouari W, Sabhi H, et al. Evaluation of the damping of hybrid carbon–flax reinforced composites. *Composite Structures* 2015; 132: 148–154.
- [115] Rahman MZ, Jayaraman K, Mace BR. Vibration damping of flax fibre-reinforced polypropylene composites. *Fibers and Polymers* 2017; 18: 2187–2195.

- [116] Berthelot J-M, Sefrani Y. Damping analysis of unidirectional glass and Kevlar fibre composites. *Composites science and technology* 2004; 64: 1261–1278.
- [117] Gao Y, Li Y, Hong Y, et al. Modeling of the damping properties of unidirectional carbon fibre composites. *Polymers and Polymer Composites* 2011; 19: 119–122.
- [118] Hwang SJ, Gibson RF. Contribution of interlaminar stresses to damping in thick laminated composites under uniaxial extension. *Composite structures* 1992; 20: 29–35.
- [119] Daoud H, El Mahi A, Rebiere J-L, et al. Characterization of the vibrational behaviour of flax fibre reinforced composites with an interleaved natural viscoelastic layer. *Applied acoustics* 2017; 128: 23–31.
- [120] Rueppel M, Rion J, Dransfeld C, et al. Damping of carbon fibre and flax fibre angle-ply composite laminates. *Composites Science and Technology* 2017; 146: 1–9.
- [121] Sharif U, Sun B, Hussain S, et al. Dynamic behavior of sandwich structures with magnetorheological elastomer: a review. *Materials* 2021; 14: 7025.
- [122] Tsai S-N, Taylor AC. Vibration behaviours of single/multi-debonded curved composite sandwich structures. *Composite Structures* 2019; 226: 111291.
- [123] Chen Y-L, Wang X-T, Ma L. Damping mechanisms of CFRP three-dimensional double-arrow-head auxetic metamaterials. *Polymer Testing* 2020; 81: 106189.
- [124] Wang Y, Zhang Z, Xue X, et al. Free vibration analysis of composite sandwich panels with hierarchical honeycomb sandwich core. *Thin-Walled Structures* 2019; 145: 106425.
- [125] Essassi K, Rebiere J-L, Mahi AE, et al. Experimental and numerical analysis of the dynamic behavior of a bio-based sandwich with an auxetic core. *Journal of Sandwich Structures & Materials* 2021; 23: 1058–1077.
- [126] Essassi K, Rebiere J-L, El Mahi A, et al. Dynamic characterization of a bio-based sandwich with auxetic core: Experimental and numerical study. *International Journal of Applied Mechanics* 2019; 11: 1950016.
- [127] Masmoudi S, El Mahi A, Turki S. Fatigue behaviour and structural health monitoring by acoustic emission of E-glass/epoxy laminates with piezoelectric implant. *Applied Acoustics* 2016; 108: 50–58.
- [128] Maillet E, Baker C, Morscher GN, et al. Feasibility and limitations of damage identification in composite materials using acoustic emission. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2015; 75: 77–83.
- [129] Mahi AE, Daoud H, Rebiere J-L, et al. Damage mechanisms characterization of flax fibers-reinforced composites with interleaved natural viscoelastic layer using acoustic emission analysis. *Journal of Composite Materials* 2019; 53: 2623–2637.
- [130] Bravo A, Toubal L, Koffi D, et al. Characterization of tensile damage for a short birch fiber-reinforced polyethylene composite with acoustic emission. *Int J Mater Sci* 2013; 3: 79–89.

