



N°d'ordre NNT : 2019LYSE1332

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée au sein de
l'Université Claude Bernard Lyon 1
Ecole Doctorale 162
MÉCANIQUE, ÉNERGÉTIQUE, GÉNIE CIVIL, ACOUSTIQUE

Spécialité de doctorat : Génie Civil
Discipline : Matériaux et Structures

Soutenue publiquement le 13/12/2019, par :

Khaled Djama

Comportement mécanique d'un panneau sandwich à peaux hybrides et à âme renforcée par des connecteurs en GFRP. Etude expérimentale et numérique.

Devant le jury composé de :

Amna Rekik	Maître de conférences HDR	Université d'Orléans	Rapporteuse
Amen Agbossou	Professeur des universités	Université de Savoie	Rapporteur
Thouraya Baranger	Professeure des universités	Université de Lyon	Examinatrice
Catherine Davy	Professeure des universités	Ecole Centrale de Lille	Examinatrice
David Bigaud	Professeur des universités	Polytech Angers	Examineur
Julia De Castro	Chargée de cours	EPFL	Examinatrice
San Román			
Aron Gabor	Maître de conférences HDR	Université de Lyon	Directeur de thèse
Laurent Michel	Maître de conférences	Université de Lyon	Co-directeur de thèse
Myriam Masson	Directrice Com & Marketing	Saertex France	Invitée

UNIVERSITE CLAUDE BERNARD – LYON 1

Président de l'Université

Président du Conseil Académique

Vice-président du Conseil d'administration

Vice-président du Conseil Formation et Vie Universitaire

Vice-président de la Commission Recherche

Directrice Générale des Services

M. le Professeur Frédéric FLEURY

M. le Professeur Hamda BEN HADID

M. le Professeur Didier REVEL

M. le Professeur Philippe CHEVALIER

M. le Professeur Fabrice VALLEE

Mme Dominique MARCHAND

COMPOSANTES SANTE

Faculté de Médecine Lyon Est – Claude Bernard

Faculté de Médecine et de Maïeutique Lyon

Sud – Charles Mérieux

Faculté d'Odontologie

Institut des Sciences Pharmaceutiques et Biologiques

Institut des Sciences et Techniques de la Réadaptation

Département de Formation et Centre de Recherche
en Biologie Humaine

Directeur : M. le Professeur G. RODE

Directeur : Mme la Professeure C. BURILLON

Directeur : M. le Professeur D. BOURGEOIS

Directeur : Mme la Professeure C. VINCIGUERRA

Directeur : M. X. PERROT

Directeur : Mme la Professeure A-M. SCHOTT

COMPOSANTES ET DEPARTEMENTS DE SCIENCES ET TECHNOLOGIE

Faculté des Sciences et Technologies

Département Biologie

Département Chimie Biochimie

Département GEP

Département Informatique

Département Mathématiques

Département Mécanique

Département Physique

UFR Sciences et Techniques des Activités
Physiques et Sportives

Observatoire des Sciences de l'Univers de Lyon

Polytech Lyon

Ecole Supérieure de Chimie Physique Electronique

Institut Universitaire de Technologie de Lyon 1

Ecole Supérieure de Professorat et de l'Education

Institut de Science Financière et d'Assurances

Directeur : M. F. DEMARCHI

Directeur : M. le Professeur F. THEVENARD

Directeur : Mme C. FELIX

Directeur : M. Hassan HAMMOURI

Directeur : M. le Professeur S. AKKOUCHE

Directeur : M. le Professeur G. TOMANOV

Directeur : M. le Professeur H. BEN HADID

Directeur : M. le Professeur J-C PLENET

Directeur : M. Y. VANPOULLE

Directeur : M.B. GUIDERDONI

Directeur : M. le Professeur E. PERRIN

Directeur : M. G. PIGNAULT

Directeur : M. le Professeur C. VITON

Directeur : M. le Professeur A. MOUGNIOTTE

Directeur : M. N. LEBOISNE

Remerciements

En premier lieu, je remercie mon directeur de thèse Aron Gabor pour son encadrement de qualité et ses conseils avisés tout au long de ces trois années et particulièrement pendant la période de rédaction. Je voudrais également exprimer ma reconnaissance à mon co-directeur de thèse Laurent Michel pour sa confiance et son soutien durant les différentes phases de ce travail. Sa disponibilité et son œil critique, tant lors des essais expérimentaux que pendant l'analyse des résultats, m'ont été d'une grande aide. Je tiens à remercier le directeur du Laboratoire des Matériaux Composites pour la Construction (LMC2), Emmanuel Ferrier, de m'avoir donné l'opportunité de mener ses recherches au travers du projet FUI PrintCim.

Mes remerciements les plus sincères aux rapporteurs et aux examinateurs du jury pour avoir accepté d'évaluer ce travail.

Je remercie les différents partenaires industriels (*Saint-Gobain Weber, Mecanumeric, Cogitech* et *Saertex*) pour les échanges constructifs que nous avons pu avoir lors des différents comités de pilotage. Merci à Thang Le et Alexandre Govin pour les scans optiques des surfaces en GFRP.

J'exprime ma gratitude à l'égard de l'équipe technique du laboratoire qui se compose d'Emmanuel Janin et de Norbert Cottet. Le travail expérimental présenté dans cette thèse n'aurait pu être mené sans la mise à disposition de leurs compétences.

Ces trois ans passés au LMC2 ont été plaisantes par la bonne humeur de ses membres. Je voudrais leur exprimer ma sympathie. A mes collègues de bureau Omayma, Antoine, Giuseppe et Mohamed, ne changez rien.

A ma maman sans qui je ne serais pas ce que je suis, à mon papa et à mes deux sœurs, je vous aime.

« Il n'y a rien de si parfait dans le monde qui n'ait ses défauts » J-F Sénault. Je tiens à m'excuser par avance envers les lecteurs qui estimeront que ce travail pourrait être amélioré d'une façon ou d'une autre. L'homme n'est qu'une créature minuscule avec un temps et un espace limité dans le vaste univers de dieu.

Khaled
Lyon, Septembre 2019

Résumé

L'utilisation des panneaux sandwichs dans le domaine du génie civil est de plus en plus importante car ils présentent des atouts indiscutables comme un très bon rapport performance mécanique / poids ou une mise en œuvre facile et rapide. Cependant, leur essor est ralenti par certaines faiblesses comme une flèche de cisaillement conséquente, des instabilités locales dans le cas de peaux fines en composites et un comportement au feu souvent médiocre quand les panneaux sont constitués de polymères. Une des solutions au cisaillement de l'âme est l'utilisation de raidisseurs ou de connecteurs. L'introduction de matériaux minéraux dans les peaux enveloppe les panneaux et les ignifuge d'une part, et répond à la problématique d'instabilité locale par les bonnes propriétés en compression de ces matériaux d'autre part.

Cette thèse traite du comportement mécanique d'un panneau sandwich composé de peaux hybrides (couche minérale et couche en polymère renforcé par des fibres de verre) et d'une âme en mousse polyuréthane renforcée par des connecteurs en GFRP (Glass Fibre Reinforced Polymer). Ce travail a été découpé en trois parties : le comportement mécanique du panneau en GFRP, celui de l'interface entre les deux matériaux constituant les peaux, et la réponse de structure hybride à grande échelle. Cela s'est fait après une caractérisation expérimentale de chaque composant du panneau sandwich à l'échelle du matériau.

En premier, le comportement mécanique de la structure sandwich en GFRP a été étudié expérimentalement par des essais de compression, de cisaillement et de flexion trois points. Ensuite, il a été modélisé par éléments finis à l'aide du modèle d'Hashin. La simulation numérique a été validée par confrontation avec les résultats expérimentaux des essais cités précédemment. Ce modèle a permis la validation des observations expérimentales et la visualisation de la cinématique de l'endommagement. En fin de chapitre, l'influence des paramètres des connecteurs, tels que le module d'élasticité, l'inclinaison, le diamètre et la densité surfacique a été numériquement étudiée.

Dans le chapitre d'après, l'interface couche minérale – couche en GFRP a été caractérisée expérimentalement par des essais de traction et des essais push-out pour dégager les paramètres gouvernant le mode I et II. Six configurations d'interface ont été testées pour en retenir celle qui présente les meilleures propriétés mécaniques. Dans les quatre premières configurations, l'accroche mécanique a été améliorée par l'intermédiaire de la rugosité du substrat. Dans les deux dernières configurations, nous avons essayé de créer une meilleure

accroche chimique par l'application d'un primaire d'adhérence et l'ajout d'alcool polyvinylique. Un essai de flexion trois points a été effectué sur deux configurations de panneaux hybrides : avec l'interface de référence et l'interface où les meilleures propriétés mécaniques ont été enregistrées. Enfin, nous avons proposé une modélisation de la rupture de l'interface à l'aide du modèle de zone cohésive. Celui-ci a été validé par comparaison avec les résultats expérimentaux.

Dans le dernier chapitre, le comportement de panneaux de grande échelle a été étudié. Sur le plan expérimental, trois configurations ont été testées : l'épaisseur de l'âme et le grammage des fibres dans les peaux en GFRP ont été variés. Sur ces panneaux de 120 cm × 60 cm, deux configurations d'interface ont également été testées. Le modèle numérique proposé a été validé à cette échelle. Par la suite, il a été utilisé pour le dimensionnement des panneaux et la vérification des contraintes par rapport aux critères d'une utilisation en tant que panneaux de façade. Vis-à-vis des charges du vent, les critères de flèche et de contrainte sont satisfaits pour une portée de 2 m avec une épaisseur d'âme de 5 cm. La masse du panneau ne dépasse pas 21 kg/m². Enfin, l'utilisation de ces panneaux en tant que prédalles de plancher dans la réhabilitation de bâtiment a été évaluée par une étude de cas.

Mots Clés : génie civil, mécanique, multi-matériau, structure, panneau sandwich, âme renforcée, interface, mode I, mode II, push-out, cisaillement, flexion, simulation 3D, MEF.

Abstract

The use of sandwich panels in civil engineering is becoming increasingly important thanks to some certain advantages as a good stiffness to weight ratio and easy implementation. However, their growth is hindered by weak points as: significant shear deflection, indentation and buckling of thin composite skins, and fire issues when the panels are made of polymers. Utilization of ribs or connectors through the core can be a suitable answer to the shear issue. When the skins are made of mineral materials, the panels become fireproof and buckling is avoided by the appropriate compressive behaviour of such materials.

This thesis deals with the mechanical behaviour of a sandwich panel composed of hybrid skins (mineral layer and glass fibre reinforced polymer layer) and GFRP truss (glass fibre reinforced polymer) core. The study was split up into three parts: the mechanical behaviour of the GFRP panel, the interface issue between the materials that compose the hybrid skins, and the mechanical response of the large-scale hybrid panel. The cited parts were studied after a mechanical characterisation of each panel component at the material scale.

First, the mechanical behaviour of the GFRP structure was experimentally studied through compression, shear and three-point bending tests. Then, a finite element simulation using Hashin model was performed. The model was validated by comparison with the experimental curves of the cited tests. The visualization of the damage evolution confirmed experimental observations of failure modes. At the end of the chapter, the influence of connectors' geometrical and mechanical parameters (as modulus, inclination, diameter and square density) was studied.

The interface between the GFRP layer and the mineral one was first experimentally characterised through tensile and push-out tests to extract the mechanical parameters of mode I and II. Six interface configurations were tested to select the one that mechanically performed the best. In the first four configurations, the roughness of the substrate was increased to improve the mechanical cling. In the last two configurations, we attempted to improve the chemical adherence by applying a primary adhesive layer and by addition of polyvinyl alcohol. A three points bending test was performed on two configurations of hybrid panels: with the reference interface and the one that mechanically performed the best. A cohesive zone model was introduced to predict the interface damage. It was validated by comparison with the experimental data.

The mechanical behaviour of large-scale hybrid panels was studied in the last chapter. Experimentally, three configurations were tested: the core thickness and the fibre weight in the GFRP skins were changed. At this scale, two interface configurations were also tested. The proposed numerical model was validated regarding the large-scale experimental responses. Then, it was used to design sandwich structure against façade panels criteria. For a span of 2 m, the wind criterion was satisfied with a core thickness of 5 cm. The panel weight doesn't exceed 21 kg/m². Finally, the use of the studied sandwich structure as pre-slab panels was numerically assessed through a case study.

Keywords: civil engineering, mechanical engineering, multi-material, structure, sandwich panel, strengthened core, truss core, interface, mode I, mode II, push-out, shear, bending, 3D modeling, FEM.

Table des matières

Introduction	1
1 <i>Contexte</i>	2
2 <i>Objectifs et limites de ce travail</i>	3
3 <i>Organisation de la thèse</i>	4
Chapitre 1 Revue bibliographique	6
1 <i>Les applications des panneaux sandwichs dans le génie civil</i>	8
2 <i>Les matériaux composant les panneaux sandwichs</i>	9
3 <i>Problématiques mécaniques</i>	10
3.1 Les panneaux sandwichs dits conventionnels.....	10
3.2 Les panneaux sandwichs à âme non-conventionnelle	11
3.3 Problématiques des composites à renforts fibreux et à matrice organique.....	13
3.4 Problématiques des matériaux granulaires à liant minéral	14
4 <i>Comportement mécanique des panneaux sandwichs</i>	18
4.1 Modélisation analytique.....	19
4.2 Modélisation par éléments finis.....	28
4.3 Mécanique des matériaux composites à renforts fibreux et à matrice organique.....	32
4.4 Mécanique des matériaux granulaires à liant minéral.....	35
4.5 Mécanique des interfaces	38
<i>Conclusions</i>	52
Chapitre 2 Comportement mécanique du panneau sandwich en GFRP	54
1 <i>Le panneau sandwich : présentation et mode de fabrication</i>	56
2 <i>Caractérisation mécanique des composants du panneau en GFRP</i>	59
2.1 Caractérisation des connecteurs en GFRP	59
2.2 Caractérisation des peaux en GFRP.....	66
3 <i>Caractérisation expérimentale du comportement mécanique du panneau sandwich en GFRP</i>	71
3.1 Essai de compression	71

3.2	Essai de cisaillement.....	74
3.3	Essai de flexion trois-points.....	76
4	<i>Modélisation par éléments finis</i>	78
4.1	Maillage et modélisation linéaire.....	79
4.2	Modélisation non-linéaire : critère de rupture et évolution de l'endommagement.....	84
4.3	Influence du module d'élasticité et de la résistance en compression des connecteurs.....	93
4.4	Influence des paramètres géométriques des connecteurs.....	95
4.5	Modélisation du comportement élastique par des éléments barres pour les connecteurs.....	103
	<i>Conclusions</i>	104
Chapitre 3 Comportement mécanique à l'interface des deux matériaux des peaux hybrides.....		108
1	<i>Le panneau sandwich hybride : mise en œuvre de la couche minérale</i>	110
2	<i>Caractérisation du comportement mécanique du matériau minéral</i>	111
2.1	Essai de compression	111
2.2	Essai de traction	114
3	<i>Caractérisation mécanique de l'interface couche minérale – peau en GFRP</i>	116
3.1	Présentation des interfaces caractérisées	117
3.2	Caractérisation du mode I : Essai de traction.....	119
3.3	Caractérisation du mode II : Essai push-out.....	125
4	<i>Flexion trois-points sur panneaux hybrides</i>	131
5	<i>Modélisation EF : Rupture de la couche minérale et de l'interface</i>	133
5.1	Modélisation de la couche minérale	133
5.2	Modélisation de l'interface	138
5.3	Confrontation des résultats.....	140
	<i>Conclusions</i>	144
Chapitre 4 Comportement en flexion des panneaux sandwichs de grandes dimensions		146
1	<i>Essai de flexion sur des panneaux de 120 cm × 60 cm</i>	148
2	<i>Validation du modèle EF vis-à-vis des résultats des panneaux de 120 cm × 60 cm</i>	156
2.1	Modélisation des panneaux de 120 cm × 60 cm	157
2.2	Homogénéisation de l'âme	162

3	<i>Application comme panneau de façade</i>	165
4	<i>Application en tant que prédalles dans la réhabilitation de bâtiments</i>	168
	<i>Conclusions</i>	173
	Conclusions générales et perspectives	176
	Bibliographie	180
	ANNEXE A Fiches produit des matériaux utilisés	190
	ANNEXE B Comparaison des propriétés mécaniques de l'âme étudiée avec d'autres solutions	193
	ANNEXE C Résultats de caractérisation de la peau en GFRP BD800	194
	ANNEXE D Confrontation des résultats de modélisation des panneaux BD400_10 et BD800_20 avec les résultats expérimentaux	196
	ANNEXE E Classement reVETIR pour les panneaux de façade	198
1	<i>Résistance aux actions du vent</i>	199
2	<i>La tenue aux chocs</i>	201
3	<i>Comportement en cas d'incendie</i>	206
	ANNEXE F Réponses mécaniques sous des sollicitations de chocs de corps mou	210
	ANNEXE G Essais préliminaires à l'étude des fixations	212

Liste des figures

Figure 1.1 Quelques application des panneaux sandwichs dans le génie civil : a) Passerelle piétonne [9]. b) Planchers et toitures [1]. c) Mur-rideau [10]. Panneau de façade [11].	9
Figure 1.2 Illustration des matériaux constituant les panneaux sandwichs.	10
Figure 1.3 Problématiques des panneaux sandwichs fléchis avec une âme dite conventionnelle : a) Ecrasement local de la peau supérieure. b) Cisaillement de l'âme.	11
Figure 1.4 Optimisation spatiale de dépôt de matière pour un essai de flexion trois points [15].	12
Figure 1.5 Techniques de fabrication des âmes architecturées : a) Impression 3D de polymère [20]. b) Découpage par pression d'eau d'une âme-treillis [21]. c) Perforation d'une plaque et mise en forme à l'aide d'un dispositif poinçon-matrice [22].	13
Figure 1.6 Instabilités des peaux fines en composite : a) Flambement local de la peau supérieure d'un panneau sandwich avec une âme en mousse. b) Flambement intracellulaire de la peau supérieure d'un panneau sandwich avec une âme architecturée. c) Flambement de la peau supérieure puis de l'âme architecturée d'un panneau sandwich.	14
Figure 1.7 Rupture d'un panneau sandwich fléchi, à l'interface entre la peau en composite minéral et l'âme en mousse polyuréthane [13].	15
Figure 1.8 Essai d'arrachement (Pull-out) entre des connecteurs en GFRP et une peau minérale [12].	16
Figure 1.9 Différents types de connecteurs en GFRP évalués par des essais d'arrachement [24].	17
Figure 1.10 Réponses de l'essai d'arrachement des configurations présentées dans la Figure 1.9 : (a) L4C ; (b) L3E ; (c) TEM ; (d) TAB [24].	18
Figure 1.11 Définition des paramètres géométriques des différentes couches.	20
Figure 1.12 Champs de déformation plausibles : comparaison entre la modélisation par couche équivalente et la modélisation couche par couche.	21
Figure 1.13 Position de l'axe neutre d'une section multicouche.	21
Figure 1.14 Continuité interlaminaire : comparaison du déplacement et des contraintes transverses dans une section monocouche et multicouche [25].	23
Figure 1.15 Théorie classique des multicouches, cisaillement traverse du 1 ^{er} ordre et formulation d'ordre supérieure : hypothèses et interprétation géométrique [25].	25
Figure 1.16 Déformations et contraintes du cisaillement transverse : Cisaillement du 1 ^{er} ordre et théorie de Vlasov-Reddy ($i = x, y$) [25].	25

Figure 1.17 Satisfaction de la condition de continuité interlaminaire : champs qualitatifs des déplacements plans et des contraintes de cisaillement transverse ($i = x, y$) [25].....	27
Figure 1.18 Liste non-exhaustive des familles d'élément finis.....	29
Figure 1.19 Illustration de la méthode implicite de Newton-Raphson.	30
Figure 1.20 Illustration de la méthode d'Euler explicite.	31
Figure 1.21 a) Champ de contraintes brut calculé aux points d'intégration (discontinu). b) Champ de contraintes pondéré aux nœuds et interpolé (continu).....	32
Figure 1.22 Modèle d'initiation et de propagation des fissures de Hillerborg et al. [59] : a) schéma de l'ouverture d'une fissure. b) exemples de fonctions $f(w)$ adoptées en pratique.	36
Figure 1.23 Comportement plastique retenus par Lubliner et al [61] : a) traction ; b) compression.....	38
Figure 1.24 a) adhésion directe. b) adhésion indirecte.....	39
Figure 1.25 Courbe qualitative de la force de liaison en fonction de la distance entre atomes [63].	41
Figure 1.26 Estimation de la qualité du mouillage par l'angle θ	42
Figure 1.27 Illustration de l'effet de la rugosité sur l'ancrage mécanique.....	42
Figure 1.28 Allure de la contrainte tangentielle en fonction de la rugosité.	43
Figure 1.29 Rupture d'interface : mode I, mode II et mode III.....	44
Figure 1.30 Modes de rupture d'une adhésion indirecte : rupture adhésive, cohésive et mixte.....	44
Figure 1.31 Essais de caractérisation d'interface : a) traction. b) pelage. c) clivage. d) cisaillement simple. e) essai pull-off. f) essai push-out. g) flexion sur éprouvette appuyée sur le substrat supérieur. h) flexion sur éprouvette appuyée sur le substrat inférieur d'un côté, et sur le substrat supérieur de l'autre. i) flexion sur éprouvette dont le substrat inférieur est pré-fissuré.	45
Figure 1.32 Distribution de la contrainte tangentielle à l'interface [64].....	46
Figure 1.33 Distribution de la contrainte tangentielle en fonction de la longueur de contact [65].	47
Figure 1.34 Contrainte ultime de cisaillement à l'interface en fonction de l'épaisseur du matériau intercalaire [65].	48
Figure 1.35 Modélisation d'une interface par des éléments ressorts [66] : a) état déformé de l'éprouvette. b) confrontation des résultats de la simulation avec les données expérimentales.	49
Figure 1.36 Modélisation d'une interface par le modèle tie-break [66] : a) état déformé de l'éprouvette. b) confrontation des résultats de la simulation avec les données expérimentales.	50
Figure 1.37 Présentation du modèle de zones cohésives.	51
Figure 1.38 Modèle de zones cohésives : quelques lois de comportement post-pic.	51

Figure 2.1 Première étape de la fabrication : insertion des fibres de verre dans la mousse polyuréthane.	57
Figure 2.2 Deuxième étape de fabrication : infusion sous vide.	58
Figure 2.3 Définition de la géométrie de l'âme : a) paramètres géométriques de la cellule unitaire. b) cellule unitaire complète formée de connecteurs de cellules unitaires adjacentes.	58
Figure 2.4 Illustration de l'essai de caractérisation des connecteurs en compression.	60
<i>Figure 2.5 Courbes contrainte - déformation de la caractérisation en compression des connecteurs.</i>	<i>61</i>
Figure 2.6 Illustration du profil de rupture en compression des connecteurs : a) instabilité de flambement de l'éprouvette. b) profil de rupture d'un connecteur après son flambement.	62
<i>Figure 2.7 Illustration de l'essai de caractérisation des connecteurs en traction.</i>	<i>63</i>
Figure 2.8 Courbes contrainte - déformation de la caractérisation en traction des connecteurs.	64
<i>Figure 2.9 Illustration du profil de rupture en traction des connecteurs : arrachement à la jonction peaux - connecteurs.</i>	<i>65</i>
Figure 2.10 Schématisation de la méthode de détermination du taux volumique de fibres dans les connecteurs.	65
Figure 2.11 Illustration de l'essai de caractérisation des peaux en GFRP.	67
Figure 2.12 Courbes contrainte - déformation de la caractérisation en traction des peaux en GFRP.	67
Figure 2.13 Illustration du profil de rupture en traction des peaux en GFRP.	70
Figure 2.14 Schématisation de la méthode de détermination du taux volumique de fibres dans les peaux en GFRP.	70
Figure 2.15 a) Photographie de l'essai de compression du panneau en GFRP. b) Schéma de l'essai et dimensions de l'éprouvette.	71
Figure 2.16 Courbe contrainte-déformation de l'essai de compression sur le panneau en GFRP.	72
Figure 2.17 Faciès de ruine de l'éprouvette de compression.	73
Figure 2.18 Courbe contrainte-déformation dans les connecteurs, déduites de l'essai de compression.	74
Figure 2.19 a) Photographie de l'essai de cisaillement sur le panneau sandwich en GFRP. b) Schéma et dimensions de l'essai.	74
Figure 2.20 Courbe contrainte-déformation de l'essai de cisaillement sur le panneau en GFRP.	75
Figure 2.21 Faciès de ruine des éprouvettes soumises à un cisaillement simple.	76
Figure 2.22 Présentation de l'essai de flexion trois-points : schéma et configurations testées.	76
Figure 2.23 Courbe force-flèche de l'essai de flexion trois-points sur le panneau en GFRP.	77
Figure 2.24 Faciès de ruine de la configuration 1 et 2 soumises à l'essai de flexion trois-points.	78
Figure 2.25 Régions d'application des conditions d'appui et des conditions de chargement surlignées en rouge. a) Régions d'application des conditions d'appui. b) Régions d'application des conditions de chargement.	81

Figure 2.26 Etude de convergence du maillage des connecteurs et des peaux vis-à-vis des tests de compression, de cisaillement et de flexion.....	82
Figure 2.27 Confrontation des résultats de la modélisation linéaire avec les courbes expérimentales (X est la valeur moyenne des modules d'élasticité des peaux et des connecteurs présentés le Tableau 2.8)	83
Figure 2.28 Influence des paramètres mécaniques non déterminés expérimentalement.....	84
Figure 2.29 Définition de l'énergie dissipée à la rupture.	87
Figure 2.30 a) Mode de rupture définie par le modèle d'Hashin. b) Mode de rupture des plis [0°,90°] de la peau.....	88
Figure 2.31 Confrontation des résultats de la modélisation non-linéaire avec les courbes expérimentales.	89
Figure 2.32 Confrontation des résultats de la modélisation de l'essai de flexion avec la prise en compte de la mousse polyuréthane.....	90
Figure 2.33 Cinématique de l'endommagement de l'essai de compression sur trois zones (cf. Figure 2.31).....	91
Figure 2.34 Cinématique de l'endommagement de l'essai de cisaillement sur trois zones (cf. Figure 2.31).	92
Figure 2.35 Cinématique de l'endommagement de l'essai de flexion sur trois zones (cf. Figure 2.31).	92
Figure 2.36 Influence du module d'élasticité et de la résistance en compression des connecteurs sur le comportement en compression.....	94
Figure 2.37 Influence du module d'élasticité et de la résistance en compression des connecteurs sur le comportement en cisaillement.	94
Figure 2.38 Influence du module d'élasticité et de la résistance en compression des connecteurs sur le comportement en flexion.....	94
Figure 2.39 Influence de l'inclinaison des connecteurs sur le comportement en compression.....	95
Figure 2.40 Influence de l'inclinaison des connecteurs sur le comportement en cisaillement.	96
Figure 2.41 Influence de l'inclinaison des connecteurs sur le comportement en flexion.	96
Figure 2.42 Influence du diamètre des connecteurs sur le comportement en compression.	97
Figure 2.43 Influence du diamètre des connecteurs sur le comportement en cisaillement.	98
Figure 2.44 Influence du diamètre des connecteurs sur le comportement en flexion.....	98
Figure 2.45 Influence de la densité surfacique des connecteurs sur le comportement en compression.	99
Figure 2.46 Influence de la densité surfacique des connecteurs sur le comportement en cisaillement.....	100
Figure 2.47 Influence de la densité surfacique des connecteurs sur le comportement en flexion.	101
Figure 2.48 Impact des connecteurs transversaux sur les réponses en compression, en cisaillement et en flexion.....	102
Figure 2.49 Comparaison de la rigidité flexionnelle entre la configuration initiale et la configuration sans connecteurs transversaux.	103

Figure 2.50 Modélisation du comportement en flexion par des éléments barre pour les connecteurs :	
robustesse du modèle en fonction de la portée.	104
Figure 3.1 a) Calles de 2 mm collées sur le panneau en GFRP. b) Coulage des couches minérales et maintien du panneau en GFRP.	111
Figure 3.2 Illustration de l'essai de caractérisation du matériau minéral en en compression.	112
Figure 3.3 Courbes contrainte – déformation de la caractérisation en compression du matériau minéral.....	113
Figure 3.4 Illustration du profil de rupture en compression du matériau minéral.	114
Figure 3.5 Illustration de l'essai de caractérisation du matériau minéral en en traction.	115
Figure 3.6 Courbes contrainte – déformation de la caractérisation en traction du matériau minéral.	115
Figure 3.7 Illustration du profil de rupture en traction du matériau minéral.	116
Figure 3.8 Préparation de l'interface (d) : (a) application d'une de résine époxy. (b) déversement du sable. ...	118
Figure 3.9 Les différentes configurations d'interface : (a) scan optique de la configuration de référence ; (b) et (c) utilisation de différents tissus d'arrachage pour augmenter la rugosité (scans optiques); (d) scan optique l'interface avec une couche intermédiaire de sable ; (e) interface avec primaire d'adhérence ; (f) ajout de 0,05% d'alcool polyvinylique.....	119
Figure 3.10 Matriçage du substrat des configurations (a), (b), (c) et (d) sur une pâte de ciment pour le scan optique.	119
Figure 3.11 Présentation de l'essai de caractérisation du mode I : Essai de traction.	120
Figure 3.12 Courbes force-déplacement de la caractérisation du mode I par l'essai de traction.	122
Figure 3.13 Illustration des modes de ruine enregistrés à la rupture de l'interface en mode I.	123
Figure 3.14 Comparaison des contraintes ultimes en mode I obtenues des différentes configurations d'interface testées.....	124
Figure 3.15 Variation de la contrainte ultime en mode I en fonction de la rugosité du substrat en GFRP.	125
Figure 3.16 Présentation de l'essai de caractérisation du mode II : Essai push-out.	126
Figure 3.17 Courbes force-déplacement de la caractérisation du mode II par l'essai de push-out.	127
Figure 3.18 Glissement à l'interface entre le matériau minéral et la peau en GFRP : interface (d), éprouvette 1.	128
Figure 3.19 Densité de probabilité des hauteurs enregistrées lors du scan optique des interfaces (a), (b), (c) et (d).	129
Figure 3.20 Illustration des modes de ruine enregistrés à la rupture de l'interface en mode II.	129

Figure 3.21 Comparaison des contraintes moyenne en mode II obtenues des différentes configurations d'interface testées.....	130
Figure 3.22 Réponse en flexion 3 points des panneaux hybrides avec l'interface (a) et (d).....	131
Figure 3.23 Illustration du mode de rupture des panneaux hybrides avec l'interface (a) et (d).	132
Figure 3.24 Comportement en traction et en compression dans le modèle CDP.....	134
Figure 3.25 Surface seuil du comportement élastique définie dans le plan déviatorique.	136
Figure 3.26 Etude de l'influence des paramètres du modèle plastique endommageable sur le comportement en traction.	137
Figure 3.27 Etude de l'influence des paramètres du modèle plastique endommageable sur le comportement en compression.	137
Figure 3.28 Confrontation de la réponse numérique avec les résultats expérimentaux de la caractérisation du matériau minérale.....	138
Figure 3.29 Loi de traction séparation gouvernant le comportement à l'interface.....	139
Figure 3.30 Flexion 3 points avec l'interface (a) : confrontation des résultats du modèle avec les courbes expérimentales.....	141
Figure 3.31 a) Vue globale de la rupture du spécimen simulé avec l'interface (a) à 8 mm de flèche. b) Mode de rupture expérimental.	142
Figure 3.32 Cartographie dans le plan de l'ouverture de fissure et du glissement à l'interface (a) à 3 mm de flèche.....	142
Figure 3.33 Flexion 3 points avec l'interface (d) : confrontation des résultats du modèle avec les courbes expérimentales.....	143
Figure 3.34 Distribution des contrainte normales dans les couches minérales à 3 mm de flèche et validation du mode de rupture de la modélisation.....	144
Figure 4.1 a) Illustration de l'essai de flexion sous chargement répartie. b) Schéma de l'essai, portée, position du capteur de déplacement et des jauges de déformation.....	149
Figure 4.2 Courbes expérimentales pression-flèche des différentes configurations de plaque soumises à un chargement réparti.	150
Figure 4.3 Illustration de la variation des rigidités flexionnelles en fonction du type de plaque testé.	152
Figure 4.4 Courbe expérimentales pression-déformation des différentes configurations de plaque testées. ...	153
Figure 4.5 a) Plaque BD800_20 avec l'interface (d). b) Plaque BD800_20 avec l'interface (d) pendant la phase de coulage.	154

Figure 4.6 Influence de l'interface (a) et (d) sur le comportement local et global de la configuration BD800_20.	155
Figure 4.7 Faciès de la multi-fissuration de la couche minérale inférieure de la configuration BD800_20 avec l'interface (a) et l'interface (d).	156
Figure 4.8 Rupture par cisaillement de la plaque 3 de la configuration BD800_20.....	156
Figure 4.9 a) Conditions aux limites appliquées dans la modélisation des panneaux de 120 cm × 60 cm. b) Types d'éléments finis dans le maillage et les degrés de libertés bloqués entre les connecteurs et les peaux en GFRP et entre les peaux en GFRP et les couches minérales.	158
Figure 4.10 Confrontation des résultats de la modélisation du panneau BD400_20 avec les courbes expérimentales.....	158
Figure 4.11 Réponse numérique de la distribution des contraintes σ_{xx} et σ_{xz} dans la section à mi-travée.....	159
Figure 4.12 Distribution de la contrainte σ_{xx} le long de la travée et visualisation de la propagation de la fissuration.....	161
Figure 4.13 Définition du volume élémentaire représentatif (uniquement les connecteurs en jaune font partie du VER).	162
Figure 4.14 Réponses du VER sous des sollicitations de compression et de cisaillement (réponses équivalentes pour le volume de 20 mm ³).....	163
Figure 4.15 Confrontation des résultats de la modélisation du panneau BD400_20 en homogénéisant l'âme, avec les courbes expérimentales.	165
Figure 4.16 Réponse du panneau façade_BD400_40 (portée de 2m) soumis à la pression et à la dépression uniforme du vent : confrontation avec les critères du classement reVETIR.....	167
Figure 4.17 Contraintes normales σ_{xx} dans la section du panneau façade_BD40_40 (portée de 2m) et taux de solicitation par rapport aux contraintes ultimes des matériaux.	167
Figure 4.18 Cas d'étude pour l'utilisation du panneau sandwich comme prédalles.	168
Figure 4.19 Choix de modélisation pour réduire la taille du maillage.....	169
Figure 4.20 Contraintes normales σ_{xx} dans la section critique du panneau et de de la poutre intermédiaire (à l'ELU).....	170
Figure 4.21 Flèche des sections critiques sous les combinaisons d'action de l'ELU et l'ELS : confrontation avec les critères de flèche usuels.	171
Figure 4.22 Schéma de principe pour éviter le cisaillement du revêtement de sol au droit de la jonction entre les panneaux.....	172
Figure 4.23 a) Principe de fixation du panneau par le blocage de la peau en GFRP inférieure. b) Principe de fixation du panneau par le blocage des deux peaux en GFRP avec un insert introduit pendant la fabrication.	172

Liste des tableaux

Tableau 1.1 Energies de liaison en fonction de la distance entre atomes [63].....	41
Tableau 2.1 Valeurs des paramètres géométriques de la section et de l'âme.	59
Tableau 2.2 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en compression des connecteurs.	62
Tableau 2.3 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en traction des connecteurs.	64
Tableau 2.4 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en traction des peaux en GFRP.	69
Tableau 2.5 Contrainte ultime et module de compression équivalent extraits de l'essai de compression sur le panneau en GFRP.	72
Tableau 2.6 Contrainte ultime et module de cisaillement extraits de l'essai de cisaillement sur le panneau en GFRP.	75
Tableau 2.7 Force ultime et rigidité flexionnelle extraites de l'essai de flexion trois-points effectué sur le panneau en GFRP.	78
Tableau 2.8 Paramètres mécaniques implémentés dans le modèle pour définir le comportement élastique....	80
Tableau 2.9 Estimation de l'erreur de la modélisation linéaire par rapport aux essais expérimentaux.	83
Tableau 2.10 Contraintes ultimes et énergies dissipées pour les modes d'endommagement du modèle d'Hashin.....	88
Tableau 2.11 Comparaison quantitative de la modélisation non-linéaire avec les résultats expérimentaux.	90
Tableau 2.12 Contribution mécanique de la mousse polyuréthane dans l'essai de flexion.....	91
Tableau 2.13 Paramètres régissant la réponse de l'essai de flexion trois point en fonction du nombre de connecteur.	101
Tableau 3.1 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en compression du matériau minérale.....	113
Tableau 3.2 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en traction du matériau minéral.....	116
Tableau 3.3 Caractéristique du sable utilisé pour l'interface (d).	118
Tableau 3.4 Contraintes ultimes et énergies dissipées en mode I pour les différentes configurations d'interface testées.	124
Tableau 3.5 Contraintes ultimes et énergies dissipées en mode II pour les différentes configurations d'interface testées.	130

Tableau 3.6 Paramètres gouvernant la réponse de l'essai de flexion 3 points sur panneaux hybrides avec interface (a) et (d).	132
Tableau 3.7 Jeux de paramètre retenu dans le modèle plastique endommageable.	138
Tableau 3.8 Paramètres gouvernant la réponse linéaire-élastique de l'interface.	139
Tableau 3.9 Jeux de paramètre des simulations de l'interface (a).	141
Tableau 3.10 Jeux de paramètre de la simulation de l'interface (d).	143
Tableau 4.1 Configurations de plaque testées.	149
Tableau 4.2 Caractéristiques mécaniques extraites de l'essai de flexion effectué sur les plaques de 120 cm × 60 cm.	151
Tableau 4.3 Modules d'élasticité et modules de cisaillement du VER.	164
Tableau 4.4 Section dimensionnée pour une utilisation en tant que panneaux de façade d'une portée de 2m.	166
Tableau 4.5 Charges permanentes prises en compte dans le cas d'étude.	169
Tableau 4.6 Section dimensionnée pour une utilisation comme prédalles de 2,5 m de portée sur un panneau de dalle carré de 5 m de côté.	170

Liste des symboles

Symboles définissant le panneau sandwich et ses matériaux

e_{GFRP}	Épaisseur de la peau en GFRP
esp_{Peaux}	Espacement entre les peaux
esp_{cu}	Espacement entre cellules unitaires
esp_{Con}	Espacement entre connecteurs
L_i	Longueur initiale des connecteurs
L	Longueur des connecteurs pendant l'essai
U	Déplacement relatif entre les peaux pendant l'essai
d	Diamètre des connecteurs
$\alpha_i ; \varphi$	Inclinaison et orientation des connecteurs
$L_{cu} ; l_{cu}$	Longueur et largeur de la cellule unitaire
m_m	Masse de la matrice polymère
m_f	Masse des fibres de verre
m_c	Masse du composite en GFRP
ρ_m	Masse volumique de la matrice polymère
v_T	Volume total du composite en GFRP
n	Nombre de connecteur dans le spécimen

Symboles relatifs aux caractéristiques expérimentales

σ_{con}	Contrainte longitudinale dans le connecteur
σ_{con-c}^{max}	Contrainte expérimentale maximum de compression dans le connecteur
σ_{con-t}^{max}	Contrainte expérimentale maximum de traction dans le connecteur
σ_{peau-t}^{max}	Contrainte expérimentale ultime de traction de la peau en GFRP
σ_{m-c}^{max}	Contrainte expérimentale maximum de compression dans le matériau minéral
σ_{m-t}^{max}	Contrainte expérimentale maximum de traction dans le matériau minéral
σ_{comp}^{max}	Contrainte équivalente ultime de compression
σ_{cis}^{max}	Contrainte équivalente ultime de cisaillement
F_{max}	Force maximum
ε_{con-c}	Déformation longitudinale dans le connecteur à σ_{con-c}^{max}
ε_{con-t}	Déformation longitudinale dans le connecteur à σ_{con-t}^{max}
ε_{peau-t}	Déformation longitudinale dans la peau en GFRP à σ_{peau-t}^{max}
ε_{m-c}	Déformation longitudinale du matériau minéral à σ_{m-c}^{max}
ε_{m-t}	Déformation longitudinale du matériau minéral à σ_{m-t}^{max}
E_{con}	Module d'élasticité du connecteur
E_{con-c}	Module d'élasticité longitudinal de compression du connecteur
E_{con-t}	Module d'élasticité longitudinal de traction du connecteur
$E_{NF EN 527-5}$	Module d'élasticité de la peau en GFRP selon la norme NF EN 527-5
E_2	Module d'élasticité de la peau en GFRP dans la deuxième zone de la courbe
E_{m-c}	Module d'élasticité du matériau minéral en compression
E_{m-t}	Module d'élasticité du matériau minéral en traction
E_{comp}	Module d'élasticité équivalent de compression
G	Module d'élasticité équivalent de cisaillement
k_{flex}, k_1, k_2	Rigidité flexionnelle

Symboles relatifs aux paramètres de modélisation

σ_{ii}	Contrainte normale dans la direction i
σ_{ij}	Contrainte de cisaillement suivant i , dans le plan normal à j
$\bar{\sigma}_{ii}^c$	Contrainte ultime de compression dans la direction i
$\bar{\sigma}_{ii}^t$	Contrainte ultime de traction dans la direction i
$\bar{\sigma}_0^c$	Contrainte de compression à la fin de la zone linéaire
$\bar{\sigma}_0^t$	Contrainte de traction à la fin de la zone linéaire
$\bar{\sigma}_{ij}$	Contrainte ultime de cisaillement suivant i , dans le plan normal à j
σ_{eq}^{fc}	Contrainte longitudinale équivalente d'un élément fini, soumis à de la compression
σ_{eq}^{ft}	Contrainte longitudinale équivalente d'un élément fini, soumis à de la traction
σ_{eq}^{mc}	Contrainte transversale équivalente d'un élément fini, soumis à de la compression
σ_{eq}^{mt}	Contrainte transversale équivalente d'un élément fini, soumis à de la traction
$\bar{\sigma}_{eq}$	Contrainte ultime équivalente dans la direction et sous l'effort considérés
t_n	Contrainte à l'interface dans la direction longitudinale
t_s, t_t	Contrainte à l'interface dans la direction tangentielle
\bar{t}	Contrainte ultime à l'interface dans la direction considérée
ε_{ii}	Déformation dans la direction i
ε_{ij}	Déformation de cisaillement suivant i , dans le plan normal à j
ε_{el}^c	Déformation élastique en compression
ε_{el}^t	Déformation élastique en traction
ε_{0el}^c	Déformation élastique équivalente en compression
ε_{0el}^t	Déformation élastique équivalente en traction

ε_{pl}^c	Déformation plastique en compression
ε_{pl}^t	Déformation plastique en traction
ε_{in}^c	Déformation inélastique en compression
ε_{ck}^t	Déformation inélastique en traction
E_{ii}	Module d'élasticité dans la direction i
G_{ij}	Module de cisaillement suivant i , dans le plan normal à j
ν_{ij}	Coefficient de Poisson dans le plan ij
E_0	Module d'élasticité initial
d_f^c	Variable d'endommagement longitudinal de compression
d_f^t	Variable d'endommagement longitudinal de traction
d_m^c	Variable d'endommagement transversal de compression
d_m^t	Variable d'endommagement transversal de traction
d	Variable d'endommagement considérée (l'une des quatre précédentes)
d_c	Variable d'endommagement de compression du modèle CDP
d_t	Variable d'endommagement de traction du modèle CDP
L^c	Longueur caractéristique de l'élément fini
δ_{eq}^{fc}	Déplacement longitudinal équivalent d'un élément fini, soumis à de la compression
δ_{eq}^{ft}	Déplacement longitudinal équivalent d'un élément fini, soumis à de la traction
δ_{eq}^{mc}	Déplacement transversal équivalent d'un élément fini, soumis à de la compression
δ_{eq}^{mt}	Déplacement transversal équivalent d'un élément fini, soumis à de la traction
δ_{eq}	Déplacement équivalent considéré (l'un des quatre précédents)

δ_{eq}^0	Déplacement équivalent d'un élément fini à la contrainte $\bar{\sigma}_{eq}$
δ_{eq}^f	Déplacement équivalent final à la ruine totale d'un élément fini
δ^0	Séparation des nœuds de l'interface à la contrainte $\bar{\tau}$
δ^f	Séparation des nœuds de l'interface à la rupture totale du mode considéré
δ_m	Séparation totale des nœuds de l'interface
G_c	Energie dissipée à la rupture
G_c^{fc}	Energie dissipée à la rupture d'un élément fini comprimé longitudinalement
G_c^{ft}	Energie dissipée à la rupture d'un élément fini tendu longitudinalement
G_c^{mc}	Energie dissipée à la rupture d'un élément fini comprimé transversalement
G_c^{mt}	Energie dissipée à la rupture d'un élément fini tendu transversalement
G_{cn}	Energie dissipée à la rupture de l'interface en mode I
G_{cs}, G_{ct}	Energie dissipée à la rupture de l'interface en mode II
G_{cT}	Energie totale dissipée à la rupture de l'interface

Introduction

1 Contexte

Les structures du génie civil n'ont cessé d'évoluer pour apporter à l'homme une sédentarisation confortable et lui permettre une mobilité sûre. Par des matériaux innovants, les chercheurs et les ingénieurs ont, depuis la jetée des bases de la mécanique, visé à proposer des structures rigides, résistantes, légères et faciles à mettre en œuvre. Par leur grande adaptabilité aux problématiques mécaniques, les matériaux composites ont toujours constitué une réponse adéquate à ces aspirations. L'idée d'associer au moins deux matériaux non miscibles pour constituer un troisième de performances mécaniques meilleures a émané il y a plusieurs siècles. En construction, le matériau composite le plus répondu est sans doute le béton. Par l'association de granulats et d'un liant, il offre une bonne résistance en compression. Quand il est renforcé par des barres ou des fibres, ses propriétés mécaniques en traction se voient augmentées.

De nos jours, les matériaux composites sont de plus en plus divers et aboutis. Les FRP (Fibre Reinforced Polymer) tiennent une grande place dans l'industrie aérospatiale depuis leur apparition pendant la deuxième guerre mondiale. Leur utilisation dans des panneaux sandwichs a permis d'alléger le poids des avions tout en garantissant une rigidité flexionnelle élevée pour les différentes composantes des avions. En effet, l'éloignement des peaux rigides par un matériau d'âme léger permet l'augmentation de l'inertie de la section sans surcharger sa masse. Devant l'intérêt de cette solution, le domaine du génie civil essaie de l'adopter aux travers de différentes applications comme des panneaux de façade, des panneaux de toitures ou encore des passerelles piétonnes. Durant les deux dernières décennies, les publications scientifiques autour des applications des panneaux sandwichs dans le génie civil ont considérablement augmenté. L'intérêt de leur utilisation réside dans la réduction des coûts de mise en œuvre par la préfabrication des éléments et dans des coûts de maintenance peu élevés.

Face à l'intérêt certain de l'utilisation des panneaux sandwichs dans le génie civil, les industriels de ce secteur restent pourtant réticents à investir dans cette solution pour différentes raisons. Indéniablement, il est difficile pour toute nouvelle solution de se faire une place dans le domaine de la construction à cause du nombre élevé d'intervenants à former et des habitudes de construction fortement ancrées. De plus, le verrou scientifique du comportement au cours du temps de ce type de panneau reste à lever bien que des études sur le comportement en fluage [1], [2] et en fatigue [3], [4] soient publiées. Dans ce contexte, cette thèse est une contribution à la compréhension du comportement mécanique d'un panneau sandwich à peaux hybrides, liées par des connecteurs en GFRP. Elle vise à proposer une solution de dimensionnement fiable et à vérifier la possibilité d'utiliser ce type de panneau dans des applications du génie civil.

Ce travail fait partie intégrante d'un projet industriel visant à développer des panneaux de bardage de grande portée. Il s'agit du FUI PrintCim piloté par le groupe *SAINT-GOBAIN WEBER* avec un consortium composé des entreprises *MECANUMERIC* et *COGITECH*, chargées du développement d'une chaîne numérique et du processus industriel, le centre *SPIN* de l'École des Mines de Saint-Etienne chargé de la formulation de matrices minérales et enfin le *Laboratoire des Matériaux Composites pour la Construction de l'Université Lyon1*, qui est chargé de caractériser la solution retenue vis-à-vis des sollicitations mécaniques et de définir ses limites géométriques par rapport aux éléments normatifs. Pour l'entreprise *Saertex* dont le panneau breveté *Saerfoam* est étudié dans cette thèse, il s'agit d'aboutir par les conclusions de ce travail, à une meilleure compréhension des phénomènes régissant le comportement mécanique. Dans ce cadre, le panneau sandwich étudié est certes en adéquation avec les conclusions de la revue bibliographique effectuée en amont de ce travail, mais son choix reste conditionné par le caractère industriel de ce projet.

2 Objectifs et limites de ce travail

Cette thèse vise à étudier le comportement mécanique statique instantané d'un panneau sandwich à peaux hybrides (couche en GFRP et couche minérale) et à âme renforcée par des connecteurs en GFRP. L'objectif premier est la compréhension des phénomènes mécaniques se produisant face à ce type de sollicitation, l'anticipation de la dissociation des connecteurs et des peaux, l'évaluation de l'influence des connecteurs, leur géométrie et la prédiction de la rupture à l'interface des deux matériaux des peaux hybrides. In fine, le dimensionnement de cette solution pour des applications du génie civil constituera un premier socle pour son utilisation dans ce secteur.

Différentes échelles d'étude sont utilisées : le matériau, l'interface et l'élément de structure. Cette thèse comporte une importante partie expérimentale à ces différentes échelles mais également une partie de modélisation numérique en variables locales. Les simulations ont été effectuées sur une machine MSI équipée d'un processeur Intel Core i7-6700HQ (2.60 GHz) et de 128 Go de mémoire vive.

Les comportements dynamiques, sous sollicitations de longue durée (fatigue, fluage, retrait, vieillissement...) ou accidentelles (choc, incendie...) sont hors du cadre de ce travail.

3 Organisation de la thèse

Pour satisfaire les différents objectifs, ce travail a été découpé selon les composants du panneau et les phénomènes mécaniques étudiés. La partie expérimentale n'a pas été dissociée de la partie de modélisation. La validation progressive du modèle vis-à-vis des phénomènes étudiés dans chaque chapitre a été préférée. La thèse est structurée de la façon suivante :

- Le chapitre 1 présente une étude bibliographique sur les panneaux sandwichs et justifie nos choix ultérieurs ;
- Le chapitre 2 étudie le comportement mécanique du panneau sandwich en GFRP et l'influence des paramètres mécaniques et géométriques des connecteurs sur le comportement global du panneau ;
- Le chapitre 3 traite du comportement mécanique à l'interface des deux matériaux des peaux hybrides. La caractérisation expérimentale de l'interface et sa simulation numérique par le modèle de zone cohésive y sont présentées ;
- Le chapitre 4 présente le comportement expérimental en flexion de panneaux sandwichs de grandes dimensions (1,2 m de long) et la validation du modèle à cette échelle. Nous y présentons également le dimensionnement de la solution étudiée pour une application comme panneaux de bardage et comme prédalles de plancher dans la réhabilitation de bâtiment ;
- Ce rapport est clôturé par les conclusions retenues de ce travail et l'énonciation de perspectives pour des travaux complémentaires.

Chapitre 1 Revue bibliographique

Les panneaux sandwichs font partie de la grande famille des panneaux multicouches. Ces derniers sont définis comme une association de plusieurs couches de matériaux de propriétés mécaniques différentes. L'optimisation de la réponse mécanique et l'augmentation de la rigidité et de la capacité portante sont recherchées à travers la cohérence du placement des différentes couches, suivant la distribution des contraintes dans la section. Les matériaux les plus résistants sont placés là où les contraintes sont les plus fortes, et la raideur homogénéisée du panneau est optimisée dépendamment du module de Young des matériaux utilisés, des sections considérées et de leur emplacement. Par ailleurs, un gain de masse est fréquemment recherché par l'utilisation de matériaux légers dans les zones les moins sollicitées. Les panneaux sandwichs ont la particularité d'être des panneaux multicouches constitués de deux peaux rigides entre lesquelles se trouve un matériau d'âme léger et généralement de faibles propriétés mécaniques.