- [131] Bouchak M, Farrow IR, Bond IP, et al. Acoustic emission energy as a fatigue damage parameter for CFRP composites. *International Journal of Fatigue* 2007; 29: 457–470.
- [132] El Mahi A, Salem IB, Assarar M, et al. Analyse par emission acoustique de l'endommagement des materiaux. *chez 10ème Congrès Français d'Acoustique*.
- [133] Kersani M, Lomov SV, Van Vuure AW, et al. Damage in flax/epoxy quasi-unidirectional woven laminates under quasi-static tension. *Journal of composite materials* 2015; 49: 403–413.
- [134] Aslan M. Investigation of damage mechanism of flax fibre LPET commingled composites by acoustic emission. *Composites Part B: Engineering* 2013; 54: 289–297.
- [135] Xu P, Zhou Z, Liu T, et al. In-situ damage assessment of FML joints under uniaxial tension combining with acoustic emission and DIC: Geometric influence on damage formation. *Thin-Walled Structures* 2022; 170: 108515.
- [136] Barile C, Casavola C, Pappalettera G, et al. Application of different acoustic emission descriptors in damage assessment of fiber reinforced plastics: A comprehensive review. *Engineering Fracture Mechanics* 2020; 235: 107083.
- [137] Rishikesan V, Chaturvedi B, Arunachalam N. Characterisation of drilling-induced damage in GFRP honeycomb sandwich composites using acoustic emission. *Procedia Manufacturing* 2021; 53: 664–672.
- [138] Harizi W, Anjoul J, Santamaría VAA, et al. Mechanical behavior of carbon-reinforced thermoplastic sandwich composites with several core types during three-point bending tests. *Composite Structures* 2021; 262: 113590.
- [139] Saeedifar M, Zarouchas D. Damage characterization of laminated composites using acoustic emission: A review. *Composites Part B: Engineering* 2020; 195: 108039.
- [140] Liu PF, Chu JK, Liu YL, et al. A study on the failure mechanisms of carbon fiber/epoxy composite laminates using acoustic emission. *Materials & Design* 2012; 37: 228–235.
- [141] Nimdum P, Renard J. Use of acoustic emission to discriminate damage modes in carbon fibre reinforced epoxy laminate during tensile and buckling loading. In: *ECCM 15-15th European Conference on Composite Materials*. 2012, pp. 8-p.
- [142] Ceysson O, Salvia M, Vincent L. Damage mechanisms characterization of carbon fiber/epoxy composite laminates by both electrical resistance measurements and acoustic emission analysis. *Scripta Materialia*; 34.
- [143] Godin N, Huguet S, Gaertner R. Integration of the Kohonen's self-organising map and k-means algorithm for the segmentation of the AE data collected during tensile tests on cross-ply composites. *Ndt & E International* 2005; 38: 299–309.
- [144] Chen O, Karandikar P, Takeda N, et al. Acoustic emission characterization of a glass-matrix composite. *Nondestructive testing and evaluation* 1992; 8: 869–878.
- [145] Kotsikos G, Evans JT, Gibson AG, et al. Use of acoustic emission to characterize corrosion fatigue damage accumulation in glass fiber reinforced polyester laminates. *Polymer composites* 1999; 20: 689–696.

- [146] Barré S, Benzeggagh ML. On the use of acoustic emission to investigate damage mechanisms in glass-fibre-reinforced polypropylene. *Composites science and technology* 1994; 52: 369–376.
- [147] Woo S-C, Kim T-W. High-strain-rate impact in Kevlar-woven composites and fracture analysis using acoustic emission. *Composites Part B: Engineering* 2014; 60: 125–136.
- [148] Quispitupa A, Shafiq B, Just F, et al. Acoustic emission based tensile characteristics of sandwich composites. *Composites Part B: Engineering* 2004; 35: 563–571.
- [149] Masmoudi S, El Mahi A, El Guerjouma R. Mechanical behaviour and health monitoring by acoustic emission of sandwich composite integrated by piezoelectric implant. *Composites Part B: Engineering* 2014; 67: 76–83.
- [150] Oz FE, Ersoy N, Lomov SV. Do high frequency acoustic emission events always represent fibre failure in CFRP laminates? *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2017; 103: 230–235.
- [151] Ranjbar M, Boldrin L, Scarpa F, et al. Vibroacoustic optimization of anti-tetrachiral and auxetic hexagonal sandwich panels with gradient geometry. *Smart Materials and Structures* 2016; 25: 054012.
- [152] Huang J, Zhang Q, Scarpa F, et al. Multi-stiffness topology optimization of zero Poisson's ratio cellular structures. *Composites Part B: Engineering* 2018; 140: 35–43.
- [153] Nanovia PLA Lin : Renforcé de fibres de lin : Nanovia, <https://nanovia.tech/ref/pla-lin/> (accessed 12 January 2023).
- [154] Unterweger C, Brüggemann O, Fürst C. Synthetic fibers and thermoplastic short-fiber-reinforced polymers: Properties and characterization. *Polym Compos* 2014; 35: 227–236.
- [155] Towo AN, Ansell MP. Fatigue evaluation and dynamic mechanical thermal analysis of sisal fibre–thermosetting resin composites. *Composites Science and Technology* 2008; 68: 925–932.
- [156] Mylsamy K, Rajendran I. The mechanical properties, deformation and thermomechanical properties of alkali treated and untreated Agave continuous fibre reinforced epoxy composites. *Materials & Design* 2011; 32: 3076–3084.
- [157] Duc F, Bourban PE, Månson J-A. The role of twist and crimp on the vibration behaviour of flax fibre composites. *Composites science and technology* 2014; 102: 94–99.
- [158] Duc F, Bourban P-E, Månson J-AE. Dynamic mechanical properties of epoxy/flax fibre composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 2014; 33: 1625–1633.
- [159] Azwa ZN, Yousif BF, Manalo AC, et al. A review on the degradability of polymeric composites based on natural fibres. *Materials & Design* 2013; 47: 424–442.
- [160] Bouzouita S. *Optimisation des interfaces fibre-matrice de composites à renfort naturel*. PhD Thesis, Ecole Centrale de Lyon; Ecole Nationale d'Ingénieurs de Monastir, 2011.