Historiquement, plusieurs auteurs s'accordent à dire que la première utilisation industrielle des panneaux sandwichs s'est faite durant la deuxième guerre mondiale [5]. Ils ont été introduits dans plusieurs avions de guerre (DH.98 Mosquito, Vultee BT-15...) pour leurs bonnes performances mécaniques et leur faible masse. En moins de cinq ans, le concept s'est démocratisé et les chercheurs ont commencé à travailler sur des problématiques spécifiques des panneaux sandwichs. En 1944 en Allemagne, Marguerre [6] a étudié le flambement d'un panneau sandwich soumis à une compression longitudinale. Nicolas J. Hoff [7] a utilisé en 1948 le Principe des Travaux Virtuels pour étudier le comportement en flexion et le flambement d'un panneau sandwich. En 1949, Flügge [8] a présenté une étude sur l'optimisation des dimensions d'un panneau sandwich, où il a présenté des nomogrammes de dimensionnement vis-à-vis de différentes sollicitations. Les recherches autour de ces problématiques se sont poursuivies à un rythme effréné et les panneaux sandwichs sont sortis du domaine de l'aéronautique pour trouver des applications dans d'autres secteurs tels que l'automobile, le rail, la marine et l'ingénierie navale, l'éolien et enfin le génie civil.

1 Les applications des panneaux sandwichs dans le génie civil

Les panneaux sandwichs sont appréciés des concepteurs de structures de génie civil pour leur bon rapport légèreté / rigidité. Ils ont l'intérêt de présenter de bonnes propriétés mécaniques en flexion sans surcharger les autres éléments de la structure. Leur utilisation dans le génie civil est diverse. Des recherches scientifiques présentant des applications directes de panneaux sandwichs sont continuellement publiées. Succinctement, nous en citons les suivantes :

- Une passerelle piétonne a été présentée dans l'article de Chróscielewski et al. [9] en 2017. L'étude était centrée sur le fluage de cette passerelle en conditions extérieures (cf. Figure 1.1a) ;

- Une utilisation comme planchers et toitures a été proposée par Hopkins et al. [1] en 2017. L'article a porté sur le comportement au cours du temps des panneaux fléchis (cf. Figure 1.1b) ;
- Pascual et al. [10] ont travaillé sur l'utilisation d'un panneau sandwich assemblé par collage, comme mur-rideau (cf. Figure 1.1c) ;
- Sharaf et Fam [11] ont analysé le comportement en flexion d'un panneau sandwich de grandes dimensions (9145 × 2440 × 78 mm) pour une utilisation comme panneau de façade (cf. Figure 1.1d) ;

Les exemples cités ci-dessus sont illustrés dans la Figure 1.1. Ils mettent en lumière l'adaptabilité des panneaux sandwichs aux différents problématiques du génie civil.

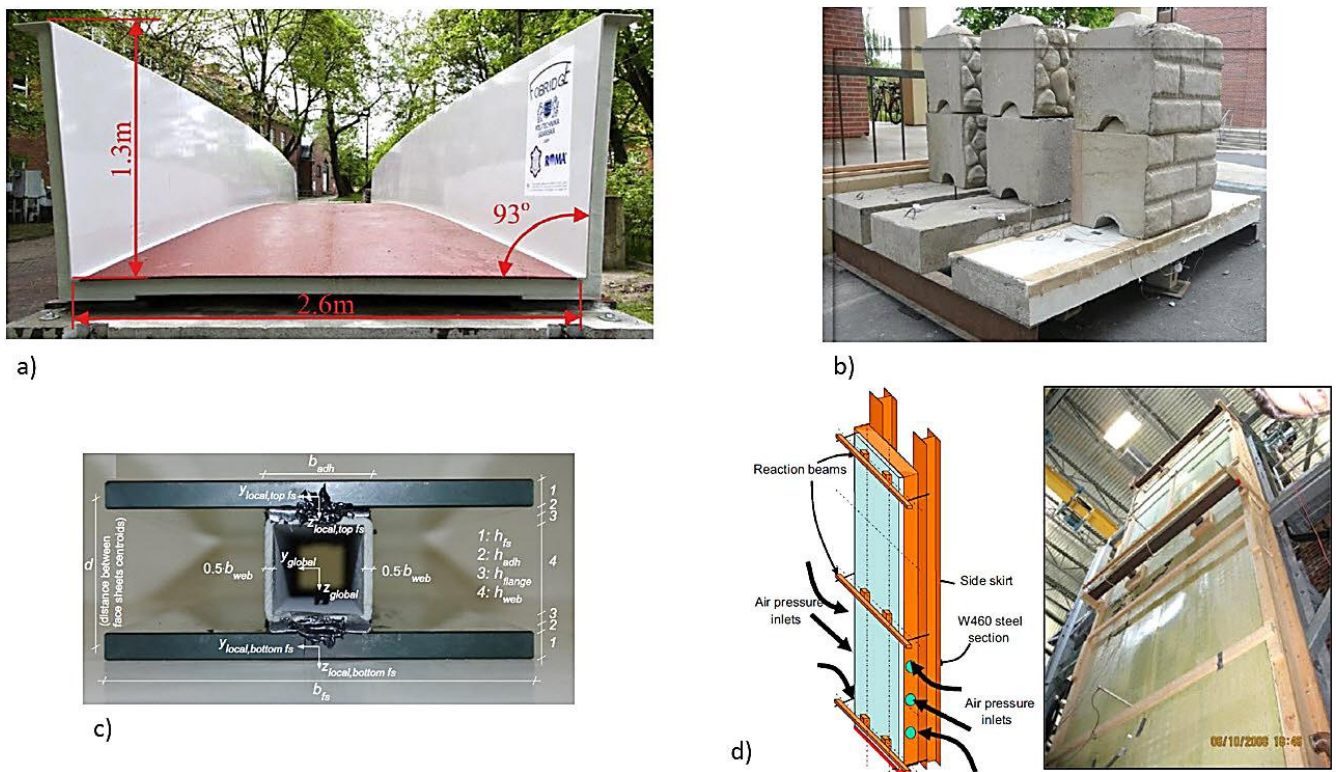


Figure 1.1 Quelques application des panneaux sandwichs dans le génie civil : a) Passerelle piétonne [9]. b) Planchers et toitures [1]. c) Mur-rideau [10]. Panneau de façade [11].

2 Les matériaux composant les panneaux sandwichs

Les matériaux composant les panneaux sandwichs sont à différencier suivant les matériaux constituant les peaux et ceux constituant l'âme. Les peaux peuvent être métalliques, en bois, en matériau composite. Les matériaux composites en question sont le plus souvent des FRP (Fibre Reinforced Polymer) à matrice époxydique et à renfort en fibre de verre. Durant les deux dernières décennies, les matrices minérales sont devenues de plus

en plus utilisées dans les panneaux sandwichs du génie civil pour leur bonne réaction et résistance au feu. Le matériau d'âme est traditionnellement constitué de bois de balsa ou de mousses. Ces dernières peuvent être des mousses de polystyrène, de polyuréthane, d'aluminium ou de béton. Les différents matériaux cités sont illustrés dans la Figure 1.2.



Figure 1.2 Illustration des matériaux constituant les panneaux sandwichs.

3 Problématiques mécaniques

Dépendamment de l'application, un panneau sandwich peut être soumis à différentes sollicitations thermiques et mécaniques. Les sollicitations mécaniques peuvent être dynamiques ou statiques. Les sollicitations dynamiques se résument aux séismes, aux efforts du vent sur les bâtiments de très grandes hauteurs et aux impacts à grande vitesse. Les sollicitations statiques font principalement travailler les panneaux sandwichs en flexion. Des états de compression hors plan peuvent être rencontrés autour des appuis. Pour les états de compression dans le plan du panneau, il s'agit généralement d'actions accidentelles. Nous nous concentrons dans ce qui suit sur les états de flexion sous sollicitation statique.

3.1 Les panneaux sandwichs dits conventionnels

Les panneaux sandwichs dits conventionnels sont constitués d'une âme de faible densité telles que les mousses polymères. Ils sont très répandus pour la légèreté qu'amènent ces dernières. En termes de performances

mécaniques, si un panneau sandwich est constitué de peaux identiques d'une épaisseur e_p et d'une âme d'une hauteur h_a , en comparaison avec une poutre monocouche d'une épaisseur $2e_p$, l'inertie du panneau sandwich vaut 330 fois celle de la poutre monocouche, si le ratio de l'épaisseur des peaux et de l'âme vaut 1/20 [5]. Toutefois, les faibles propriétés mécaniques de ces âmes conventionnelles font pâtir les panneaux en question de deux problématiques. La première consiste dans la flèche de cisaillement non-négligeable qui découle du faible module de cisaillement de ces mousses. De plus, la faible contrainte ultime de cisaillement de l'âme peut donner lieu à une ruine prématurée à travers la ruine en cisaillement de la mousse. La deuxième problématique s'agit de l'écrasement de la peau supérieure quand le panneau est soumis à un chargement localisé. Une déformation non négligeable dans le sens de l'épaisseur du panneau apparaît et le comportement monolithique de l'ensemble n'est plus assuré. Nous parlons alors d'indentation ou de flexion localisée. La Figure 1.3 illustre les deux problématiques énoncées dans ce paragraphe.

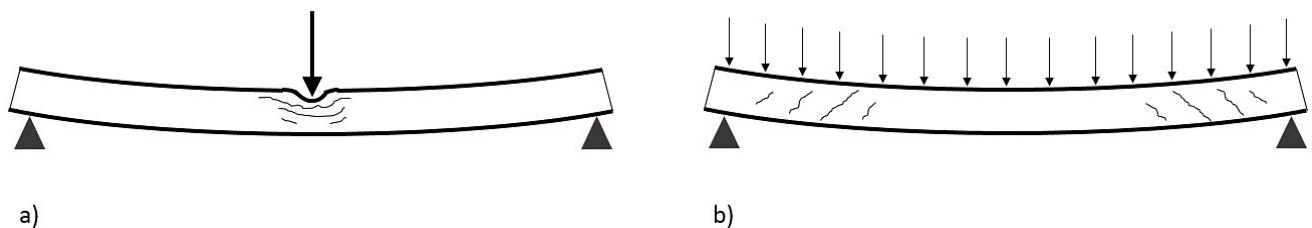


Figure 1.3 Problématiques des panneaux sandwichs fléchis avec une âme dite conventionnelle : a) Ecrasement local de la peau supérieure. b) Cisaillement de l'âme.

3.2 Les panneaux sandwichs à âme non-conventionnelle

Pour répondre à ces problématiques de cisaillement et de ruine localisée, différentes améliorations ont été proposées. Elles sont centrées autour de l'idée d'améliorer la rigidité de l'âme tout en maintenant une faible masse volumique. Nous les appellerons les âmes non-conventionnelles et les distinguerons en deux catégories. La première s'agit de l'introduction de connecteurs ou de raidisseurs dans une âme conventionnelles en mousse pour réduire les effets de cisaillement et augmenter la rigidité flexionnelle globale du panneau. Dans cette optique, Williams Portal et al. [12] ont introduit des connecteurs en GFRP (Glass Fibre Reinforced Polymer) dans une mousse de béton de faible densité et ont étudié le comportement en flexion du panneau sandwich ainsi réalisé. En 2017, Mastali et al. [13] ont introduit des raidisseurs longitudinaux dans une mousse polyuréthane pour reprendre les efforts de cisaillement. Les études similaires aux deux cités précédemment sont nombreuses. Il en ressort que l'utilisation de raidisseurs / connecteurs disposés ponctuellement amène des concentrations de contrainte aux jonctions entre les connecteurs et les peaux pouvant provoquer une ruine prématurée dans cette zone.

Donnant lieu à un nombre élevé de points de jonction entre l'âme et les peaux, la deuxième catégorie des âmes non-conventionnelles réduit les concentrations de contrainte évoquées précédemment dénommées âmes architecturées. La plus répandue est l'architecture en nid d'abeille. Les matériaux architecturés se sont popularisés ces quinze dernières années grâce aux avancées des techniques de coupe (laser, jet d'eau...) et d'impression 3D [14]. A titre d'exemple, l'impression 3D a été utilisée par Daynes et al. [15] pour confirmer expérimentalement une nouvelle approche d'optimisation de l'architecture de la matière. Le schéma de dépôt de matière a été étudié suivant les lignes isostatiques de compression et de traction (cf. Figure 1.4). Ullah et al. [16] ont produit à l'aide de la technique de soudure sélective par laser (SLM : selective laser melting), une âme en titane de géométrie Kagomé qu'ils ont soumis à des efforts de compression et de cisaillement.

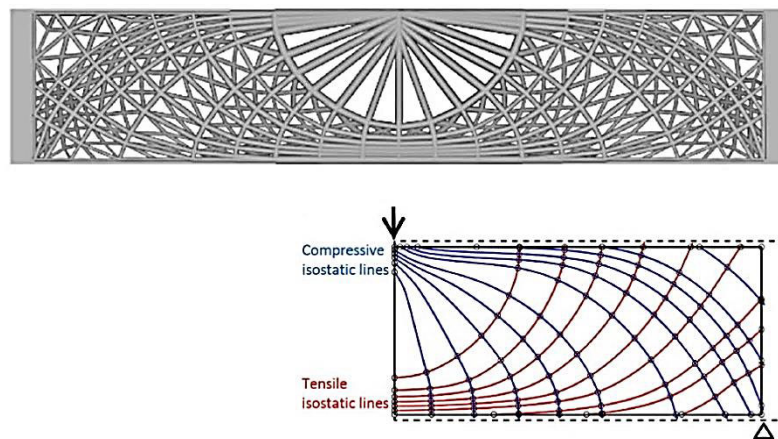


Figure 1.4 Optimisation spatiale de dépôt de matière pour un essai de flexion trois points [15].

Dans le registre des processus de fabrication, Mei et al. [17] ont étudié le comportement mécanique en compression et en cisaillement d'un panneau sandwich en CFRP (Carbon Fibre Reinforced Polymer), avec une âme-treillis de forme tétraédrique. La mise en œuvre s'est faite en joignant les connecteurs et les peaux par thermo-soudage à l'aide d'un moule mis sous pression. Dans le même sillage, Yuan et al. [18] ont étudié l'effet d'un endommagement local sur le flambement d'un panneau sandwich en acier inoxydable avec une âme-treillis pyramidale. La fabrication s'est faite à partir d'une plaque d'acier perforée, mise en forme à l'aide d'un système poinçon-matrice. L'âme est ensuite soudée aux peaux. Xu et al. [19] ont utilisé une méthode similaire pour produire une âme ondulée en CFRP collée à des peaux du même matériau. L'étude a porté sur le comportement en flexion trois points. Suivant les propriétés mécaniques des connecteurs, le mode de ruine enregistré varie entre une rupture dans l'âme et un flambement des peaux. La Figure 1.5 résume les techniques de fabrication présentées. V. Birman and G.A. Kardomateas [14] résume les différentes informations concernant les avancées des panneaux sandwichs avec âmes structurées.

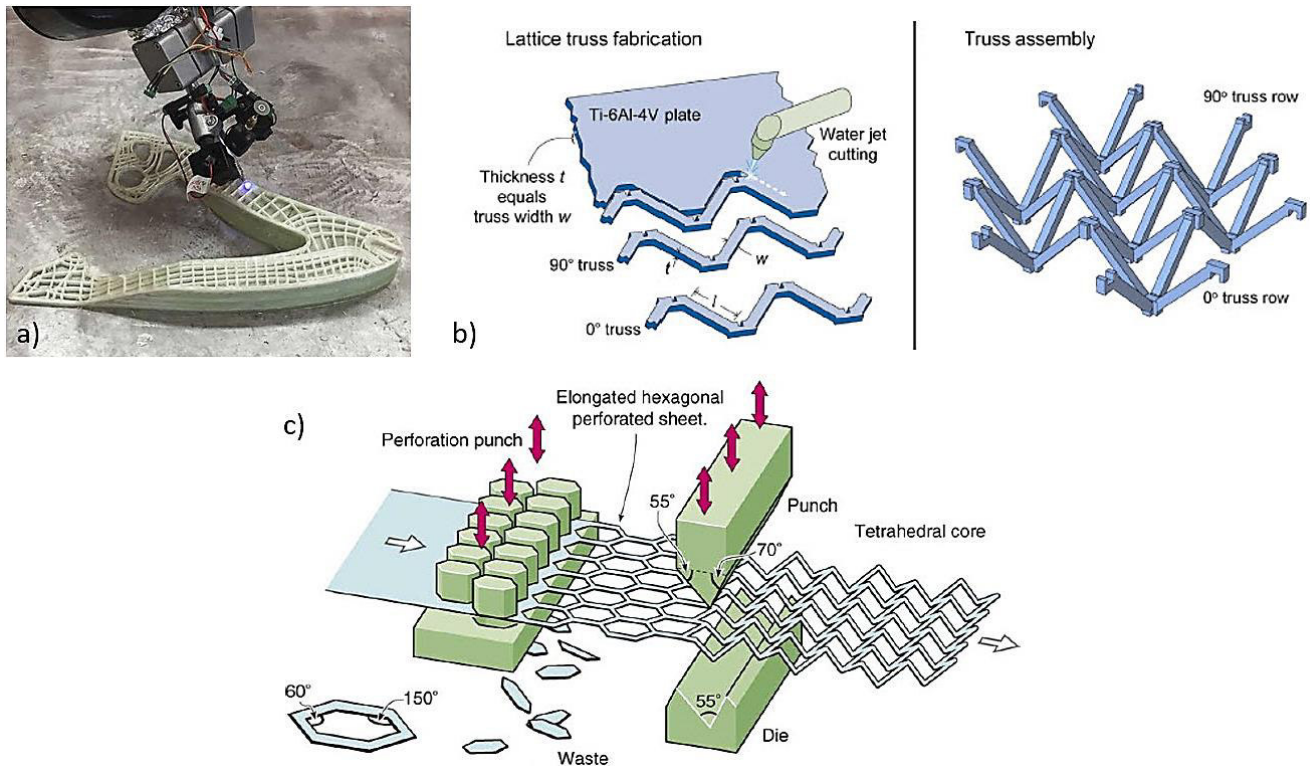


Figure 1.5 Techniques de fabrication des âmes architecturées : a) Impression 3D de polymère [20]. b) Découpage par pression d'eau d'une âme-treillis [21]. c) Perforation d'une plaque et mise en forme à l'aide d'un dispositif poinçon-matrice [22].

Cette brève revue a énuméré les différents types de panneaux sandwichs à âme architecturée. Elle a également résumé les principales avancées en termes de processus de fabrication. Il en ressort que les deux techniques de production de panneaux sandwichs à âme architecturée (techniques de coupe et d'impression 3D) restent relativement coûteuse en temps. L'impression 3D est contrainte par dépôt de fines couches de matière, mais a l'avantage d'automatiser totalement la fabrication. Les techniques se basant sur un découpage préalable induisent au moins trois étapes de fabrication : le découpage, l'assemblage ou la mise en forme de l'âme et le collage/soudage des peaux.

3.3 Problématiques des composites à renforts fibreux et à matrice organique

Les composites à renfort fibreux sont introduits dès l'apparition du concept des panneaux sandwichs. Feichtinger a affirmé que des polymères renforcés ont été utilisés dans des panneaux sandwichs durant la deuxième guerre mondiale [5]. Ces matériaux à matrice organique sont souvent choisis comme constituants des peaux pour leurs grandes performances mécaniques et leur légèreté. S'ils disposent de module d'élasticité et de contrainte de rupture élevés sous des efforts de traction, les efforts de compression les font souvent pâtir de problèmes de flambement (ou d'autres phénomènes d'instabilité). Les peaux en matériaux composites sont plus

sensibles à ces phénomènes quand le chargement est localisé. Sous un chargement de flexion, un flambement local de la peau supérieure peut se produire quand l'âme est constituée de mousse de faibles propriétés mécaniques [23]. Dans des panneaux sandwich à âme architecturée, un flambement intracellulaire de la peau ou un flambement de celle-ci suivi d'un flambement local de l'âme peut apparaître [23]. La Figure 1.6 illustre des cas d'instabilité plausibles.

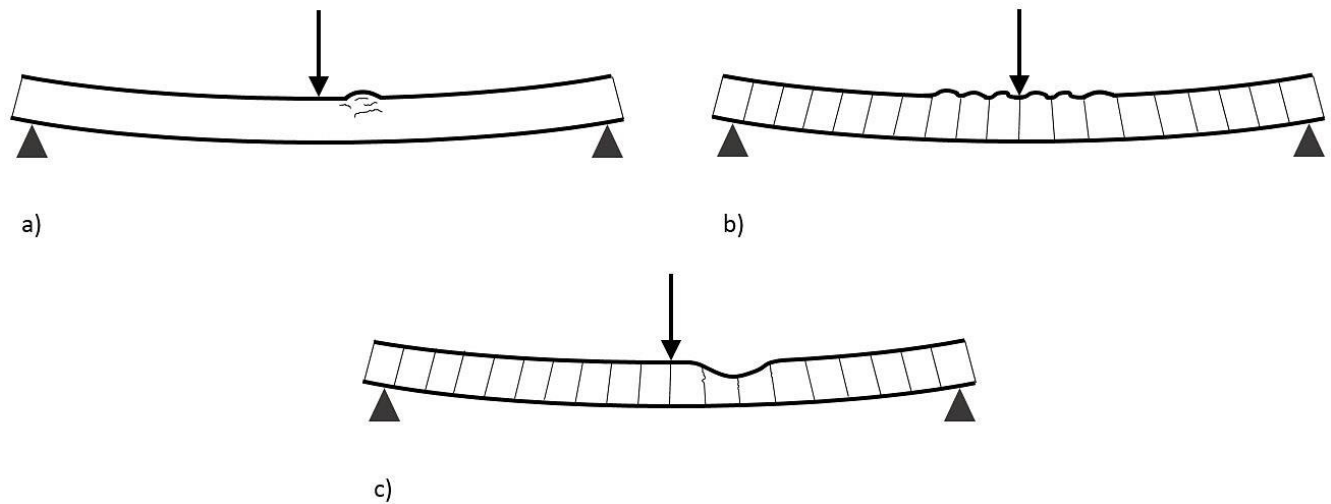


Figure 1.6 Instabilités des peaux fines en composite : a) Flambement local de la peau supérieure d'un panneau sandwich avec une âme en mousse. b) Flambement intracellulaire de la peau supérieure d'un panneau sandwich avec une âme architecturée. c) Flambement de la peau supérieure puis de l'âme architecturée d'un panneau sandwich.

Les matrices utilisées dans les composites à renforts fibreux sont souvent organiques. De ce fait, leur réaction et résistance au feu sont médiocres. Toutefois des matrices organiques avec des additifs ignifugeant existent. Par ce biais, leur comportement vis-à-vis du feu est amélioré de façon satisfaisante, mais leur coût d'achat est élevé. En conséquence, les matrices inorganiques sont préférées en génie civil. De base minérale, elles montrent un très bon comportement vis-à-vis du feu. Par ailleurs, elles présentent des propriétés de perméabilité à l'air appréciées dans le domaine du bâtiment. Plus généralement, nous y faisons référence par le terme « matériau granulaire à liant minéral » et nous abordant la problématique de leur utilisation dans les panneaux sandwichs dans ce qui suit.

3.4 Problématiques des matériaux granulaires à liant minéral

Pour les raisons de comportement au feu évoquées précédemment, pour leurs bonnes propriétés mécaniques en compression, ou simplement par adéquation avec les méthodes de construction usuelles, les matériaux granulaires à liant minéral font souvent partie des constituants des panneaux sandwichs utilisés dans le génie

civil. Les propriétés acoustiques peuvent également être déterminantes dans le cas de quelques applications telles que les planchers.

Les matériaux granulaires à liant minéral sont utilisés comme constituant des peaux des panneaux sandwichs. Ils peuvent être une réponse aux problématiques de poinçonnement et d'instabilité des peaux fines. Toutefois, leur utilisation engendre d'autres problématiques mécaniques. La première s'agit du comportement mécanique à l'interface quand elles sont utilisées dans une peau hybride avec un FRP, ou simplement jointe à une âme en mousse. Sur un panneau sandwich fléchi, Mastali et al. [13] ont observé un délaminage entre la peau supérieure en composite minéral et l'âme en mousse polyuréthane (cf. Figure 1.7). Cette rupture a été provoquée par des concentrations de contrainte à l'interface. Des critères de contrainte à l'interface doivent donc être considérés lors de la phase de dimensionnement / vérification de ce type de panneau.



Figure 1.7 Rupture d'un panneau sandwich fléchi, à l'interface entre la peau en composite minéral et l'âme en mousse polyuréthane [13].

L'utilisation de connecteurs pour lier des peaux minérales met en évidence un risque de rupture et d'arrachement de ces derniers. Les études présentant ce type de panneau sandwich sont inconditionnellement complétées par une étude à l'échelle de la jonction des connecteurs et des peaux. Williams Portal et al. [12] ont effectué des essais d'arrachement (Pull-out) entre des connecteurs en GFRP et une peau minérale (cf. Figure 1.8). Ils ont conclu que la ruine du panneau sous un chargement de flexion quatre points, était initiée par des concentrations de contraintes à la jonction entre les connecteurs et les peaux. Dans le cadre de développement de murs structuraux en panneaux sandwichs, Lameiras et al. [24] ont testé différents types de connecteurs en GFRP (cf. Figure 1.9) par des essais d'arrachement. Les connecteurs en GFRP ont été mis en avant comme solution pour les problèmes de ponts thermiques et de corrosion fréquemment retrouvés dans les murs en panneaux sandwichs avec des connecteurs en acier. La Figure 1.10 présente la réponse mécanique obtenue de l'essai d'arrachement et explicite un comportement linéaire jusqu'à la rupture. La configuration L3E (cf. Figure 1.9) a donné la plus grande force ultime en comparaison avec les autres réponses. Comme pour les critères de rupture

des interfaces, les critères de ruine et d'arrachement des connecteurs doivent être intégrés dans la phase de dimensionnement / vérification.

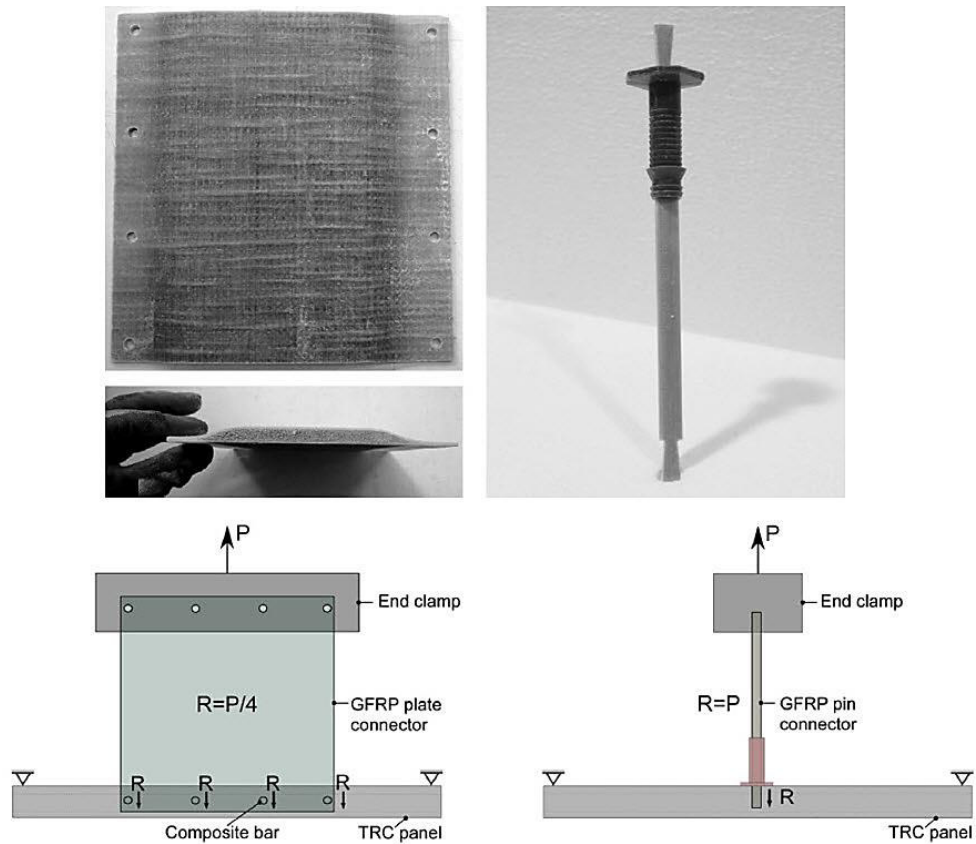


Figure 1.8 Essai d'arrachement (Pull-out) entre des connecteurs en GFRP et une peau minérale [12].

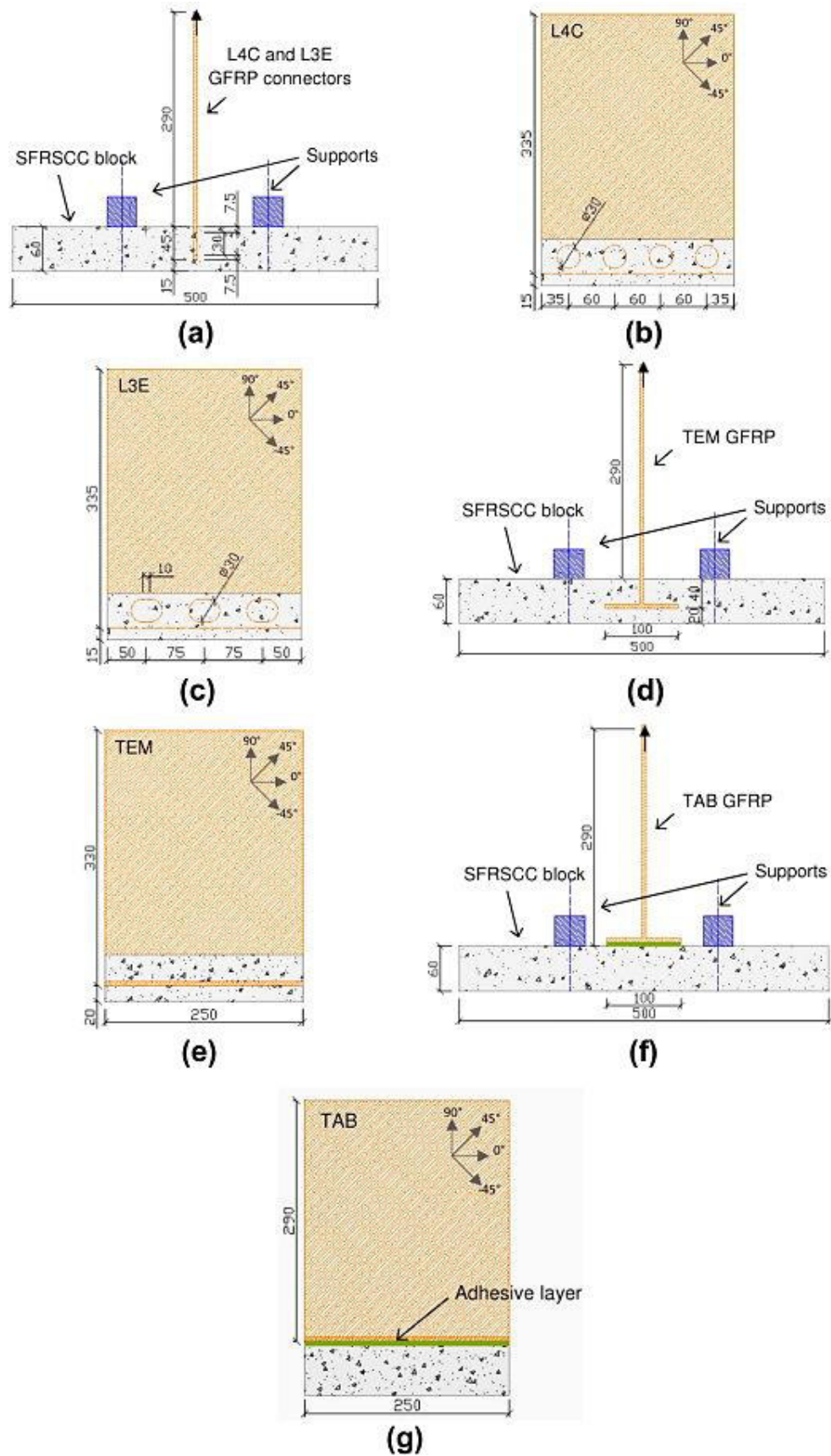


Figure 1.9 Différents types de connecteurs en GFRP évalués par des essais d'arrachement [24].

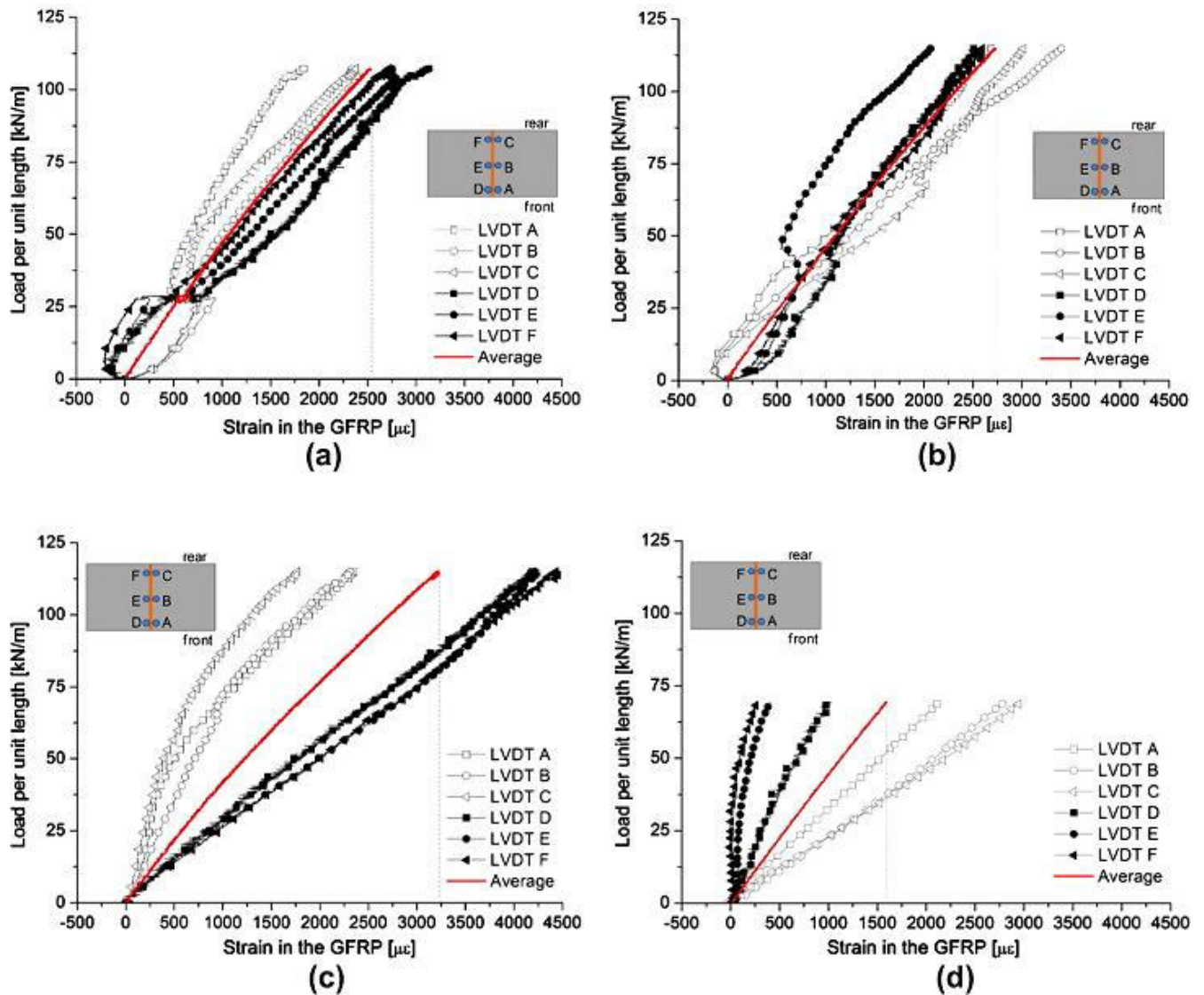


Figure 1.10 Réponses de l'essai d'arrachement des configurations présentées dans la Figure 1.9 : (a) L4C ; (b) L3E ; (c) TEM ; (d) TAB [24].

4 Comportement mécanique des panneaux sandwichs

L'analyse du comportement mécanique et le dimensionnement des panneaux sandwichs est un large sujet scientifique. Des problématiques différentes, compliquées et nouvelles sont à additionner à celles qui sont déjà connues pour les structures monocouches isotrope. Nous pouvons citer les points relatifs au caractère endommageable des matériaux, à la mécanique des interfaces, à la fatigue, etc. Différentes approches de modélisation ont été proposées durant les trente dernières années [25]. Le choix de la théorie appropriée dépend des phénomènes mécaniques à modéliser, de la précision visée et de la géométrie de la structure. Cela conditionne la validité des hypothèses émises. Le choix des variables de la modélisation peut aboutir à une formulation en déplacement, une formulation LV en contrainte ou une formulation mixte. De façon synthétique,

deux catégories de modélisation sont à distinguer : les modélisations analytiques et les modélisations par éléments finis. Elles sont exposées ci-après. Les paragraphes suivants présentent synthétiquement les différentes théories de modélisation de panneaux multicouches, et donnent au lecteur l'ensemble des références bibliographiques nécessaires à l'approfondissement dans ces méthodes de modélisation.

De façon générale, le problème de base est formulé par les équations différentielles de la mécanique, qui peuvent être résumées dans :

- Les équations d'équilibre

$$\mathbf{E}_\Sigma(\boldsymbol{\sigma}, \ddot{\mathbf{u}}, \mathbf{p}) = 0, \quad \mathbf{E}_\Gamma(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{p}) = 0 \quad \text{Équation 1.1}$$

- Les conditions aux limites

$$\mathbf{C}_\Sigma(\mathbf{u}, \boldsymbol{\varepsilon}) = 0, \quad \mathbf{C}_\Gamma(\mathbf{u}) = 0 \quad \text{Équation 1.2}$$

- Les lois de comportement des matériaux

$$\mathbf{H}(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\varepsilon}) = 0 \quad \text{Équation 1.3}$$

\mathbf{E}_Σ , \mathbf{E}_Γ , \mathbf{C}_Σ , \mathbf{C}_Γ et \mathbf{H} sont des matrices (ou des vecteurs) d'opérateurs différentiels définis dans le domaine Σ , qui est continu et délimité par le contour Γ .

$\mathbf{u} = \{u_x, u_y, u_z\}$, $\boldsymbol{\varepsilon} = \{\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}, \varepsilon_{xy}, \varepsilon_{xz}, \varepsilon_{yz}\}$ et $\boldsymbol{\sigma} = \{\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{xy}, \sigma_{xz}, \sigma_{yz}\}$ sont les inconnues de déplacement, de déformation et de contrainte définis pour tout point $P(x, y, z)$. \mathbf{p} et $\ddot{\mathbf{u}}$ font respectivement référence au chargement appliqué et à l'accélération des différents points du domaine Σ .

4.1 Modélisation analytique

Les modélisations analytiques réduisent souvent l'analyse de la mécanique des panneaux multicouches à un problème 2D et négligent la déformation ε_{zz} . Ainsi, la solution des équations mécaniques est facile à obtenir et la résolution est moins consommatrice en temps, en comparaison avec un problème 3D. Pour ce faire, les hypothèses de la mécanique des plaques / coques [26] sont adoptées pour chaque couche. La Figure 1.11 définit la notation adoptée pour les paramètres géométriques des couches du panneau.

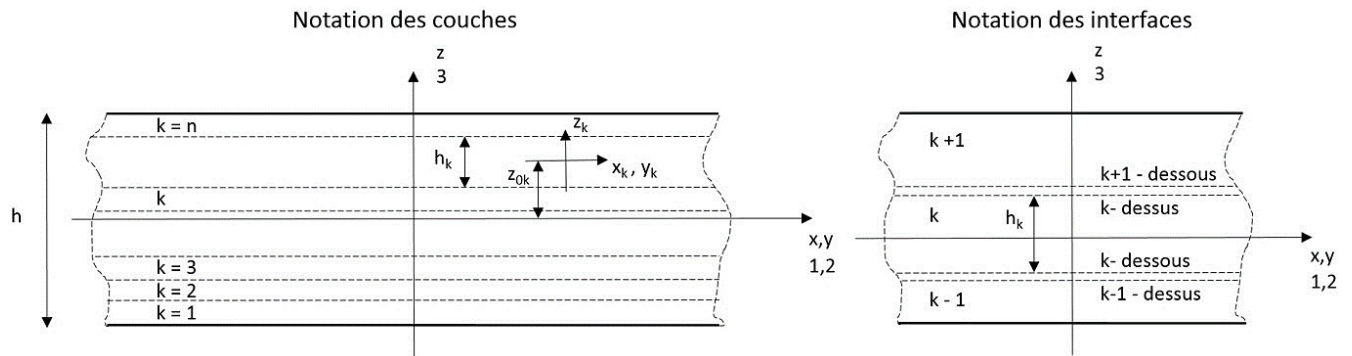


Figure 1.11 Définition des paramètres géométriques des différentes couches.

Les champs de déplacement, de déformation et de contrainte peuvent être définis dans l'épaisseur du panneau par l'Équation 1.4, où f désigne l'un desdits champs, les fonctions F_i sont des fonctions polynomiales et N indique le nombre de variables utilisées pour décrire le champ. Cette approche est connue sous le nom de l'approche axiomatique et est réputée la plus intuitive [25].

$$f(x, y, z) = f_1(x, y)F_1(z) + \dots + f_N(x, y)F_N(z) \quad \text{Équation 1.4}$$

Deux autres approches de formulation sont utilisées en mécanique. Elles sont citées à titre informatif :

- L'approche des résultantes d'effort qui se base sur de fortes hypothèses de continuité et qui n'est donc pas forcément adaptée à la description de la mécanique des multicouches (description difficile de l'endommagement et du glissement aux interfaces par exemple) ;
- L'approche asymptotique où les équations mécaniques sont formulées par un développement en termes de paramètre de perturbation δ [27]. Celui-ci s'agit généralement du rapport $\delta = h/L$ entre l'épaisseur du panneau et la portée. La solution réelle est approchée quand $\delta \rightarrow 0$ et la méthode est réputée avoir un faible degré de convergence quand l'épaisseur est conséquente [25]. L'extension à la description des panneaux multicouches se voit compliquée par l'introduction d'autres paramètres de perturbation tels que la variation d'épaisseur entre les couches ou le degré d'orthotropie [25].

L'approche axiomatique décrite par l'Équation 1.4 se divise en deux descriptions présentées ci-après : la modélisation par couche équivalente et la modélisation couche par couche illustrée par la Figure 1.12.

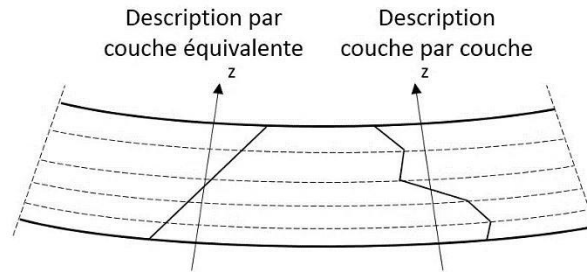


Figure 1.12 Champs de déformation plausibles : comparaison entre la modélisation par couche équivalente et la modélisation couche par couche.

4.1.1 Modélisation par couche équivalente

Cette description homogénéise le comportement des différentes couches en une seule, en considérant une ligne moyenne (axe neutre) à l’image de la théorie des poutres classique. Pour illustrer ce propos, nous prenons l’exemple d’une section composée de deux matériaux isotropes de module d’élasticité E_1 et E_2 et de section A_1 et A_2 (cf. Figure 1.13). En considérant uniquement l’énergie élastique due au moment fléchissant et en négligeant le gauchissement des sections (les sections restent droites), la flèche de l’effort de flexion v_{M_y} s’obtient par l’intégration de la courbure de la ligne moyenne, comme le décrit l’Équation 1.5.

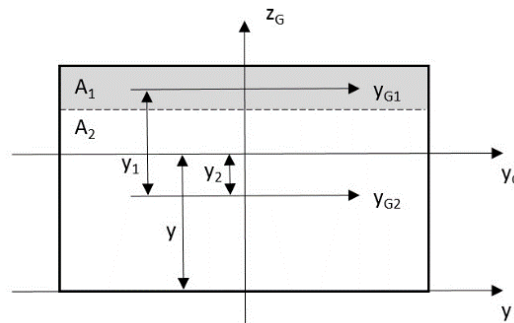


Figure 1.13 Position de l’axe neutre d’une section multicouche.

$$v_{M_y} = \int_0^L \frac{M_y}{EI_y^h} dx \tag{Équation 1.5}$$

EI_y^h représente la rigidité flexionnelle homogénéisé de l’effort de flexion. En écrivant l’équilibre des sections, la position de l’axe neutre est déterminée par l’Équation 1.6 et le facteur EI_y^h est calculé à l’aide de l’Équation 1.7.

$$E_1 A_1 y_1(y) + E_2 A_2 y_2(y) = 0 \tag{Équation 1.6}$$

$$EI_y^h = E_1 I_{1,yG} + E_2 I_{2,yG} \tag{Équation 1.7}$$

Cette formulation d'homogénéisation ne considère pas de variation du champ de déformation à l'interface et rend impossible la considération d'un éventuel glissement entre les couches.

La flèche totale d'une structure fléchie est l'addition de la flèche de l'effort de flexion et de l'effort tranchant (cf. Équation 1.8). La considération d'une flèche de cisaillement dans une modélisation par couche équivalent est peu logique. La discontinuité des propriétés mécaniques entre les différentes couches donne lieu à un champ de déplacement qui varie très rapidement au droit des interfaces (cf. Figure 1.12). De ce fait, un champ de contrainte de cisaillement transverse et des concentrations de contraintes aux interfaces apparaissent. L'expression d'une rigidité de cisaillement homogénéisée fait l'impasse sur ces phénomènes significatifs. La modélisation des panneaux couche par couche est systématiquement adoptée pour les expliciter.

$$v = v_{M_y} + v_{T_z}$$

Équation 1.8

4.1.2 Modélisation couche par couche

Dans cette description, chaque couche est considérée comme une plaque / coque indépendante. Par extension de l'Équation 1.4, Les champs de déplacement, de déformation et de contrainte de chaque couche sont exprimés par l'Équation 1.9.

$$f^k(x, y, z) = f_1^k(x, y)F_1^k(z) + \dots + f_N^k(x, y)F_N^k(z)$$

Équation 1.9

Le comportement mécanique des panneaux multicouches est grandement impacté par l'anisotropie des différentes couches. Cela aboutit à un couplage entre les déformations planes (ε_{xx} , ε_{yy} , ε_{xy}) et les déformations transverses (ε_{xz} , ε_{yz} , ε_{zz}), qui augmente le degré de complication de la résolution du problème mécanique [28]. L'anisotropie transverse concerne l'hétérogénéité des propriétés mécaniques dans la direction de l'épaisseur (d'une couche à une autre). Le cas échant, les déformations transverses sont accentuées et la flèche du panneau est de ce fait augmentée, en comparaison avec une structure monocouche isotrope. Les contraintes planes (σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{xy}) peuvent être discontinues aux interfaces. A contrario, les contraintes transverses (σ_{xz} , σ_{yz} , σ_{zz}) doivent impérativement être continues aux interfaces pour des raisons d'équilibre énoncées dans le théorème de Cauchy (cf. Figure 1.14). Cela est désigné par la continuité interlaminaire des contraintes transverses.

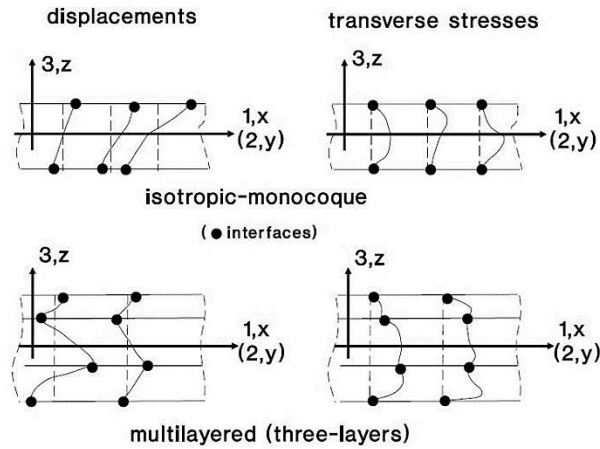


Figure 1.14 Continuité interlaminaire : comparaison du déplacement et des contraintes transverses dans une section monocouche et multicouche [25].

4.1.2.1 Théorie classique des multicouches/stratifiés

Cette théorie est une extension de la théorie classique des plaques, connue sous le nom de la théorie de Kirchhoff-Love, vers les panneaux multicouches. Les hypothèses adoptées sont que les sections droites restent droites et restent perpendiculaires à la fibre moyenne (cf. Figure 1.15). Le cisaillement transverse γ est négligé. Le champ de déplacement est décrit par l'Équation 1.10. Les termes ayant pour exposant 0 renvoient aux valeurs de la ligne moyenne (plus généralement, la ligne de référence). $u_{i,z}$ est l'angle entre l'axe z et la normale à la ligne moyenne, à la section considérée. Cette théorie est exposée dans le détail dans l'article de Reissner et Stavwsky [29] et dans les ouvrages de Reddy [28] et de Jones [30].

$$u_i(x, y, z) = u_i^0(x, y) - zu_{i,z}(x, y) \quad ; \quad \text{avec } i = x, y$$

$$u_z(x, y, z) = u_z^0(x, y)$$

Équation 1.10

4.1.2.2 Prise en compte du cisaillement transverse

Une extension de la précédente théorie a été proposée par Reissner [31] puis par Mindlin [32], pour intégrer le cisaillement transverse dans la théorie classique des multicouches. Dans cette formulation, les sections droites ne sont plus perpendiculaires à la ligne moyenne. Le champ de déplacement est décrit par l'Équation 1.11. $\phi_{i,z}$ est la différence entre l'angle $u_{i,z}$ et l'angle de distorsion de la section $\gamma_{i,z}$ (cf. Figure 1.15).

$$u_i(x, y, z) = u_i^0(x, y) + z\phi_{i,z}(x, y) \quad ; \quad \phi_{z,i} = u_{i,z} - \gamma_{i,z}$$

$$u_z(x, y, z) = u_z^0(x, y) \quad ; \quad \text{avec } i = x, y$$

Équation 1.11

Cette énonciation est connue sous le nom de la théorie du cisaillement transverse du premier ordre. La distribution de celui-ci dans l'épaisseur d'un panneau multicouche est représentée à la Figure 1.16. Nous pouvons y observer que cette description aboutit à un champ de déformation invariant dans l'épaisseur du multicouche et à un champ de contrainte invariant dans l'épaisseur des couches. Intuitivement, nous pouvons considérer que ces champs sont irréalistes. Hormis leur constance dans l'épaisseur, la condition de contraintes transverses nulles sur les fibres inférieure et supérieure du multicouche n'est pas respectée. Il en est de même pour la condition de continuité interlaminaire.