- [161] Lebaupin Y. *Comportement à l'impact et post-impact d'un composite lin/polyamide 11 élaboré par thermocompression*. PhD Thesis, Chasseneuil-du-Poitou, Ecole nationale supérieure de mécanique et d ..., 2016.
- [162] NF T25-501-2. *Afnor EDITIONS*, <https://www.boutique.afnor.org/fr-fr/norme/nf-t255012/fibres-de-renfort-fibres-de-lin-pour-composites-plastiques-partie-2-determi/fa059503/44866> (accessed 21 January 2023).
- [163] Lefeuvre A. *Contribution à l'étude des propriétés des fibres de lin (Linum Usitatissimum L., variétés Marilyn et Andréa) en fonction des pratiques culturelles sur le plateau du Neubourg. Fibres destinées au renforcement de matériaux composites*. PhD Thesis, Rouen, 2014.
- [164] Charlet K. *Contribution à l'étude de composites unidirectionnels renforcés par des fibres de lin: relation entre la microstructure de la fibre et ses propriétés mécaniques*. PhD Thesis, Université de Caen/Basse-Normandie, 2008.
- [165] Baley C, Bourmaud A. Average tensile properties of French elementary flax fibers. *Materials letters* 2014; 122: 159–161.
- [166] Khalfallah M, Abbès B, Abbès F, et al. Innovative flax tapes reinforced Acrodur biocomposites: A new alternative for automotive applications. *Materials & Design* 2014; 64: 116–126.
- [167] Martin O, Avérous L. Poly (lactic acid): plasticization and properties of biodegradable multiphase systems. *Polymer* 2001; 42: 6209–6219.
- [168] Nugroho P, Mitomo H, Yoshii F, et al. Degradation of poly (L-lactic acid) by  $\gamma$ -irradiation. *Polymer Degradation and Stability* 2001; 72: 337–343.
- [169] Matuana LM. Solid state microcellular foamed poly (lactic acid): morphology and property characterization. *Bioresource technology* 2008; 99: 3643–3650.
- [170] Lim L-T, Auras R, Rubino M. Processing technologies for poly (lactic acid). *Progress in polymer science* 2008; 33: 820–852.
- [171] Pilla S, Kramschuster A, Yang L, et al. Microcellular injection-molding of polylactide with chain-extender. *Materials Science and Engineering: C* 2009; 29: 1258–1265.
- [172] Rasal RM, Janorkar AV, Hirt DE. Poly (lactic acid) modifications. *Progress in polymer science* 2010; 35: 338–356.
- [173] Kale G, Auras R, Singh SP. Comparison of the degradability of poly (lactide) packages in composting and ambient exposure conditions. *Packaging Technology and Science: An International Journal* 2007; 20: 49–70.
- [174] Patel M, Marscheider-Weidemann F, Schleich J, et al. Techno-economic feasibility of large-scale production of bio-based polymers in Europe. *Technical Report EUR*; 22103.
- [175] Shen L, Haufe J, Patel MK. Product overview and market projection of emerging bio-based plastics PRO-BIP 2009. *Report for European polysaccharide network of excellence (EPNOE) and European bioplastics* 2009; 243: 1–245.

- [176] Balla E, Daniilidis V, Karlioti G, et al. Poly(lactic Acid): A Versatile Biobased Polymer for the Future with Multifunctional Properties—From Monomer Synthesis, Polymerization Techniques and Molecular Weight Increase to PLA Applications. *Polymers* 2021; 13: 1822.
- [177] Jahno VD, Mendes Ribeiro GB, dos Santos LA, et al. Chemical synthesis and in vitro biocompatibility tests of poly (l-lactic acid). *Journal of Biomedical Materials Research Part A: An Official Journal of The Society for Biomaterials, The Japanese Society for Biomaterials, and The Australian Society for Biomaterials and the Korean Society for Biomaterials* 2007; 83: 209–215.
- [178] Le Duigou A, Davies P, Baley C. Interfacial bonding of Flax fibre/Poly (l-lactide) biocomposites. *Composites Science and technology* 2010; 70: 231–239.
- [179] Le Duigou A, Davies P, Baley C. Macroscopic analysis of interfacial properties of flax/PLLA biocomposites. *Composites Science and Technology* 2010; 70: 1612–1620.
- [180] Bax B, Müssig J. Impact and tensile properties of PLA/Cordenka and PLA/flax composites. *Composites science and technology* 2008; 68: 1601–1607.
- [181] Oksman K, Skrifvars M, Selin J-F. Natural fibres as reinforcement in polylactic acid (PLA) composites. *Composites science and technology* 2003; 63: 1317–1324.
- [182] Le Duigou A, Davies P, Baley C. Seawater ageing of flax/poly (lactic acid) biocomposites. *Polymer Degradation and Stability* 2009; 94: 1151–1162.
- [183] Van den Oever MJA, Beck B, Müssig J. Agrofibre reinforced poly (lactic acid) composites: Effect of moisture on degradation and mechanical properties. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2010; 41: 1628–1635.
- [184] Davies P, Baley C, Le Duigou A. Etude de la liaison interfaciale fibre de lin/acide poly (L-lactique)= Study of interfacial bonding of Flax fibre/Poly (L-lactide). In: *JNC 16*. AMAC, 2009, pp. 10-p.
- [185] Krawczak P. Essais des plastiques renforcés Techniques de l'Ingénieur. *traité plastiques et composites* 1997; 1–26.
- [186] Graupner N, Herrmann AS, Müssig J. Natural and man-made cellulose fibre-reinforced poly (lactic acid)(PLA) composites: An overview about mechanical characteristics and application areas. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 2009; 40: 810–821.
- [187] Vahlas C, Corbel S, Fournée V. DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE LORRAINE.
- [188] Standard A. D638: Standard test method for tensile properties of plastics. *West Conshohocken (PA): ASTM International*.
- [189] Standard Test Method for Flatwise Compressive Properties of Sandwich Cores, [https://www.astm.org/c0365\\_c0365m-22.html](https://www.astm.org/c0365_c0365m-22.html) (accessed 3 February 2023).
- [190] ASTM C393/C393M –16. Standard test method for core shear properties of sandwich constructions by beam flexure, West Conshohocken: PA: ASTM, 2016.

- [191] ASTM Standard D 790-86, Flexural properties of unreinforced and reinforced plastics and electrical insulating materials, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1986.
- [192] Drake ML. The ASTM E-756 Damping Standard—The good, the dangerous, and the pitfalls. *The Journal of the Acoustical Society of America* 1989; 86: S50–S50.
- [193] De Silva CW. *Vibration: fundamentals and practice*. CRC press, 2006.
- [194] Gay D, Hoa SV. *Composite materials: design and applications*. CRC press, 2007.
- [195] Lamanna E, Gupta N, Cappa P, et al. Evaluation of the dynamic properties of an aluminum syntactic foam core sandwich. *Journal of Alloys and Compounds* 2017; 695: 2987–2994.
- [196] Lamy F. *Analyse du Processus de Fissuration dans le Bois sous Sollicitations Mécanique et Climatique: Apports de l'Emission Acoustique*. PhD Thesis, Limoges, 2016.
- [197] Likas A, Vlassis N, Verbeek JJ. The global k-means clustering algorithm. *Pattern recognition* 2003; 36: 451–461.
- [198] Calabrese L, Proverbio E. A review on the applications of acoustic emission technique in the study of stress corrosion cracking. *Corrosion and Materials Degradation* 2020; 2: 1–30.
- [199] NOESIS software, advanced acoustic emission data analysis pattern recognition and neural networks, 2004. (Cité page 73.).
- [200] Lu C, Qi M, Islam S, et al. Mechanical performance of 3D-printing plastic honeycomb sandwich structure. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 2018; 5: 47–54.
- [201] Ungar EE, Kerwin Jr EM. Loss factors of viscoelastic systems in terms of energy concepts. *The Journal of the acoustical Society of America* 1962; 34: 954–957.
- [202] Adams RD, Bacon DGC. Effect of fibre orientation and laminate geometry on the dynamic properties of CFRP. *Journal of Composite Materials* 1973; 7: 402–428.
- [203] Standard ISO, ISO B. Plastics—Determination of flexural properties. *ISO Geneva, Switzerland*.
- [204] Kimya - embedding Additive into Manufacturing | Lab - Materials - Factory. *Kimya.fr*, <https://www.kimya.fr/en/> (accessed 14 June 2023).
- [205] Foulon A. *Détermination de la signature acoustique de la corrosion des composites SVR (stratifiés verre résine)*. PhD Thesis, Compiègne, 2015.
- [206] Choudhry NK, Panda B, Kumar S. In-plane energy absorption characteristics of a modified re-entrant auxetic structure fabricated via 3D printing. *Composites Part B: Engineering* 2022; 228: 109437.