Une amélioration de la théorie de Reissner- Mindlin, donnant lieu à des contraintes $\sigma_{iz}(\pm h/2)$ nulles, et à une distribution non-constante dans l'épaisseur (cf. Figure 1.16), est connue sous le nom de la théorie de Vlasov-Reddy [33]–[35]. Les équations des déplacements dans le plan, proposées par Reddy [34], sont d'ordre trois (vis-à-vis de z) (cf. Équation 1.12). L'exemple considéré dans cette équation est un multicouche symétrique. Autrement, des termes du deuxième ordre seraient apparus. Les contraintes de cisaillement transverse de ce cas sont également représentées dans la Figure 1.16. La condition de continuité interlaminaire n'est toujours pas satisfaite.

$$\begin{aligned}
 u_i(x, y, z) &= u_i^0(x, y) + \left(z + \frac{4}{3h^2}z^3\right)\phi_{i,z}(x, y) - \frac{4}{3h^2}z^3u_{i,z}(x, y) \\
 u_z(x, y, z) &= u_z^0(x, y) \quad ; \quad \text{avec } i = x, y
 \end{aligned}
 \tag{Équation 1.12}$$

Dans le même cadre, des modélisations avec une description du champ de déplacement par des équations d'un plus grand ordre peuvent être retrouvées dans la littérature [36]–[38]. La forme générale du champ de déplacement de ces modélisations est donnée par l'Équation 1.13 [25]. Le nombre d'inconnues y est augmenté sans pour autant apporter une avancée considérable dans la description du problème mécanique statique. Toutefois, la description du déplacement u_z par une équation d'ordre supérieur ou égale à deux, par rapport à la variable z , est appropriée en cas de déformation ε_{zz} non-négligeable [39]. Par ailleurs, les formulations d'ordre supérieur sont pertinentes pour la description des problèmes d'instabilité et de dynamique [40], [41].

$$\begin{aligned}
 u_i(x, y, z) &= u_i^0(x, y) + zu_{i,x} + zu_{i,y} + zu_{i,z} + z^2u_{i,x} + \dots + z^N u_{i,z} \\
 &\text{avec } i = x, y, z
 \end{aligned}
 \tag{Équation 1.13}$$

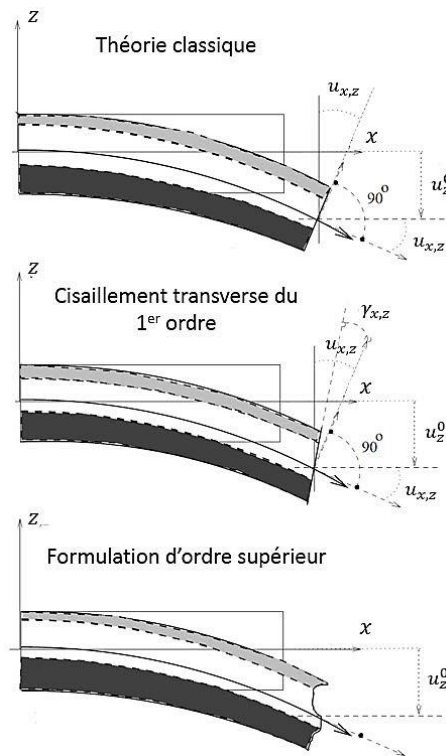
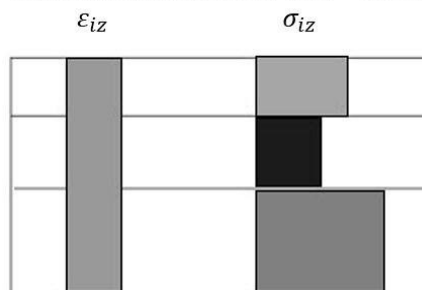


Figure 1.15 Théorie classique des multicouches, cisaillement transverse du 1^{er} ordre et formulation d'ordre supérieur : hypothèses et interprétation géométrique [25].

Cisaillement transverse du 1^{er} ordre



Théorie de Vlasov-Reddy

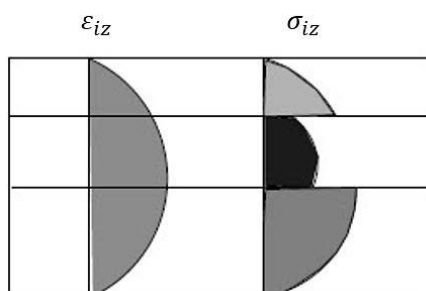


Figure 1.16 Déformations et contraintes du cisaillement transverse : Cisaillement du 1^{er} ordre et théorie de Vlasov-Reddy ($i = x, y$) [25].

4.1.2.3 Vers la satisfaction de la condition de continuité interlaminaire

Bien que l'idée d'une modélisation des panneaux couche par couche soit sous-entendue dans les modèles d'ordre supérieure ou égale à deux (du fait qu'ils permettent la description du gradient de déplacement d'une couche à une autre), la formulation mathématique se traduit par une seule équation dans l'épaisseur entière du panneau et le nombre d'inconnues ne dépend pas du nombre de couche. De ce fait, la condition de continuité interlaminaire n'est pas satisfaite. Pour répondre à cette problématique, plusieurs contributions [42]–[44] se sont articulées autour de l'idée de décrire le champ de déplacement de chaque couche par une équation indépendante (cf. Équation 1.14) et d'introduire des conditions limites et des conditions d'équilibre aux interfaces. Le nombre d'équation et leur ordre élevé nécessite souvent une résolution par méthode numérique.

$$u_i^k(x, y, z) = u_i^0(x, y) + z_k u_{i,x}^k + \dots + z_k^2 u_{i,x}^k + \dots + z_k^{N_i} u_{i,z}^k$$

avec $i = x, y, z$

Équation 1.14

Par soucis de simplicité, l'illustration de cette formulation est faite en reprenant un problème 1D énoncé dans l'article de Carrera [25]. La ligne de référence (origine de la coordonnée z) est la fibre inférieure de la première couche. Le champ de déplacement est décrit par l'Équation 1.15.

$$\begin{aligned} u^1(z) &= u^0 + z \phi_{x,z}^1 & 0 \leq z \leq h_1 \\ u^k(z) &= u^{k-1}(h_{k-1}) + (z - h_{k-1}) \phi_{x,z}^k & h_{k-1} \leq z \leq h_k \end{aligned}$$

Équation 1.15

Par extension de l'équation précédente, la forme du déplacement de chaque couche est donnée dans l'Équation 1.16 pour chaque valeur de k allant de 1 à n .

$$u^k(z) = u^0 + \sum_{k=1}^n \{ (h_{k-1} - h_{k-2}) \phi_{x,z}^{k-1} + (z - h_{k-1}) \phi_{x,z}^k \} \quad \text{avec } h_0 = 0$$

Équation 1.16

Ainsi, la condition de continuité interlaminaire peut être introduite de façon simple par l'Équation 1.17.

$$\sigma_{xz}^k(h_k) = \sigma_{xz}^{k+1}(h_k)$$

Équation 1.17

Il en découle que la rotation de chaque couche $\phi_{x,z}^k$ peut s'écrire en fonction de l'une d'elle. En fonction de la première couche, cela aboutit à l'Équation 1.18 où α^k sont des constantes ou des fonctions polynomiales définies par la continuité interlaminaire des contraintes de cisaillement transverse.

$$\phi_{x,z}^k = \alpha^k \phi_{x,z}^1$$

Équation 1.18

l'Équation 1.16 devient alors :

$$u^k(z) = u^0 + \phi_{x,z}^1 \sum_{k=1}^n \{(h_{k-1} - h_{k-2})\alpha^{k-1} + (z - h_{k-1})\alpha^k\} \quad \text{Équation 1.19}$$

De cette façon, Ambartsumian [43] et Whitney [45] ont pu satisfaire la condition de continuité interlaminaire des contraintes de cisaillement transverse. La Figure 1.17 présente qualitativement le champ de contraintes de cisaillement transverse obtenu. Cette théorie, dite « zig-zag » est décrite en détail dans l'article de Carrera [25]. Une liste exhaustive des travaux de modélisation des panneaux multicouches y figure dans la partie bibliographie.

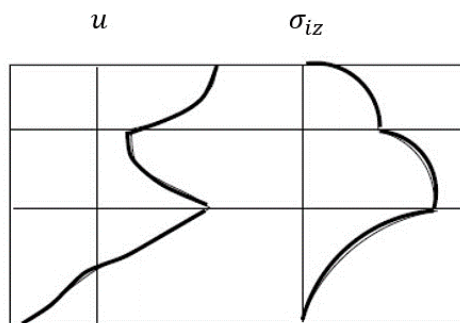


Figure 1.17 Satisfaction de la condition de continuité interlaminaire : champs qualitatifs des déplacements plans et des contraintes de cisaillement transverse ($i = x, y$) [25].

Dans ce contexte, d'autres contributions à la modélisation des panneaux multicouches peuvent être citées. La prise en compte du glissement entre une dalle en béton et un profil de type IPE en GFRP a été présentée dans la thèse de Alaa Koaik [46]. Junes et Si Larbi [47] ont modélisé le comportement non-linéaire d'un panneau sandwich avec des peaux en composite minérale, à l'aide d'une discrétisation dans le sens de l'épaisseur et de la portée. Les auteurs ont aussi pris en compte l'écrasement du panneau ε_{zz} dans leur modèle. La résolution du problème non-linéaire a nécessité une approche itérative.

4.2 Modélisation par éléments finis

La méthode des éléments finis est souvent utilisée dans la modélisation des panneaux sandwichs pour sa capacité à décrire l'endommagement des matériaux et des interfaces [48]. Abstraction faite des singularités géométriques qui peuvent apparaître, cette méthode permet aussi de modéliser le comportement mécanique local et global des panneaux sandwichs avec raidisseurs ou à âme architecturée [16], [17]. Elle se base sur la discrétisation du milieu continu en sous-domaines (maillage) et peut se résumer en quatre étapes :

- La discrétisation
- L'assignation des lois de comportement
- L'introduction des conditions aux limites et des conditions de chargement
- La résolution

La discrétisation consiste à diviser la géométrie modélisée en un maillage de plusieurs éléments. Un élément fini se distingue par quatre aspects :

- Sa famille
- Ses degrés de liberté
- Le nombre de nœuds
- Sa formulation
- La méthode d'intégration

Les familles d'éléments finis se distinguent par leur géométrie (cf. Figure 1.18). Le degré de liberté est la variable fondamentale de l'analyse. Dans une analyse mécanique, il s'agit du déplacement et de la rotation des nœuds. Les valeurs de ses grandeurs aux autres points des éléments sont obtenues par interpolation des valeurs aux nœuds. De ce fait, la densité de maillage et le nombre de nœuds dans l'élément peut influencer le résultat. Les éléments contenant des nœuds uniquement à leurs coins / extrémités utilisent une interpolation linéaire, et les éléments contenant des nœuds intermédiaires utilisent une interpolation de second ordre [49]. La formulation des éléments fait référence à la théorie mathématique qui définit leur comportement. Dans la formulation Lagrangienne, les éléments se déforment suivant la loi de comportement du matériau. Cette description est couramment retenue pour la modélisation de la mécanique des solides. La description Eulérienne concerne habituellement la modélisation des fluides et des transferts thermiques (les éléments sont spatialement fixes et le matériau les traverse). La méthode d'intégration permet l'expression des moyennes de déformation et de contrainte dans l'élément, ainsi que le calcul d'autres grandeurs dépendantes du volume de l'élément comme les énergies.

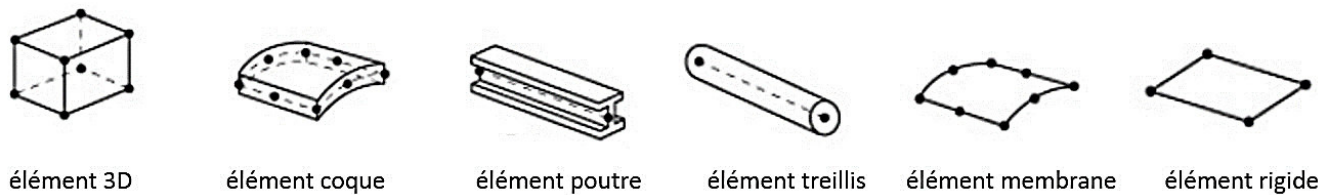


Figure 1.18 Liste non-exhaustive des familles d'élément finis.

L'assignation des lois de comportement définit la réponse mécanique de chaque élément. Elle peut être linéaire ou non-linéaire, isotrope ou anisotrope. Cette étape s'accompagne souvent d'une assignation d'un système de coordonnées locales, notamment lors de l'utilisation d'élément coque ou poutre dans une modélisation 3D. Ainsi, un système d'équations local est écrit pour chaque élément. Ces systèmes d'équations sont assemblés dans le repère global pour définir un système à résoudre de la forme :

$$[K]\{Q\} = \{F\} \quad \text{Équation 1.20}$$

où $[K]$ est la matrice de rigidité (dépendante des lois de comportement des matériaux), $\{F\}$ est le vecteur de chargement et $\{Q\}$ le vecteur des inconnues. Dans une formulation en déplacement, ce dernier s'agit des déplacements et des rotations des nœuds. Le chargement et les conditions aux limites sont ensuite respectivement appliqués aux vecteurs $\{F\}$ et $\{Q\}$. Enfin, l'étape de la résolution est entamée. Suivant si le schéma est implicite ou explicite, les méthodes de Newton-Raphson [50], [51] ou les méthodes de Runge-Kutta [52] sont respectivement retenues pour la résolution du système d'équation. Les méthodes citées sont les plus répandues. Il en existe d'autres [50].

De l'état déchargé à l'état final, le chargement est incrémenté par pas de temps. La méthode implicite consiste à retrouver l'état déformé à $t + \Delta t$ en prenant comme paramètre d'entrée l'état déformé à t et à $t + \Delta t$. Cela peut être mis en équation comme suit :

$$G(Q(t), Q(t + \Delta t)) = 0 \quad \text{Équation 1.21}$$

G est une fonction résidu à minimiser pour converger vers la solution. En pratique, un critère de convergence en dessous duquel la solution est retenue, est utilisé. Face à des non-linéarités de comportement ou de contact, la résolution directe (une seule incrémentation) du système d'équations algébriques est quasi-impossible. Dans ce cas, la résolution incrémentale est appliquée. Elle linéarise les équations algébriques par un développement limité du premier ordre. Le problème non-linéaire est alors transformé en une suite de problèmes linéaires simples, et la matrice de rigidité est actualisée à chaque pas de temps. Plus le pas de temps est petit, moins le problème est non-linéaire et donc plus facile à résoudre. La Figure 1.19 illustre la méthode de résolution de

Newton-Raphson dans le cas où la fonction à évaluer est le vecteur de chargement $\{F\}$. Après la discrétisation en temps, plusieurs itérations sont effectuées entre les états déformés à t et à $t + \Delta t$ pour satisfaire le critère de convergence. Il est en général de l'ordre de 10^{-6} à 10^{-4} . Une fois atteint, la même procédure est répétée pour le pas de temps suivant. S'il n'est pas atteint pour un nombre d'itération seuil, le pas de temps Δt est réduit et la procédure de résolution itérative est relancée [49]. Cela permet de réduire le temps de calcul et d'éviter la divergence de la résolution. Les termes K_T sont appelés matrices de rigidité tangentes.

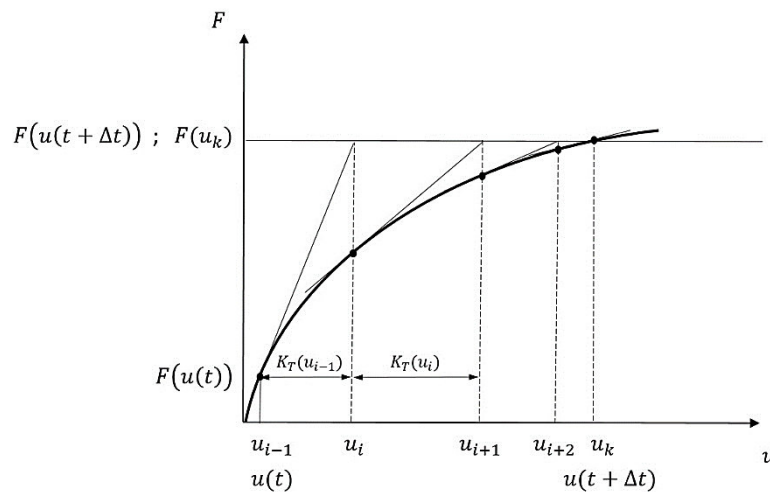


Figure 1.19 Illustration de la méthode implicite de Newton-Raphson.

La méthode explicite consiste à retrouver l'état déformé à $t + \Delta t$ en l'évaluant à travers l'état déformé à t . Si la fonction à évaluer est le vecteur de chargement $\{F\}$, le problème se formule de la manière suivante :

$$F(u(t + \Delta t)) = V(F(u(t))) \quad \text{Équation 1.22}$$

où V est une fonction définie par la méthode de résolution. Les méthodes de Runge-Kutta sont différentes par leur ordre. Quand celui-ci vaut un, la méthode est équivalente à la méthode d'Euler présentée dans la Figure 1.20. Au point d'abscisse $u(t)$, la dérivée de la fonction F s'écrit comme suit :

$$F'(u(t)) = \frac{F(u(t+\Delta t)) - F(u(t))}{u(t+\Delta t) - u(t)} \quad \text{Équation 1.23}$$

Pour un pas de temps suffisamment petit, nous pouvons écrire :

$$F(u(t)) = F'(u(t)) \quad \text{Équation 1.24}$$

La fonction de chargement à l'état $t + \Delta t$ s'écrit alors :

$$F(u(t + \Delta t)) = F(u(t)) + (u(t + \Delta t) - u(t))F'(u(t)) \quad \text{Équation 1.25}$$

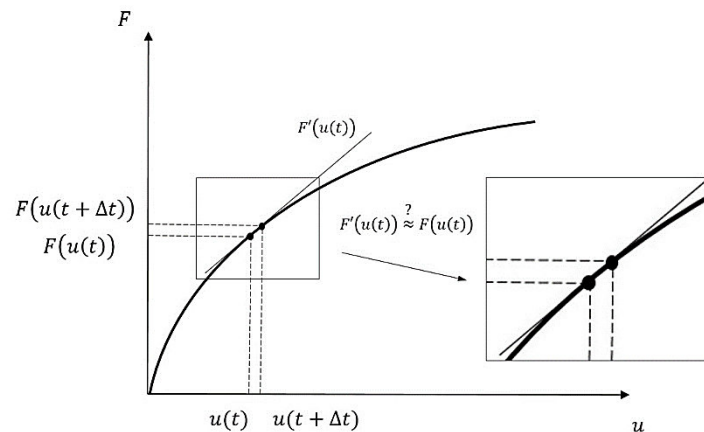


Figure 1.20 Illustration de la méthode d'Euler explicite.

Les schémas implicite et explicite sont donc différents de par leur formulation. En pratique, cette différence se résume aux points suivants :

- Le schéma implicite est inconditionnellement stable alors que le schéma explicite ne l'est que si le pas de temps est suffisamment petit ;
- Le schéma implicite est dit incrémental itératif. Le schéma explicite est seulement incrémental ;
- Le schéma explicite ne fait pas appel à des matrices de rigidité tangentes (pas de terme différentiel) ;
- En termes de temps de calcul par incrément, le schéma explicite est moins coûteux ;
- En cas d'erreur significative, le schéma implicite itérera le calcul pour satisfaire la condition de convergence. Dans une formulation explicite, s'il y a une erreur significative à l'incrément i , elle est amplifiée à l'incrément $i + 1$.

Une fois que les déplacements et rotations sont identifiés, les déformations, les contraintes, les énergies, et d'autres variables sont calculées par intégration sur le volume de chaque élément. La plupart des codes de calcul utilisent la méthode d'intégration de Gauss [53]. La valeur de l'intégrale est approchée par une somme pondérée en un certain nombre de points dits points de Gauss. L'approximation d'un polynôme de degré $2n - 1$ est exacte si le nombre de points d'intégration est de n . Les champs de déformation et de contrainte, ainsi calculés aux points d'intégration, sont généralement discontinus. Ils peuvent être affichés directement ou après lissage. La procédure de lissage reconstruit un champ continu en s'appuyant sur les nœuds du maillage : les valeurs nodales sont calculées comme étant les moyennes pondérées des éléments adjacents, puis un champ passant par ces

valeurs est construit à l'aide des fonctions d'interpolation (cf. Figure 1.21). Le champ lissé est plus pertinent. Toutefois, la visualisation du champ avant le lissage peut être d'un grand intérêt : des discontinuités significatives sont symptomatiques d'un maillage peu adapté, aboutissant à des hypothèses cinématiques non-appropriées.

Ainsi, la méthode de modélisation par éléments finis a été synthétisée, et les références nécessaires à la compréhension des théories qui y sont utilisées ont été données.

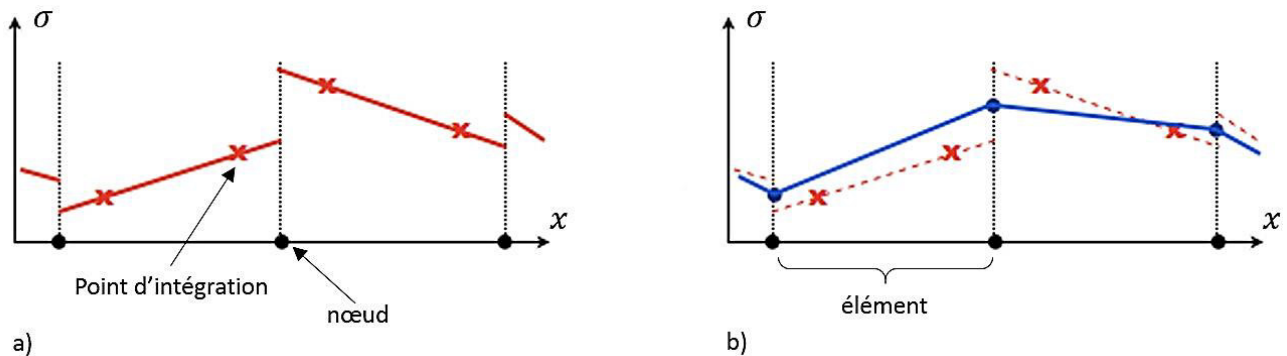


Figure 1.21 a) Champ de contraintes brut calculé aux points d'intégration (discontinu). b) Champ de contraintes pondéré aux nœuds et interpolé (continu).

4.3 Mécanique des matériaux composites à renforts fibreux et à matrice organique

Les composites à renforts fibreux et à matrice organique tiennent une place conséquente dans les matériaux constituant les panneaux sandwichs. Nous présentons dans ce qui suit une brève revue des publications ayant contribué à la description de la mécanique de ces matériaux.

La microstructure des composites à fibres continues donne lieu à un comportement orthotrope bien décrit par la communauté scientifique. Il est aussi admis que ces matériaux ont un comportement linéaire-élastique avant la rupture. Une des problématiques les plus complexes dans l'analyse des propriétés mécaniques des matériaux composites est la prédiction de la ruine. Les aspects microstructuraux (imperfections géométriques, défauts d'imprégnation, délaminage matrice/fibre...) sont si complexes qu'ils rendent très difficile la prédiction de la ruine par une description micromécanique. Une approche plus simple est de raisonner sur des critères de ruine macromécaniques telles que des contraintes ou des déformations. La formulation mathématique de ces critères se fait aisément par des fonctions polynomiales dont les coefficients se déterminent expérimentalement par des tests de traction, de compression, de cisaillement, de flexion, etc. La première contribution à ce sujet a été apportée par Tsai en 1965 [54]. L'auteur s'est basé sur l'article de Hill [55] pour proposer un critère dont la forme est la suivante :

$$A(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + B(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + C(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 2D\sigma_{xy}^2 + 2E\sigma_{yz}^2 + 2F\sigma_{zx}^2 = 1 \quad \text{Équation 1.26}$$

Tsai a ainsi supposé que le critère de rupture d'un composite à renforts fibreux a la même forme mathématique que le critère de seuil élastique d'un matériau élasto-plastique orthotrope [55]. L'apparition des contraintes σ_{xx} , σ_{yy} et σ_{zz} en tant que des différences portées au carré met en évidence l'hypothèse, formulée par Hill [55], de négliger l'effet de ces contraintes sur l'initiation de la rupture et de raisonner sur des quantités définissant le degré d'orthotropie. Cette hypothèse a été remise en cause par Hoffman [56] en rajoutant des termes linéaires faisant apparaître les contraintes σ_{xx} , σ_{yy} et σ_{zz} (cf. Équation 1.27). L'auteur a également différencié la rupture uni-axiale en traction de la rupture en compression dans sa définition des coefficients du polynôme (cf. Équation 1.28).

$$A(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + B(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + C(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + D\sigma_{xx} + E\sigma_{yy} + F\sigma_{zz} + G\sigma_{xy}^2 + H\sigma_{yz}^2 + I\sigma_{zx}^2 = 1 \quad \text{Équation 1.27}$$

$$\begin{cases} A = \frac{1}{2} [(\bar{\sigma}_{yy}^t \bar{\sigma}_{yy}^c)^{-1} + (\bar{\sigma}_{zz}^t \bar{\sigma}_{zz}^c)^{-1} - (\bar{\sigma}_{xx}^t \bar{\sigma}_{xx}^c)^{-1}] \\ B \text{ et } C \text{ s'obtiennent par permutation de } x, y \text{ et } z \\ D = (\bar{\sigma}_{xx}^t)^{-1} - (\bar{\sigma}_{xx}^c)^{-1} \\ E \text{ et } F \text{ s'obtiennent par permutation de } x, y \text{ et } z \\ G = (\bar{\sigma}_{xy})^{-2} \\ H \text{ et } I \text{ s'obtiennent par permutation de } x, y \text{ et } z \end{cases} \quad \text{Équation 1.28}$$

$\bar{\sigma}_{ii}^t$ et $\bar{\sigma}_{ii}^c$ représentent respectivement la contrainte ultime de traction et de compression dans la direction i . $\bar{\sigma}_{ij}$ renvoie à la valeur de contrainte ultime de cisaillement (avec : $i = x, y, z$; $j = x, y, z$; $i \neq j$).

En 1971, Tsai et Wu [57] ont proposé un critère de rupture de forme quadratique (cf. Équation 1.29). Les termes de soustraction des contraintes σ_{xx} , σ_{yy} et σ_{zz} n'y apparaissent pas. En écriture contractée, le critère se présente comme suit :

$$F_{ij}\sigma_i\sigma_j + F_i\sigma_i = 1 \quad \text{Équation 1.29}$$

où $i = 1, 2, 3, 4, 5, 6$

et $1 \equiv 11$, $2 \equiv 22$, $3 \equiv 33$, $4 \equiv 31$, $5 \equiv 23$, $6 \equiv 12$

Pour un matériau orthotrope, les coefficients F_i et F_{ii} sont définis ci-après :

$$\begin{cases} F_{11} = \frac{1}{\bar{\sigma}_{xx}^t + \bar{\sigma}_{xx}^c} \\ F_1 = \frac{1}{\bar{\sigma}_{xx}^t} - \frac{1}{\bar{\sigma}_{xx}^c} \\ F_{66} = \frac{1}{(\bar{\sigma}_{xy})^2} \end{cases} \quad \text{avec : } F_6 = F_{16} = F_{26} = 0 \quad \text{Équation 1.30}$$

Les coefficients F_{22} , F_{33} , F_{44} , F_{55} , F_2 et F_3 s'obtiennent par analogie. Les auteurs ont proposé de déterminer les coefficients F_{12} , F_{23} et F_{13} par un essai bi-axial, bien que ce type d'essai soit difficile à mettre en œuvre.

Du fait de son caractère général et de sa polyvalence, le critère de Tsai et Wu [57] présente une avancée considérable par rapport aux critères précédents. Toutefois, son interprétation est considérée comme complexe et dans quelques cas, physiquement inacceptable. En effet, la rupture d'un matériau composite peut se présenter sous différents modes : rupture en traction, flambement, ou rupture de la matrice sous des contraintes transversales à la direction des fibres. Il n'est donc pas évident de représenter ces différents modes de rupture par une seule fonction. En 1980, Hashin [58] a remis en cause ce critère par un contre-exemple d'un composite à renfort unidirectionnel soumis à des contraintes planes. L'auteur a souligné que suivant l'Équation 1.30, la rupture d'un essai de traction bi-axiale dépend de la contrainte ultime en compression. Dans ce contexte, Hashin [58] a proposé une évaluation de la rupture par des équations distinctes pour chaque mode de rupture. En considérant un spécimen cylindrique à renfort unidirectionnel (la direction x est celle des fibres), l'auteur a d'abord différencié les modes de rupture des fibres (cf. Équation 1.31) des modes de rupture de la matrice (cf. Équation 1.32) :

Rupture des fibres

$$A_f \sigma_{xx} + B_f \sigma_{xx}^2 + \frac{1}{\tau_A^2} (\sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2) = 1 \quad \text{Équation 1.31}$$

Rupture de la matrice

$$A_m (\sigma_{yy} + \sigma_{zz}) + B_m (\sigma_{yy} + \sigma_{zz})^2 + \frac{1}{\tau_T^2} (\sigma_{yz}^2 - \sigma_{yy} \sigma_{zz}) + \frac{1}{\tau_A^2} (\sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2) = 1 \quad \text{Équation 1.32}$$

Le terme τ_A renvoie à la contrainte ultime de cisaillement $\bar{\sigma}_{xy}$ ou $\bar{\sigma}_{xz}$. τ_T représente la contrainte ultime de cisaillement transverse $\bar{\sigma}_{yz}$. Ensuite, la rupture en traction a été distinguée de la rupture en compression pour chaque cas. Les critères suivants ont ainsi été proposés après l'identification des coefficients A et B :

Rupture des fibres en traction

$$\left(\frac{\sigma_{xx}}{\bar{\sigma}_{xx}^t}\right)^2 + \frac{1}{\tau_A^2}(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2) = 1 \quad \text{ou} \quad \sigma_{xx} = \bar{\sigma}_{xx}^t \quad \text{Équation 1.33}$$

Rupture en compression dans le sens des fibres

$$\sigma_{xx} = \bar{\sigma}_{xx}^c \quad \text{Équation 1.34}$$

Rupture de la matrice en traction

$$\frac{1}{\bar{\sigma}_{yy}^t}(\sigma_{yy} + \sigma_{zz})^2 + \frac{1}{\tau_T^2}(\sigma_{yz}^2 - \sigma_{yy}\sigma_{zz}) + \frac{1}{\tau_A^2}(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2) = 1 \quad \text{Équation 1.35}$$

Rupture de la matrice en compression

$$\frac{1}{\bar{\sigma}_{yy}^c} \left[\left(\frac{\bar{\sigma}_{yy}^c}{2\tau_T} \right)^2 - 1 \right] (\sigma_{yy} + \sigma_{zz}) + \frac{1}{4\tau_T^2} (\sigma_{yy} + \sigma_{zz})^2 + \frac{1}{\tau_T^2} (\sigma_{yz}^2 - \sigma_{yy}\sigma_{zz}) + \frac{1}{\tau_A^2} (\sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2) = 1 \quad \text{Équation 1.36}$$

Ce modèle présente un bon accord avec les résultats expérimentaux [58]. Il est considéré comme étant le plus abouti pour prédire la rupture d'un matériau composite à renforts fibreux et à matrice organique.

4.4 Mécanique des matériaux granulaires à liant minéral

Les matériaux granulaires à liant minéral sont de plus en plus utilisés dans les panneaux sandwichs pour leurs propriétés en compression, la réponse qu'ils apportent aux problématiques d'instabilité et de poinçonnement des peaux fines et leur bonne réaction et résistance au feu. Nous estimons donc nécessaire de prendre connaissance des modèles les plus pertinents pour prédire le comportement mécanique et la rupture de ces matériaux. Une brève revue bibliographique autour de cette question est présentée ci-après.

Dans la phase pré-pic, les matériaux granulaires à liant minéral présentent souvent un comportement non-linéaire en compression et un comportement plus ou moins linéaire en traction. La rupture en compression est souvent ductile, pilotée par une dégradation progressive du module d'élasticité. En traction, la rupture est fragile et est associée à l'initiation et la propagation rapide de fissure. Quand ils sont soumis à un chargement cyclique, le caractère plastique de ces matériaux est mis en évidence par les déformations inélastiques à la décharge, et leur caractère endommageable est traduit par une diminution de la valeur du module d'élasticité à la phase de recharge du cycle suivant. Ces observations mécaniques sont liées à des phénomènes microscopiques intrinsèques aux matériaux : la formation de microfissures sous des contraintes de traction et la fermeture ou la rupture des pores sous des contraintes de compression. Cela donne lieu à des variations inélastiques du volume du matériau. Lesdites déformations inélastiques sont donc une addition de déformations plastiques et de

déformations de rupture microscopique. L'hypothèse d'isotropie est vérifiée dans la plupart des cas pour ces matériaux.

Pour simuler la propagation d'une fissure, plusieurs approches ont été énoncées. L'approche énergétique considère à juste titre une quantité d'énergie emmagasinée par la déformation du matériau, et une quantité d'énergie libérée par la formation de la fissure. La fissure se propage d'une énergie seuil. Cette formulation ne considère pas un état intermédiaire entre l'état fissuré et non-fissuré. D'après Hillerborg et al. [59], cette chute de contrainte n'est pas aussi brutale : de l'initiation de la fissure à la macrofissure, une longueur de transfert de charge existe. Cela est d'autant plus vrai quand le matériau est microfibré. En s'inspirant du modèle de force cohésive de Barenblatt, Hillerborg et al. [59] ont proposé en 1976 un modèle décrivant l'initiation de fissures et leur propagation. Il est illustré dans la Figure 1.22. La fissure est initiée quand la contrainte ultime en traction est atteinte. La notion d'ouverture de fissure y est introduite au travers du paramètre w . Tant que $w \leq w_l$, la fissure est considérée comme microscopique et des efforts cohésifs y sont transmis suivant la fonction $f(w)$. Cette contribution n'aborde pas le comportement en compression et le considère comme élastique-linéaire jusqu'à la rupture.

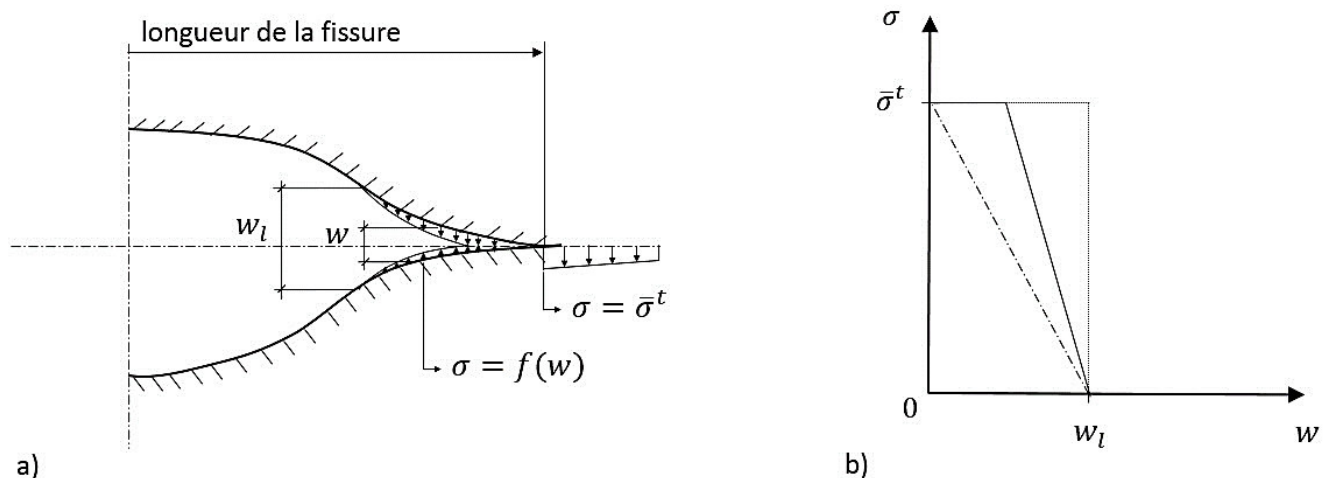


Figure 1.22 Modèle d'initiation et de propagation des fissures de Hillerborg et al. [59] : a) schéma de l'ouverture d'une fissure. b) exemples de fonctions $f(w)$ adoptées en pratique.

Z.P Bazant a contribué par plusieurs publications à la modélisation des non-linéarités de la réponse des matériaux granulaires à liant minéral. Un des modèles les plus aboutis est celui décrit par J.C. Chern, A.H. Marchertas, Z.P. Bazant et F.B. Lin [60]. La proposition de ce modèle a été motivée par l'identification difficile des paramètres des modèles antérieures (mise en œuvre des essais et nombre de paramètres élevé), leur capacité à prédire le comportement mécanique et la rupture, et quelques manquements mathématiques rendant l'implémentation de codes éléments finis et leur convergence difficiles. Pour décrire le comportement non-linéaire et adoucissant

de ces matériaux, la théorie de la plasticité est souvent adoptée et est réputée donner des résultats concordants avec les réponses expérimentales. Cette théorie se base sur trois éléments principaux : une surface seuil séparant les domaines élastique et plastique, une fonction d'écoulement plastique et une fonction de durcissement/adoucissement définissant le comportement post-pic. Dans ce contexte, Chern et al. [60] se sont efforcés de proposer un modèle continu, convexe et associatif. Les auteurs ont défini deux surfaces seuils sans pour autant parler de modèle de plasticité multi-surfaces. En effet, une surface à la fois est utilisée pour évaluer la plasticité. La première surface, utilisant une fonction d'écoulement plastique de Von Mises, est associée aux petites déformations inélastiques se produisant dans la phase pré-pic. La deuxième surface seuil est associée aux grandes déformations inélastiques dues à la rupture des pores. Elle conditionne donc principalement l'endommagement du matériau et le comportement post-pic. Nous soulignons que ce modèle ne décrit pas l'endommagement dans son sens mécanique (diminution de la valeur du module d'élasticité). La réponse mécanique face à un chargement cyclique ne peut donc être prédite de manière satisfaisante.

Telle que décrite dans l'article de Chern et al. [60], l'utilisation de la théorie de la plasticité pour prédire le comportement des matériaux granulaires à liant minéral atteint ses limites quand l'état de contrainte est dominé par un état de traction (à titre d'exemple, la fissuration du béton armé ou sa rupture par cisaillement). Face à cette insuffisance, des auteurs ont proposé l'utilisation de la théorie de la plasticité pour les états de compression et un modèle de propagation de fissure (comme celui de Hillerborg et al. [59] par exemple) pour les états de traction. Toutefois, cette approche reste difficile à formuler car elle requière l'implémentation de deux comportements non-couplés pour chaque contrainte principale. La contribution de Lubliner et al. [61] a répondu à ces limitations par la proposition d'un modèle plastique qui décrit le comportement non-linéaire et la rupture en compression et en traction. Cela a été permis par l'introduction de paramètres distincts pour différencier le comportement en compression du comportement en traction (cf. Figure 1.23). Lubliner et al. [61] ont également introduit des paramètres d'endommagement permettant la diminution de la valeur du module d'élasticité et la prédiction des réponses cycliques de façon satisfaisante. En 1996, Luccioni et al. [62] ont proposé une amélioration de ce modèle en couplant la plasticité avec l'endommagement et en résolvant les deux problèmes de façon simultanée. L'énergie dissipée est ainsi modélisée de façon correcte.

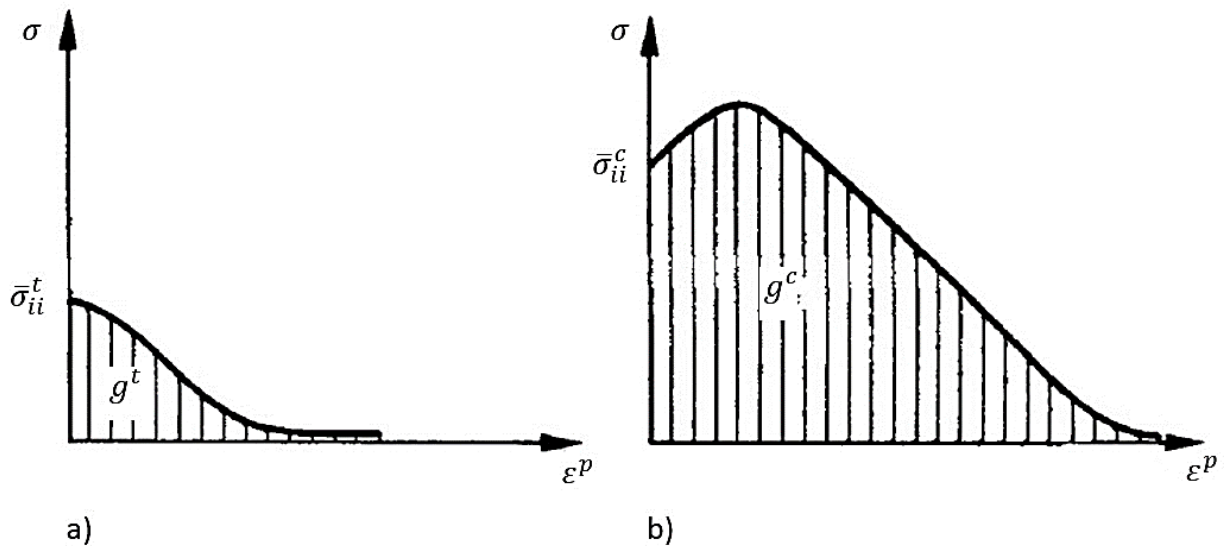


Figure 1.23 Comportement plastique retenus par Lubliner et al [61] : a) traction ; b) compression.

Ainsi, les contributions les plus remarquables abordant la modélisation des matériaux granulaires à liant minéral ont été abordées. Toutefois, les publications autour de cette question sont multiples et cette sélection reste subjective. Outre le comportement au cours du temps et le vieillissement de ces matériaux, le caractère stochastique de l'initiation et de la propagation des fissures n'a pas été abordé.

4.5 Mécanique des interfaces

Dans un matériau multicouche, une interface définit la couche limite où se localisent les liaisons physico-chimiques liant deux matériaux voisins et où un saut des propriétés mécaniques est observé. Dans ce qui suit, les adhésions directe et indirecte sont définies et les mécanismes physico-chimiques élémentaires rentrant en jeu dans la liaison de deux matériaux non miscibles sont énoncés. Ensuite, les paramètres influents sur les propriétés mécaniques de l'interface sont présentés. Enfin, les modes de rupture, les essais de caractérisation et la modélisation mécanique des interfaces sont abordés.

4.5.1 L'adhésion directe et indirecte

L'adhésion est l'ensemble des phénomènes physico-chimiques qui se produisent lorsque deux matériaux sont mis en contact intime dans le but de créer une résistance mécanique à leur séparation. L'énergie nécessaire à cette séparation s'appelle l'énergie d'adhésion et l'adhérence est la force nécessaire pour la réaliser. L'adhésion peut être directe (sans matériau intermédiaire) ou indirecte avec un matériau intercalaire (cf. Figure 1.24).

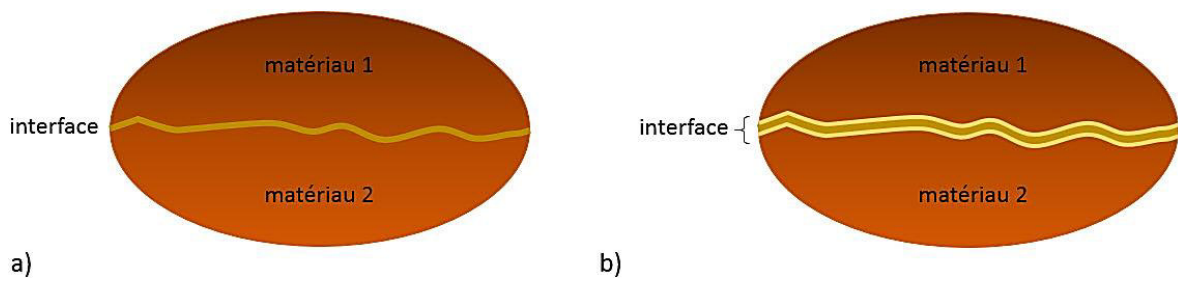


Figure 1.24 a) adhésion directe. b) adhésion indirecte.

Adhésion directe

L'adhésion directe entre deux matériaux solides est rare. Elle a lieu uniquement entre des matériaux très lisses et extrêmement propres (mica ou silicium par exemple), que nous arrivons à mettre en contact intime à des distances de l'ordre de la taille atomique. Elle est donc quasiment inenvisageable pour des surfaces rugueuses. L'adhésion directe est liée principalement, mais pas uniquement, aux interactions de van der Waals [63].

Adhésion indirecte

L'adhésion indirecte est une adhésion avec un matériau intercalaire qui assure le lien mécanique entre les deux matériaux à faire adhérer. Elle est très fréquente. Le matériau intercalaire peut être une colle ou un adhésif. Les colles se caractérisent par le fait qu'elles se solidifient après application, tandis que les adhésifs sont des matériaux solides très déformable, dont l'état n'évolue pas une fois appliqués. Dans les deux cas, il s'agit d'un matériau intercalaire qui assure un contact intime avec la surface de chacun des deux matériaux.

4.5.2 Mécanismes élémentaires

Les mécanismes élémentaires qui définissent une interface à l'échelle atomique se traduisent par des liaisons de différents types, dépendamment des propriétés physico-chimiques des matériaux mis en jeu. Elles sont définies ci-après.

4.5.2.1 Liaisons métalliques

La cohésion d'un métal est modélisée par une mer d'électrons dans laquelle baignent des cations métalliques. Une liaison métallique met en jeu un grand nombre d'atomes qui mettent en commun leurs électrons de la couche de valence. Cette liaison est isotrope.

4.5.2.2 Liaisons chimiques intramoléculaires

Liaisons ioniques

Elles sont créées quand il y a une forte électronégativité entre deux atomes, ce qui génère un dipôle (typiquement entre un atome non métallique et un métal). Ces liaisons sont non-orientées.

Liaisons covalentes

Une liaison covalente est caractérisée par une mise en commun d'électrons de valence visant à abaisser le niveau d'énergie des atomes, afin d'acquérir la structure électronique d'un gaz noble (typiquement entre 2 non-métaux). Ces liaisons sont orientées.

4.5.2.3 Liaisons physiques intermoléculaires

Liaisons hydrogène

L'origine de cette liaison est essentiellement électrostatique. Elle résulte d'une interaction entre un atome d'hydrogène et un atome électronégatif. On parle ainsi de pont hydrogène.

Liaisons type Van Der Waals

En chimie, une force de van der Waals, interaction de van der Waals ou liaison de van der Waals est une interaction électrique de faible intensité entre atomes, molécules, ou entre une molécule et un cristal. On en distingue 3 types selon la nature des éléments liés : les liaisons dispersives ou de London, les liaisons polaires ou de Keesom, les liaisons de Debye [63].

Ces différentes liaisons se caractérisent par la distance entre atomes des deux matériaux liés. Ce paramètre gouverne de manière directe la force de liaison (adhérence). La Figure 1.25 montre la variation de cette force en fonction de la distance entre atomes. Si la distance atomique est inférieure à 1\AA , une force de répulsion rentre en jeu. Une distance atomique supérieure à 5\AA est synonyme d'absence de liaisons intramoléculaires et intermoléculaires. Le pic de force de liaison de la Figure 1.25 correspond à l'état cristallin. Le Tableau 1.1 donne les énergies d'adhésion et la distance atomique de chaque type de liaison.

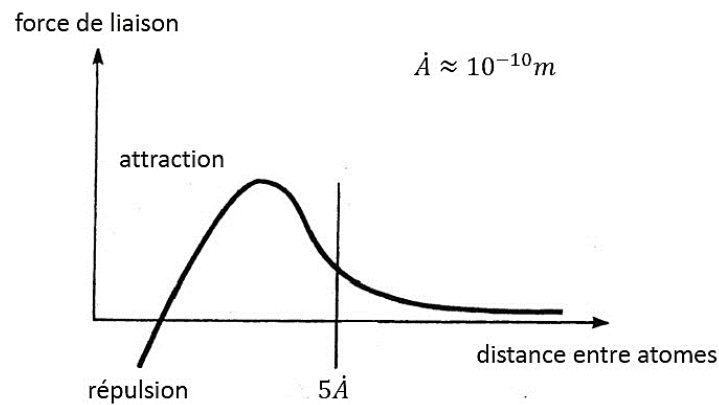


Figure 1.25 Courbe qualitative de la force de liaison en fonction de la distance entre atomes [63].

Tableau 1.1 Energies de liaison en fonction de la distance entre atomes [63].

Type de liaison	Energies (Kcal/mol)	Distance ($\text{Å} \approx 10^{-10}m$)
Liaisons interatomiques		
– ionique	140 à 250	1 à 2
– covalente	15 à 170	
– métallique	27 à 85	
Liaisons intermoléculaires		
– hydrogène	15	3
– dispersion	10	4 à 5
– orientation	5	3 à 4
– induction	0.5	4 à 5

4.5.3 Les paramètres principaux pour une bonne adhésion

Le mouillage

Dans le cadre de l'adhésion indirecte, le mouillage traduit la faculté du matériau intercalaire à créer des liaisons de type Hydrogène ou de Van der Waals à l'interface avec le substrat. Ces liaisons tendent à abaisser les forces de cohésion internes de la goutte au contact de la surface du substrat et induisent ainsi son étalement. Plus le mouillage est bon plus l'énergie d'adhésion est élevée. La qualité du mouillage s'évalue par l'angle que fait ladite goutte avec la surface du substrat (cf. Figure 1.26). Il peut être estimé par de diverses techniques d'imagerie.

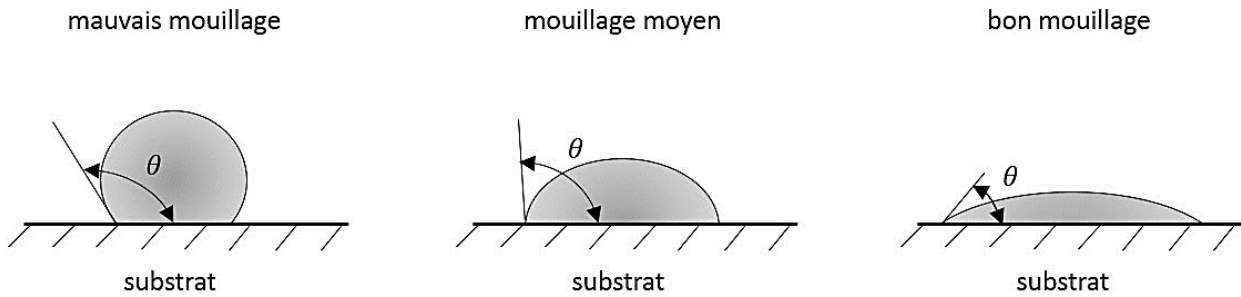


Figure 1.26 Estimation de la qualité du mouillage par l'angle θ .

Rugosité du substrat

La rugosité et la porosité du substrat jouent un rôle majeur dans les phénomènes d'adhésion. La rugosité est un paramètre favorable à l'adhésion par l'augmentation de la surface de contact et la multiplication du nombre de sites réactionnels. Cependant, une rugosité trop élevée et/ou une distribution non-uniforme peuvent être une cause de fragilisation de l'interface en induisant un mauvais mouillage, l'emprisonnement d'air ou d'eau dans les cavités et des concentrations de contraintes dans ces zones (cf. Figure 1.27). La contrainte de cisaillement à l'interface en fonction de la rugosité suit l'allure présentée dans la Figure 1.28.

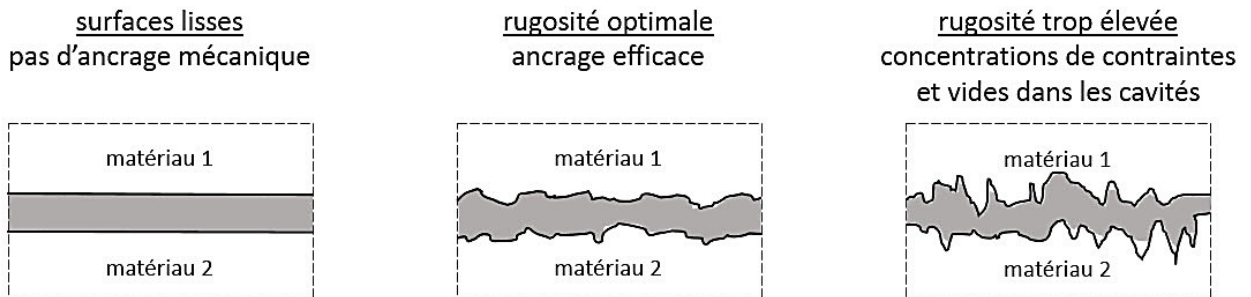


Figure 1.27 Illustration de l'effet de la rugosité sur l'ancrage mécanique.

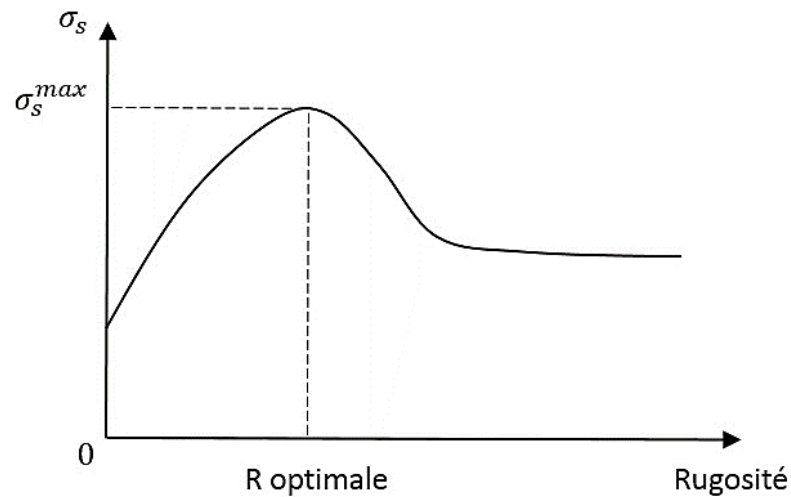


Figure 1.28 Allure de la contrainte tangentielle en fonction de la rugosité.