- [207] Kumar S, Ubaid J, Abishera R, et al. Tunable energy absorption characteristics of architected honeycombs enabled via additive manufacturing. *ACS applied materials & interfaces* 2019; 11: 42549–42560.





**Titre :** Analyse du comportement statique et dynamique d'un composite sandwich à âme architecturée et constituants naturels : optimisation des formes de l'âme auxétique.

**Mots clés :** Structure architecturée, impression 3D, métamatériaux, auxétique, composite biosourcé, fatigue, amortissement, émission acoustique.

**Résumé :**

L'objectif de cette thèse est l'étude statique, dynamique et vibratoire de composites sandwichs à structures architecturées et biosourcées. Ces métamatériaux sont conçus et optimisés avec différentes formes architecturées dont certains ont un comportement auxétique. Ces matériaux biosourcés sont élaborés par la technique dite de la fabrication additive « impression 3D ». La résine et les fibres sont choisies en raison de leur caractère renouvelable et biodégradable : résine PLA (l'acide polylactique) et fibres courtes de lin (Lin/PLA). Les éprouvettes sont imprimées avec différentes géométries (familles hexagonales et chirales) et différents nombres de cellules élémentaires suivant la largeur des éprouvettes. Tout d'abord, les propriétés du matériau imprimé sont déterminées et comparées à celles du fournisseur. Puis les propriétés élastiques des structures architecturées sollicitées à des chargements de traction et de compression sont présentées.

L'étude du comportement des sandwichs sous chargement quasi-statique de flexion et d'indentation est réalisée ; les résultats des différentes architectures et pour différents nombres de cellules sont proposés. Des calculs par éléments finis sont développés. Ces simulations numériques sont effectuées en parallèles à des essais expérimentaux. Pour tous les essais, un suivi par émission acoustique (EA) ainsi que des observations microscopiques sont réalisés afin d'identifier les mécanismes d'endommagement et leur évolution. Les propriétés des sandwichs sont étudiées en fatigue pour estimer leurs capacités à dissiper l'énergie. Enfin, des études expérimentales et des simulations numériques du comportement vibratoire des structures architecturées sont réalisées. L'influence de la topologie de la cellule élémentaire dans l'amortissement des structures architecturées est discutée. Les modules de rigidité des structures sont ainsi comparés entre eux afin de mieux comprendre les performances dynamiques de ces métamatériaux.

**Title :** Static and dynamic behavior Analysis of a sandwich composites with an architectural cores and natural constituents : auxetic core shapes optimization.

**Keywords :** Architectural structures, 3D printing, Metamaterials, auxetic, bio-based composite, fatigue, damping, acoustic emission.

**Abstract :**

The objective of this thesis is to study mechanical behavior of composite sandwich with biosourced architectural structures. These metamaterials are designed and optimized with different architectural shapes: some have auxetic behavior. These biosourced materials are produced using the additive manufacturing technique "3D printing". Resin and fibers are chosen for their renewable and biodegradable character: PLA resin (polylactic acid) and short flax fibers (flax/PLA). Specimens are printed with different geometries (hexagonal and chiral families) and different numbers of elementary cells, depending on specimen width. First, the properties of the printed material are determined and compared with those of the supplier. Next, the elastic properties of all architectural structures subjected to tensile and compressive loading are presented. The behavior of the sandwiches under static

bending and indentation loading is studied, and the results of the different architectures for different numbers of cells are presented. Finite element calculations are developed; these numerical simulations are carried out in parallel with the experimental tests. For all experimental tests, acoustic emission (AE) monitoring and microscopic observations are carried out to identify damage mechanisms and their evolution. Sandwich properties are studied in fatigue to assess their ability to dissipate energy. Finally, experimental studies and numerical simulations of the vibratory behavior of architecturally-engineered structures are carried out. The influence of the topology of the elementary cell on the damping behavior of architecturally-engineered structures is discussed. The stiffness moduli of the structures are compared with each other to better understand the dynamic performance of these metamaterials.