Traitement de surface

Les techniques de traitement de surface sont diverses : traitement sulfochromique, anodisation chromique, dégraissage, application de primaire d'accroche, etc. Elles visent à préparer les deux surfaces pour une meilleure adhésion. Suivant la technique utilisée, le but recherché peut être :

- L'élimination des corps étrangers (poussières, graisses...);
- L'élimination des couches superficielles fragiles (couches d'oxydes par exemple);
- L'augmentation de la rugosité des supports (par le sablage par exemple);
- L'application de primaire d'accroche pour créer sur la surface du substrat des sites réactifs compatibles avec le deuxième matériau.

Post-traitement

Le post-traitement peut être thermique ou mécanique (par l'application d'une pression). Il a pour objectif de consolider les sites réactifs et le pontage des chaînes polymères afin de permettre la réticulation, le cas échéant (cas des colles).

4.5.4 Modes de rupture des interfaces et essais de caractérisation

Les modes de rupture possible d'une interface sont au nombre de trois (cf. Figure 1.29). Si l'espace est associé à un repère cartésien (x, y, z) et que l'axe z est normal à la surface de contact entre les deux matériaux qui adhèrent, le mode I est la rupture associée à l'axe z . Les modes II et III sont des ruptures tangentielles à la surface

de contact. Ils sont provoqués par un cisaillement plan ou anti-plan par rapport à la fissure créée. Dans une rupture par le mode II, le déplacement relatif des lèvres de la fissure est normal au front de celle-ci, alors qu'il y ait tangential dans le cas du mode III.

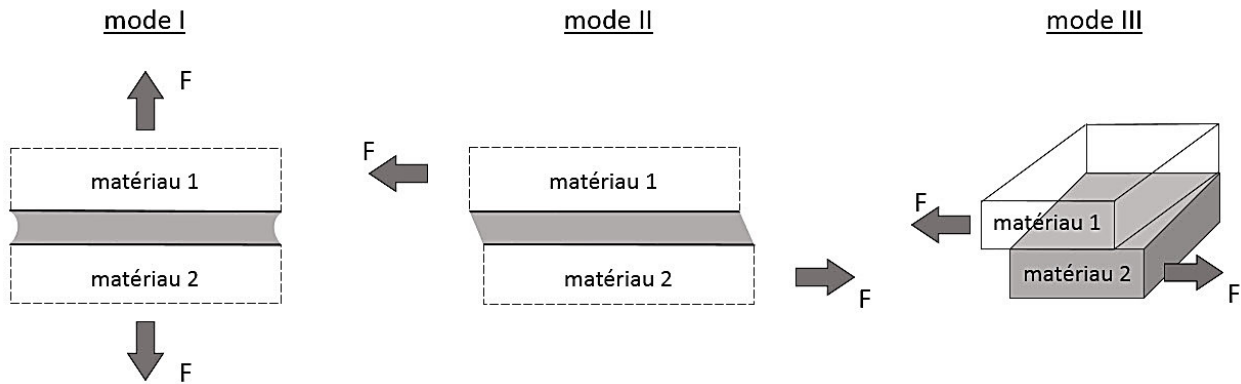


Figure 1.29 Rupture d'interface : mode I, mode II et mode III.

La Figure 1.30 présente les modes de rupture possible d'une adhésion indirecte. La rupture adhésive est une rupture entre le matériau intercalaire et le substrat, la rupture cohésive s'agit d'une ruine du matériau intercalaire et la rupture mixte combine les deux précédentes ruptures.

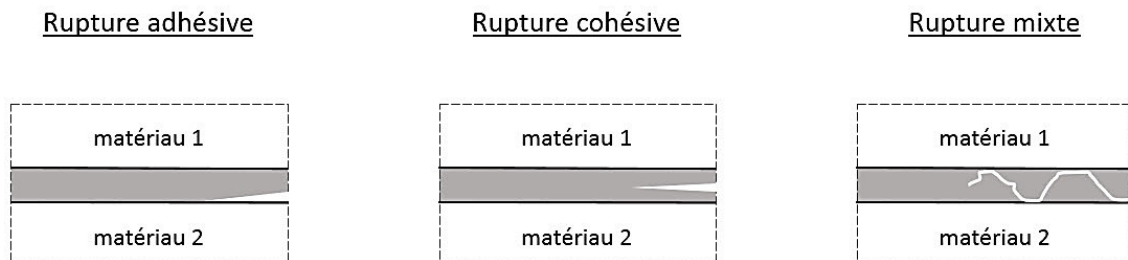


Figure 1.30 Modes de rupture d'une adhésion indirecte : rupture adhésive, cohésive et mixte.

La caractérisation expérimentale des paramètres gouvernant la ruine d'une interface, qui sont la contrainte ultime et l'énergie nécessaire à l'amorçage et à la propagation de la fissure, peut se faire par l'intermédiaire d'essais divers. Le choix de l'essai approprié dépend principalement de la rigidité des deux matériaux qui adhèrent. Les éprouvettes doivent être dimensionnées pour que la rupture se produise à l'interface. La Figure 1.31 illustre une liste non-exhaustive des essais de caractérisation des différents modes de ruine. Dépendamment des sollicitations et de la géométrie de l'éprouvette, plusieurs modes peuvent être activés en même temps. Le cas échéant, nous parlons de mode mixte. Le mode III n'a pas été détaillé car il est peu fréquent et les ressources bibliographiques traitant de ce mode de ruine sont peu nombreuses.

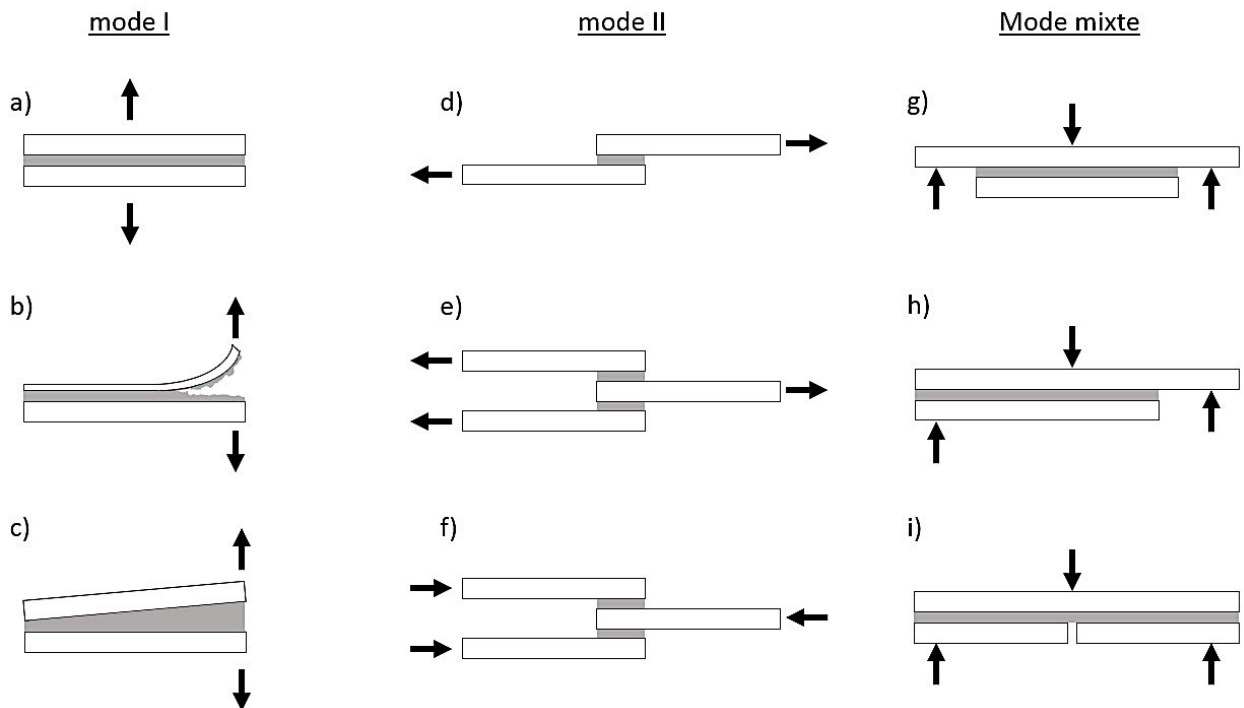


Figure 1.31 Essais de caractérisation d'interface : a) traction. b) pelage. c) clivage. d) cisaillement simple. e) essai pull-off. f) essai push-out. g) flexion sur éprouvette appuyée sur le substrat supérieur. h) flexion sur éprouvette appuyée sur le substrat inférieur d'un côté, et sur le substrat supérieur de l'autre. i) flexion sur éprouvette dont le substrat inférieur est pré-fissuré.

4.5.5 Modélisation des interfaces par la méthode des éléments finis

La modélisation du comportement mécanique d'une interface suggère la prise en compte de mécanismes de rupture complexes tels que l'amorçage et la propagation d'une fissure. A l'échelle microscopique, cela désigne le moment où les microfissures se joignent pour former une fissure macroscopique. Ce phénomène s'accompagne de très fortes concentrations et de relaxations locales de contrainte. La revue bibliographique indique que la majorité des études de modélisation d'interface se font à l'échelle mésoscopique ou macroscopique. La méthode des éléments finis est très souvent retenue.

La répartition des contraintes au travers de la surface de contact entre les deux matériaux peut être plus ou moins complexe, dépendamment des sollicitations et de la géométrie. Dans le cas de sollicitations du mode I, la contrainte normale à l'interface σ_n est supposée uniforme autour de la zone de chargement. La distribution de la contrainte tangentielle (σ_s ou σ_t) le long de la surface de contact est présentée dans la Figure 1.32. Nous pouvons y observer des concentrations de contrainte aux extrémités de la surface de contact. L'intensité de ces dernières dépend de la longueur de contact (cf. Figure 1.33). Plus cette longueur est petite, plus l'hypothèse d'approcher la contrainte tangentielle ultime par une distribution uniforme de la force appliquée sur la surface de contact est vraie (cf. Figure 1.33). Dans le cas d'adhésion indirecte, l'épaisseur du matériau intercalaire a un

impact sur la contrainte tangentielle ultime. La Figure 1.34 présente une allure qualitative de cette dernière en fonction de ce paramètre. Elle montre que les interfaces présentent une meilleure résistance au cisaillement quand l'épaisseur du matériau intercalaire est faible.

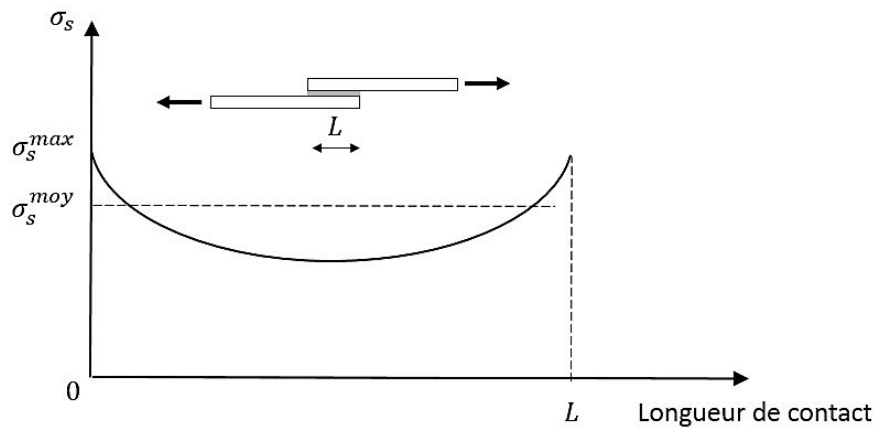


Figure 1.32 Distribution de la contrainte tangentielle à l'interface [64].

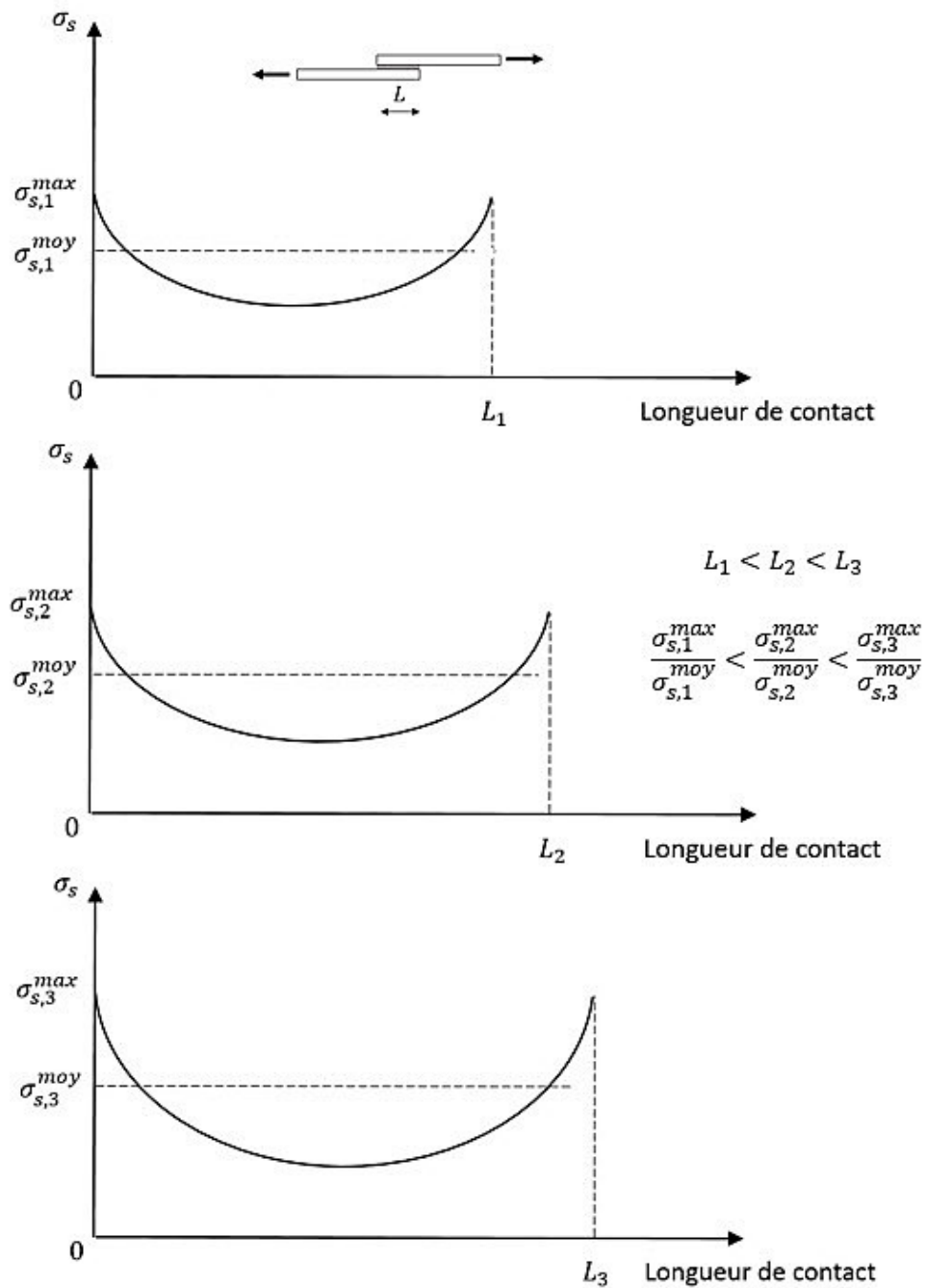


Figure 1.33 Distribution de la contrainte tangentielle en fonction de la longueur de contact [65].

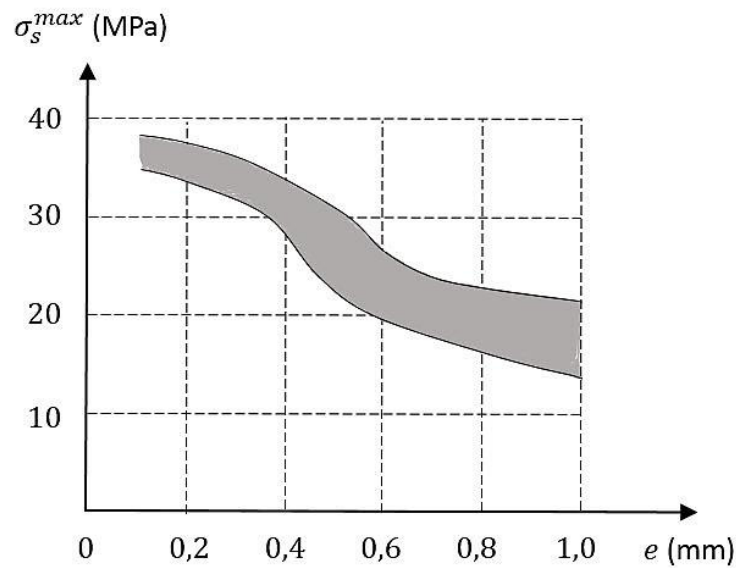


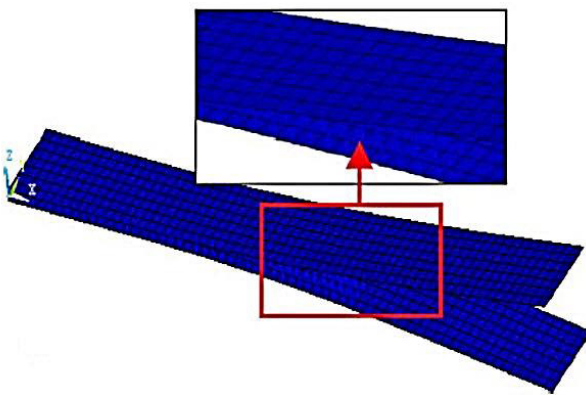
Figure 1.34 Contrainte ultime de cisaillement à l'interface en fonction de l'épaisseur du matériau intercalaire [65].

Dans une simulation 3D, les méthodes de modélisation d'une interface peuvent se formuler de deux manières : par l'expression des modes de rupture I et II de façon distincte, ou par la considération de couplages entre lesdits modes. Durant ces dernières décennies, plusieurs modèles par éléments finis ont été développés pour simuler la rupture des interfaces. Les paragraphes suivants en présentent les trois les plus pertinents à notre sens.

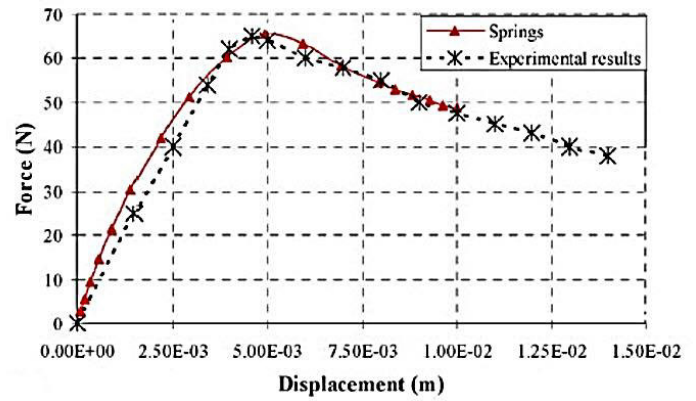
4.5.5.1 Modèle d'éléments ressort

Cette méthode simule la rupture de l'interface à l'aide d'éléments ressorts, localisés aux nœuds adjacents des deux couches. Ces éléments ressorts sont définis par deux nœuds et une courbe force-déplacement. Le comportement pré-pic de l'interface est linéaire et son endommagement est pris en compte par la définition d'une force maximum par élément et d'un comportement post-pic. Ce dernier peut être linéaire, trapézoïdal, exponentiel, etc.

Meo et Thieulot [66] ont utilisé cette modélisation pour simuler la réponse d'un essai de pelage. Les résultats de la simulation par éléments finis étaient en accord avec les résultats expérimentaux (cf. Figure 1.35).



a)



b)

Figure 1.35 Modélisation d'une interface par des éléments ressorts [66] : a) état déformé de l'éprouvette. b) confrontation des résultats de la simulation avec les données expérimentales.

4.5.5.2 Modèle de contact « tie-break »

La méthode de contact « tie-break » est formulée de façon à séparer les deux surfaces des matériaux sous des efforts de traction et / ou de cisaillement. Le critère utilisé est présenté par l'Équation 1.37. Cette méthode ne définit pas de comportement post-pic. Une fois le critère de ruine atteint, aucun effort n'est transmis entre les deux surfaces. La rupture de ce modèle est donc fragile. Ce cas de figure peut être rencontré dans le cas d'une adhésion directe. Une adhésion indirecte, avec collage par exemple, ne peut pas être décrite par ce modèle. Meo et Thieulot [66] ont montré que ce dernier ne reproduisait pas le comportement mécanique du délaminage d'un composite en mode I (cf. Figure 1.36).

$$\left(\frac{\sigma_n^t}{\bar{\sigma}_n^t}\right)^2 + \left(\frac{|\sigma_s|}{\bar{\sigma}_s}\right)^2 \leq 1$$

Équation 1.37

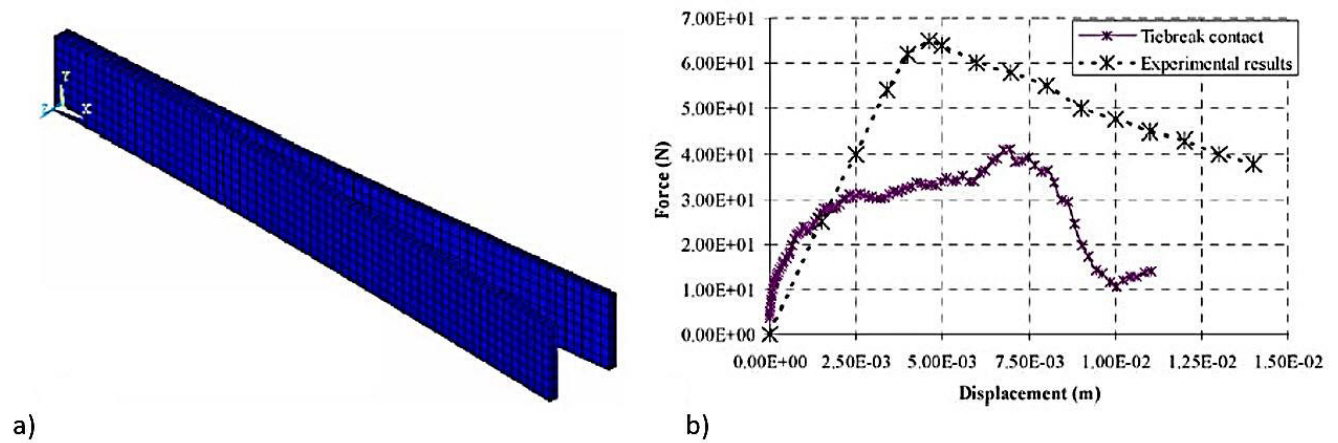


Figure 1.36 Modélisation d'une interface par le modèle tie-break [66] : a) état déformé de l'éprouvette. b) confrontation des résultats de la simulation avec les données expérimentales.

4.5.5.3 Modèles de zones cohésives (MZC)

La notion de force cohésive en pointe de fissure, introduite par Barenblatt au début des années soixante, a donné un nouvel élan à la modélisation numérique de la rupture des interfaces via le modèle de zones cohésives (MZC). Le MZC est à l'intersection de la mécanique des milieux continus et la mécanique de la rupture. Le respect des principes de la mécanique des milieux continus permet à cette méthode de prédire l'apparition de la fissure interfaciale sans connaissance préalable de son emplacement. La rupture peut s'exprimer en termes de contraintes ou de taux de restitution d'énergie. Ce modèle permet la modélisation de l'interface depuis son comportement linéaire à la propagation de l'endommagement, en passant par l'initiation de la fissure. Actuellement, le champ d'application des MZC touche la rupture fragile, la rupture ductile, la propagation par fatigue, l'évolution dynamique des fissures, etc.

Le modèle de zone cohésive introduit des éléments cohésifs de très faible épaisseur, ou une loi d'interaction entre les nœuds des deux matériaux initialement confondus (cf. surface-based cohesive behaviour [49]). La Figure 1.37 présente le comportement mécanique du modèle MZC. La loi de comportement des éléments cohésifs ou de l'interaction entre les nœuds des matériaux est une loi de « traction-séparation ». Généralement, elle est définie par une augmentation linéaire et réversible de la contrainte « traction », en fonction du déplacement relatif entre les nœuds « séparation ». L'atteinte de la contrainte maximum correspond à l'amorçage de l'endommagement. La propagation de celui-ci est définie par la loi de comportement de la partie post-pic. Elle peut être linéaire, trapézoïdale, exponentielle, etc (cf. Figure 1.38).

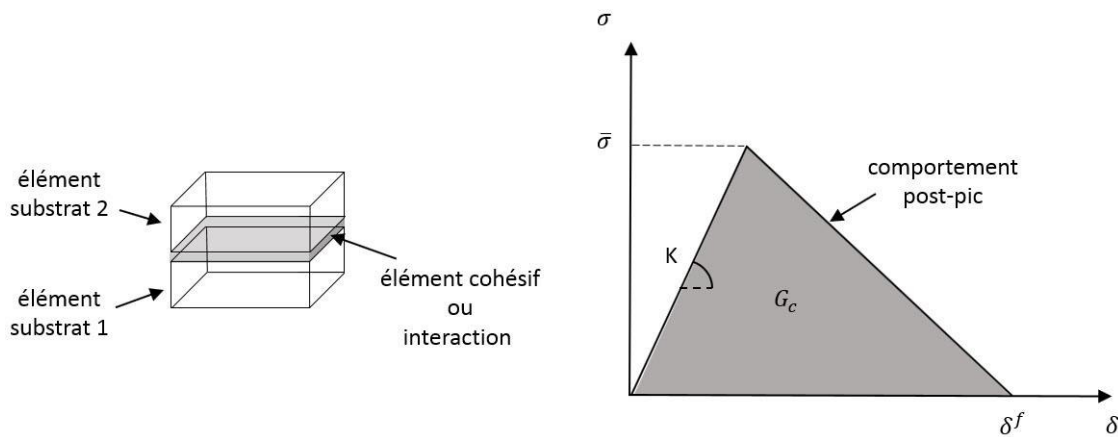


Figure 1.37 Présentation du modèle de zones cohésives.

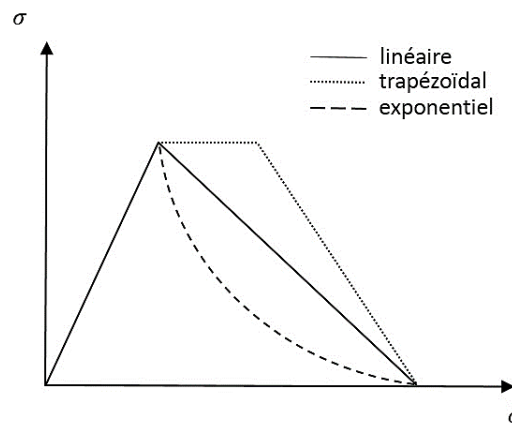


Figure 1.38 Modèle de zones cohésives : quelques lois de comportement post-pic.

La pente de la première partie linéaire de la courbe « traction-séparation » est définie par un paramètre K , la contrainte $\bar{\sigma}$ correspond à la contrainte ultime pour laquelle s'amorce l'endommagement et l'aire sous la courbe G_c détermine la valeur de l'énergie restituée à la rupture totale de l'interface. δ^f est le déplacement relatif entre les nœuds des substrats à la ruine.

L'utilisation du modèle de zones cohésives nécessite des précautions particulières. La sensibilité à la taille du maillage a été soulevée par plusieurs auteurs. Comme le montre les travaux de Turon et al. [67], en affinant la taille des éléments, il est aisé de déterminer une taille maximum du maillage pour laquelle cette sensibilité est atténuée. La loi de comportement post-pic impacte également les résultats numériques obtenus. Concrètement, les paramètres des deux problématiques soulignées doivent reproduire la vitesse réelle de l'endommagement de l'interface. Ces dernières peuvent être interdépendantes si le maillage est grossier. Il est donc nécessaire de définir une taille de maillage adéquate en premier lieu et d'étudier l'influence de la loi de comportement post-pic ensuite.

Conclusions

Cette revue bibliographique a défini les panneaux sandwichs et a présenté quelques applications de ces derniers dans le génie civil. Cela a montré la grande adaptabilité de ce type de panneau pour les problématiques de la construction. En effet, nous les retrouvons dans les structures plancher / toiture, les panneaux de façade, les passerelles, etc. La problématique de cisaillement des âmes traditionnelles a été abordée. Nous avons conclu que les panneaux sandwichs à âme architecturée, ou intégrant des raidisseurs, sont une bonne réponse pour améliorer le comportement mécanique et répondre à la problématique du cisaillement de l'âme. Les problématiques de l'écrasement et de l'indentation des peaux fines en composites sont omniprésentes quand les efforts sont localisés. Les matériaux granulaires à liant minéral sont une bonne solution pour éviter ces modes de rupture grâce à leurs bonnes propriétés en compression. De plus, ces matériaux minéraux ont une bonne réaction et résistance au feu. Quand les matériaux granulaires à liant minéral sont associés à des raidisseurs, le dimensionnement des panneaux doit prendre en considération les concentrations de contraintes autour de ces derniers et le caractère fragile de ces matériaux face à efforts de traction.

Les aspects de modélisation analytiques ont été résumés. La modélisation par couche équivalente, la théorie classique des multicouches et la prise en compte du cisaillement traverse ont été abordés. Ces modélisations analytiques présente l'intérêt d'être simple et intuitives. Toutefois, la revue bibliographique a montré que la méthode des éléments finis est préférable pour prédire les phénomènes de concentration de contrainte dans les panneaux sandwichs utilisant des connecteurs / raidisseurs. Les tenants et les aboutissants de cette méthode ont été présentés. L'adoption d'un schéma implicite est préférable pour sa stabilité. Les déformations, les contraintes, les énergies et d'autres variables sont calculées par intégration sur le volume de chaque élément. La méthode d'intégration de Gauss est réputée donner des résultats satisfaisants.

Les modèles de description de la ruine des matériaux composites ont été succinctement exposés. Il a été conclu que le modèle d'Hashin est le plus abouti car il décrit distinctement les modes de ruine d'un composite à renforts fibreux. Les modèles mécaniques de description du comportement des matériaux granulaires à liant minéral ont également été abordés. La théorie de la plasticité décrit de façon satisfaisante le comportement non linéaire de ces matériaux et approche les phénomènes de fissuration par des déformations inélastiques.

Enfin, les aspects les plus importants de la mécanique des interfaces ont été exposés. Il en ressort qu'une adhésion est une combinaison entre des liaisons physico-chimiques et une accroche mécanique. Le mouillage des substrats est un paramètre important pour activer le maximum de sites réactifs et une rugosité optimale est nécessaire pour obtenir la meilleure accroche mécanique possible. Un traitement de surface en adéquation avec les matériaux à faire adhérer peut permettre d'optimiser le mouillage et la rugosité. Les modes de rupture d'une

interface sont au nombre de trois (mode I, mode II et mode III). Les essais de caractérisations des interfaces sont multiples. Le choix des essais adéquats est dicté par les matériaux composant les substrats. Les modèles les plus pertinents pour décrire le comportement d'une interface sont : le modèle de zones cohésives, le modèle d'élément ressort et le modèle de contact tie-break. Le modèle de zone cohésives offre plus d'intérêt dans la mesure où il est capable de prédire l'apparition de la fissure interfaciale sans connaissance préalable de son emplacement. Par l'ajustement de ses paramètres, permet la modélisation d'une rupture fragile ou ductile.

Ces conclusions ont fait orienter notre travail vers l'étude de panneaux sandwichs à peaux hybrides (couche en GFRP et couche minérale) et à âme renforcée par des connecteurs en GFRP. Les conclusions faites sur la lenteur des procédés de découpage et d'impression 3D nous ont conduit vers l'utilisation de la méthode d'infusion sous vide. Les connecteurs en GFRP sont obtenus par une méthode de fabrication innovante, brevetée par l'entreprise *SAERTEX*. Elle est présentée dans le chapitre suivant. La méthode des éléments finis est privilégiée pour la compréhension des interactions mécaniques entre les connecteurs et la couche en GFRP d'une part, et la compréhension des phénomènes mécaniques entre la couche en GFRP et la couche minérale d'autre part.

La structure et les constituants du panneau sandwich étudié nous ont amené à séparer l'étude du comportement mécanique en trois problématiques : le comportement mécanique de la structure en GFRP, les problématiques d'interface entre les deux matériaux des peaux hybrides et le comportement à grande échelle du panneau. Nos travaux expérimentaux iront de la caractérisation des matériaux jusqu'à l'échelle d'un panneau de 1,2 m de long, en passant par la caractérisation en mode I et II de l'interface entre les deux matériaux des peaux hybrides. La modélisation numérique proposée sera implémentée par les résultats de la caractérisation des matériaux et sera validée par confrontation avec les résultats expérimentaux obtenus à l'échelle du panneau. Enfin, nous utiliserons ce modèle dans le dimensionnement du panneau pour deux applications du génie civil : des panneaux de façade et des prédalles pour la réhabilitation de plancher de bâtiment.

Chapitre 2 Comportement mécanique du panneau sandwich en GFRP

La revue bibliographique a montré que l'intégration de raidisseurs ou de connecteurs dans le matériau d'âme d'un panneau sandwich améliore la réponse mécanique. Toutefois, les concentrations de contraintes générées par la géométrie ou par un saut de propriétés mécaniques entre les constituants, peuvent aboutir à une ruine prématurée à la jonction avec les peaux. Ainsi, la disposition des connecteurs et leur nombre sont des paramètres centraux dans l'initiation de l'endommagement. Dans ce contexte, il est proposé dans ce chapitre d'étudier le comportement mécanique du panneau sandwich en GFRP, avec pour but de dégager l'influence des connecteurs sur le comportement mécanique global et de proposer un modèle capable de prédire leur dissociation avec les peaux.

Après la présentation du panneau sandwich et de sa méthode de fabrication, nous exposons en premier lieu la caractérisation mécanique des différents composants du panneau en GFRP (connecteurs et peaux) au travers d'essais expérimentaux. Deuxièmement, une campagne expérimentale de caractérisation du panneau global en GFRP est présentée, avec notamment les comportements mécaniques en compression, en cisaillement et en flexion de celui-ci. Ensuite, une modélisation par éléments finis du comportement mécanique du panneau en GFRP est développée utilisant comme données d'entrée les résultats de caractérisation des connecteurs et des peaux établis à travers les essais expérimentaux. Les résultats du modèle numérique sont validés par confrontation avec les réponses expérimentales en compression, en cisaillement et en flexion. Une étude paramétrique de l'impact des propriétés mécaniques et géométriques des connecteurs sur le comportement global du panneau est menée à travers la modélisation. Elle traite de l'influence du module d'élasticité des connecteurs, de leur inclinaison, de leur diamètre et de leur densité surfacique.

1 Le panneau sandwich : présentation et mode de fabrication

Le panneau est composé de deux peaux en GFRP liées par des connecteurs du même matériau. Ces derniers traversent une âme en mousse polyuréthane. Les peaux sont composées d'un textile bidirectionnel $[0^\circ, 90^\circ]$ en fibre de verre non-tissée, d'un grammage de $200\text{gr}/\text{m}^2$ dans chaque direction et d'une matrice vinyle-ester d'une masse volumique de $1200\text{ kg}/\text{m}^3$. La mousse polyuréthane utilisée a une masse volumique de $35\text{ kg}/\text{m}^3$. Les fiches produit des différents matériaux sont données en ANNEXE A.

La fabrication s'est faite en deux étapes. La première a consisté en l'insertion des fibres de verre à l'intérieur de la mousse polyuréthane (cf. Figure 2.1). Pour cela, un mat de fibre de verre a été tendu au-dessus de la mousse polyuréthane. Ensuite, les fibres de verre ont été insérées par de nombreux passages d'aiguilles espacées de 20 mm. Les aiguilles ont été inclinées d'un angle α_i de $\pm 45^\circ$. Après l'insertion des fibres des connecteurs longitudinaux, la mousse polyuréthane a été pivotée de 90° pour insérer les fibres dans le sens transversal.

Comme le montre la Figure 2.2, la deuxième étape a consisté dans le positionnement du renfort des peaux en GFRP et l'infusion sous vide de la matrice polymère (d'une viscosité de 80-90 MPa.s). La cellule unitaire de l'âme et la définition de ses paramètres géométriques sont présentées dans la Figure 2.3. Les valeurs des paramètres géométriques de la section et de l'âme sont données dans le Tableau 2.1. La masse surfacique de cette configuration est d'environ 3,5 kg/m².

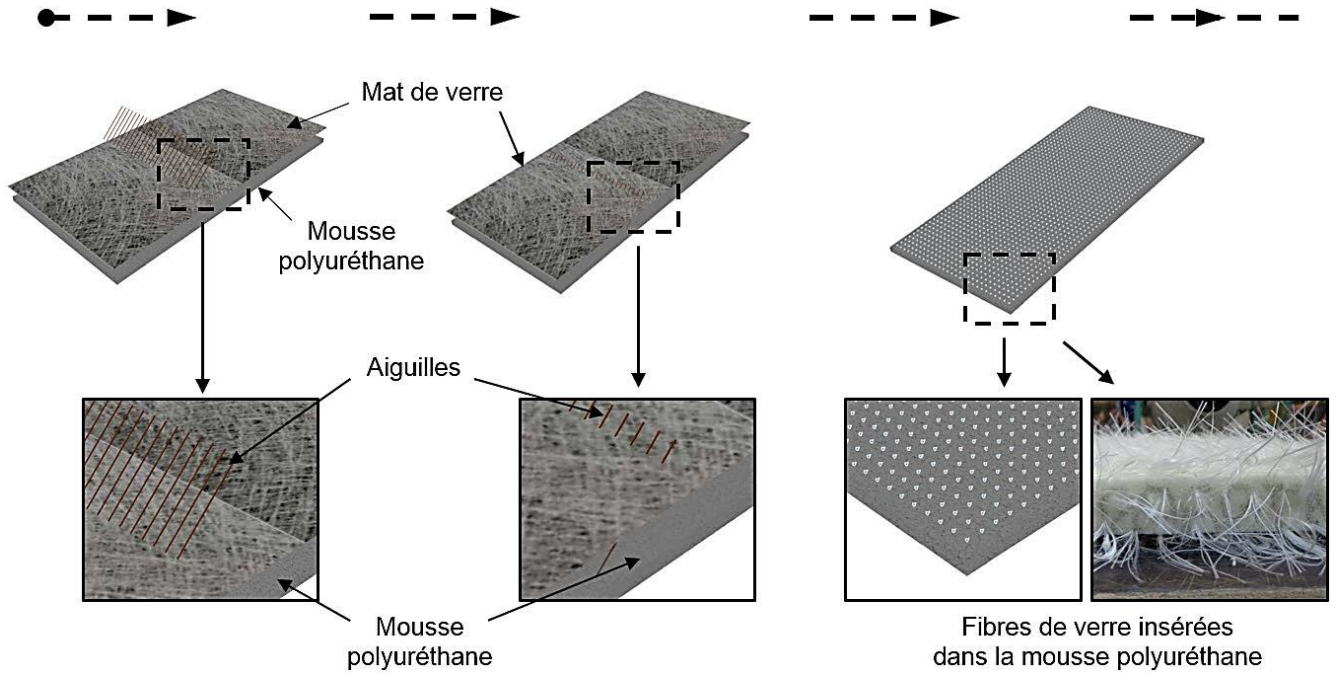


Figure 2.1 Première étape de la fabrication : insertion des fibres de verre dans la mousse polyuréthane.

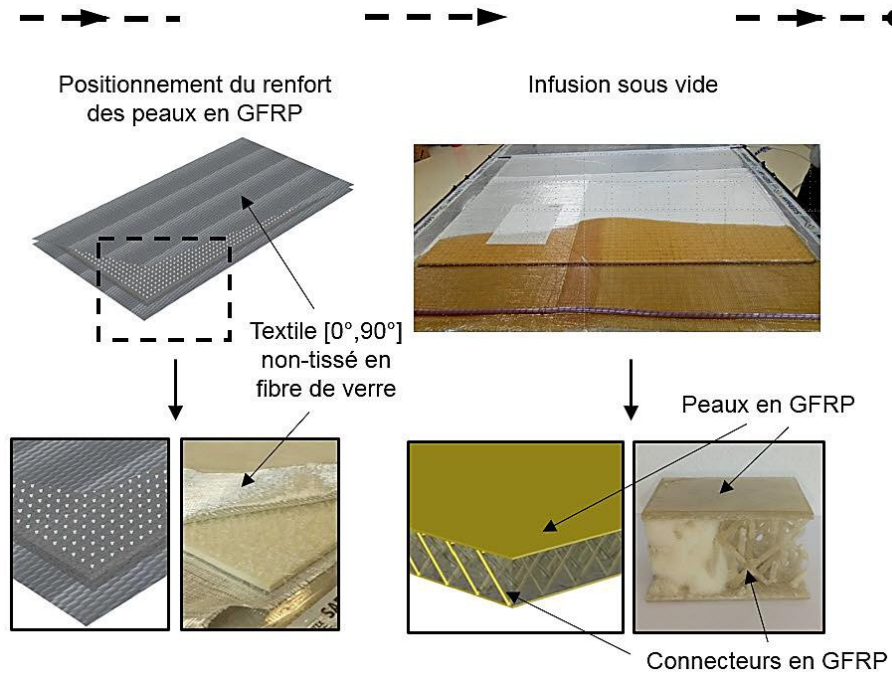


Figure 2.2 Deuxième étape de fabrication : infusion sous vide.

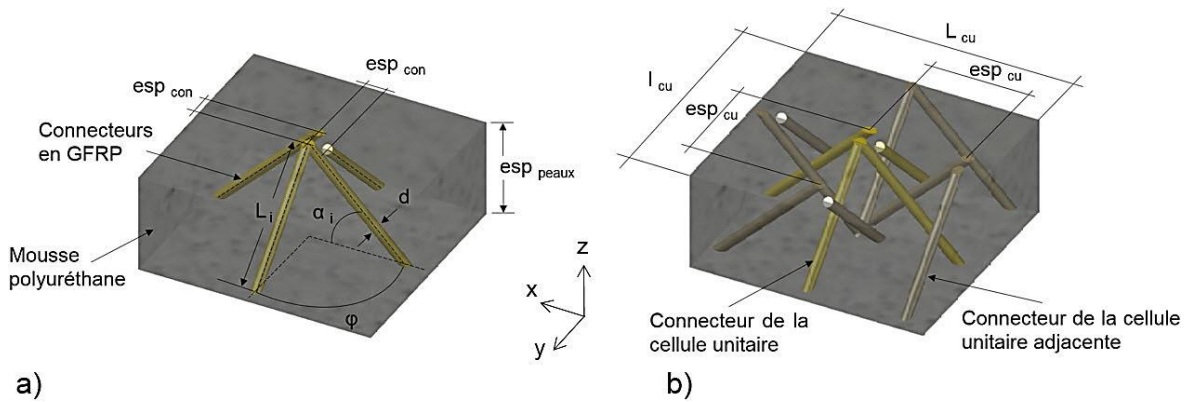


Figure 2.3 Définition de la géométrie de l'âme : a) paramètres géométriques de la cellule unitaire. b) cellule unitaire complète formée de connecteurs de cellules unitaires adjacentes.

Tableau 2.1 Valeurs des paramètres géométriques de la section et de l'âme.

Section		Ame	
Paramètre	Valeur	Paramètre	Valeur
e_{GFRP} : épaisseur de la peau en GFRP	1,3 mm	esp_{Con} : espacement entre connecteurs	5 mm
esp_{Peaux} : espacement entre les peaux	20 mm	L_i : longueur initiale des connecteurs	28 mm
esp_{cu} : espacement entre cellules unitaires	20 mm	d : diamètre des connecteurs	2 mm
		$\alpha_i ; \varphi$: inclinaison et orientation	45° ; 90°
		$L_{cu} ; l_{cu}$: longueur et largeur de la cellule unitaire	40 mm

2 Caractérisation mécanique des composants du panneau en GFRP

Afin de prédire le comportement mécanique du panneau sandwich et de prévenir ses éventuels modes de ruine, il est nécessaire de connaître les caractéristiques mécaniques de chaque composant. Pour cela, nous présentons dans ce qui suit la caractérisation expérimentale des paramètres mécaniques des connecteurs et des peaux en GFRP. La mousse polyuréthane n'a pas été caractérisée. Concernant ce composant, nous nous sommes contentés des données du fabricant (cf. ANNEXE A).

2.1 Caractérisation des connecteurs en GFRP

La caractérisation expérimentale des connecteurs est une étape importante pour la compréhension du comportement mécanique du panneau sandwich, car ils y constituent la principale particularité. En effet, le module d'élasticité des connecteurs est lié à la rigidité en cisaillement de l'âme du panneau sandwich. La détermination des contraintes ultimes de traction et de compression de ces éléments est essentielle dans la prédiction de leur ruine. La conduite d'essai sur un seul connecteur peut se montrer complexe pour plusieurs raisons. L'application de la charge par l'intermédiaire de mors peut causer la ruine du connecteur de 2 mm de diamètre (un dispositif spécifique doit être fabriqué pour palier à ce risque). De plus, la force de ruine d'un tel essai ne dépasserait pas 60 N : Il nécessiterait un capteur de force adapté à cette plage de chargement et serait sensible au moindre défaut géométrique qui pourrait occasionner des écarts-type relativement importants. En ce sens, nous avons fait le choix de conduire cette caractérisation sur des spécimens contenant quatre connecteurs, extraits du panneau sandwich en GFRP et illustré dans la Figure 2.2. Le fait de mener cet essai sur des éprouvettes contenant les peaux permet en outre d'appréhender le comportement mécanique de la jonction

peaux-connecteurs. Par ailleurs, le taux de fibres dans les connecteurs a été expérimentalement déterminé dans le but d'évaluer le processus d'insertion des fibres de verre dans la mousse polyuréthane.

2.1.1 Essai de compression

Les éprouvettes de caractérisation du comportement en compression des connecteurs sont présentées dans la Figure 2.4. Elles ont été découpées après une infusion réalisée sur un grand panneau et ont une base carrée de 4 cm de côté. La mousse polyuréthane a été enlevée à l'aide d'un fin jet d'eau de 15 MPa. Le découpage s'est fait de façon précise afin de garantir une surface d'influence A_i (cf. Figure 2.4) égale pour chaque connecteur. Elle est définie comme étant la surface faisant transférer les efforts à chaque connecteur. L'essai a été conduit en déplacement avec une vitesse de 0,3 mm/min. L'acquisition de la force appliquée et l'écartement relatif des peaux s'est faite avec une fréquence de 2 Hz. Cinq éprouvettes ont été testées pour estimer la répétabilité des résultats. Afin d'apprécier l'incidence des éventuels défauts de planéité de la machine sur les mesures, les éprouvettes un, deux et trois ont été testées selon la configuration 1, et les éprouvettes quatre et cinq selon la configuration 2 (cf. Figure 2.4).

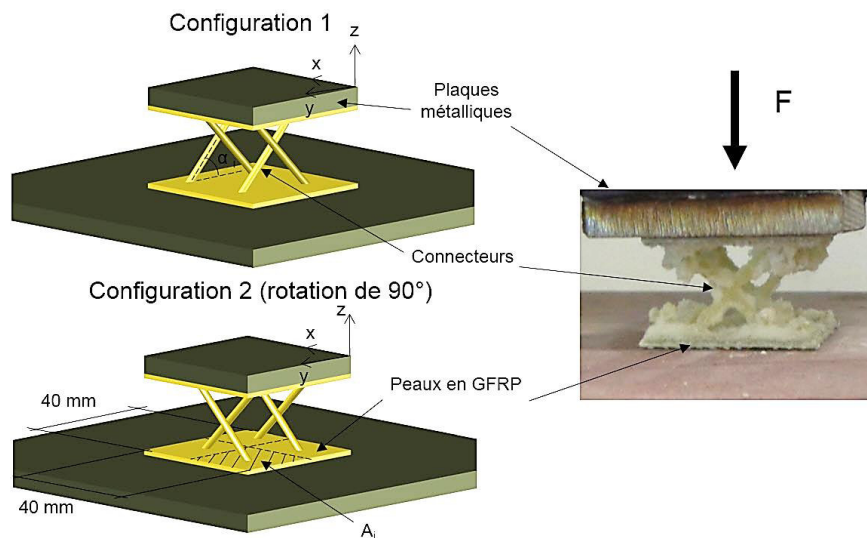


Figure 2.4 Illustration de l'essai de caractérisation des connecteurs en compression.

Les contraintes de compression dans les connecteurs ont été calculées avec l'Équation 2.1, en supposant une surface d'influence A_i identique pour chaque connecteur. Les connecteurs ont été considérés comme étant rotulés et le calcul s'est fait à partir de la composante longitudinale de la force appliquée à un connecteur.

$$\sigma_{con} = F \sin \alpha / \pi d^2$$

Équation 2.1

Le paramètre α est l'inclinaison des connecteurs au cours de l'essai. Il a été calculé par l'Équation 2.2, où U est le déplacement relatif entre les peaux.

$$\tan \alpha = (esp_{peaux} + U) / esp_{cu} \quad \text{Équation 2.2}$$

La déformation longitudinale des connecteurs a été calculée selon l'Équation 2.3, où L est la longueur des connecteurs au cours de l'essai.

$$\varepsilon_{con} = (L - L_i) / L_i \quad \text{Équation 2.3}$$

En considérant la variation de l'angle α très petite, la longueur L a été calculée par l'Équation 2.4.

$$L = \sqrt{esp_{cu}^2 + (esp_{peaux} + U)^2} \quad \text{Équation 2.4}$$

Ainsi, les courbes contrainte-déformation de la réponse en compression des connecteurs ont été construites. Elles sont présentées dans la Figure 2.5. Les caractéristiques mécaniques extraites de cet essai sont données dans le Tableau 2.2. Avant la ruine des connecteurs, les courbes présentent un comportement linéaire. Le module d'élasticité vaut en moyenne 1593 MPa (CoV 5.61%). Les coefficients de variation indiquent une bonne répétabilité de l'essai et éloignent toute crainte quant à l'influence d'un éventuel défaut de planéité de la machine.

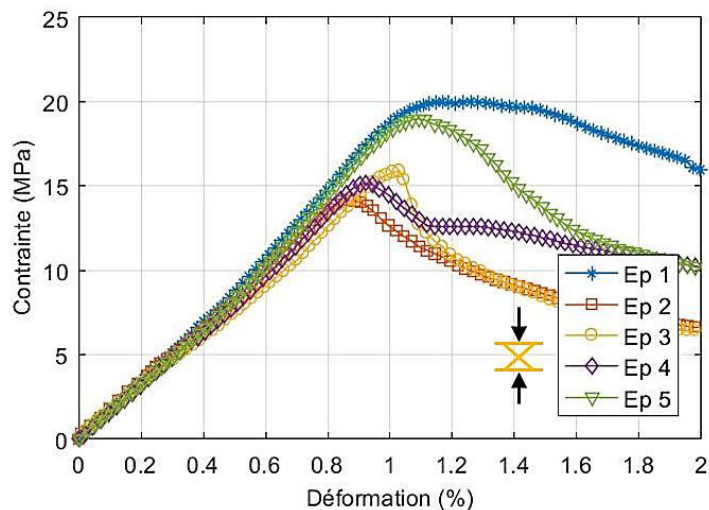


Figure 2.5 Courbes contrainte - déformation de la caractérisation en compression des connecteurs.

Tableau 2.2 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en compression des connecteurs.

Désignation	σ_{con-c}^{max} (MPa)	ε_{con-c} (%)	E_{con-c} (MPa)
Eprouvette 1	20,0	1,17	1728
Eprouvette 2	14,2	0,86	1571
Eprouvette 3	15,9	1,03	1460
Eprouvette 4	15,2	0,92	1562
Eprouvette 5	19,0	1,09	1645
Moyenne	16,8	1,01	1593
CoV (%)	13,40	11,06	5,61

Comme l'illustre la Figure 2.6, la rupture des éprouvettes se produit par flambement des connecteurs, qui ont un élancement λ de 56. La contrainte maximum enregistrée en compression vaut en moyenne 16.8 MPa (CoV 13.40%). Cela ne correspond donc pas à la contrainte ultime de compression du connecteur, vue la ruine par instabilité. Les contraintes maximums enregistrées sur les différentes éprouvettes indiquent une ségrégation des valeurs : une moyenne de 15,1 MPa pour les éprouvettes deux, trois et quatre ; et une moyenne de 19,5 MPa pour les éprouvettes une et cinq. Nous retrouvons également cette ségrégation pour les valeurs du module d'élasticité. Cela peut être associé à la variation du taux de fibre dans les connecteurs. Cette dernière découle du processus stochastique d'insertion des fibres dans la mousse. Le détachement de morceau du connecteur à la ruine (cf. Figure 2.6) sous-entend un faible taux de fibre.

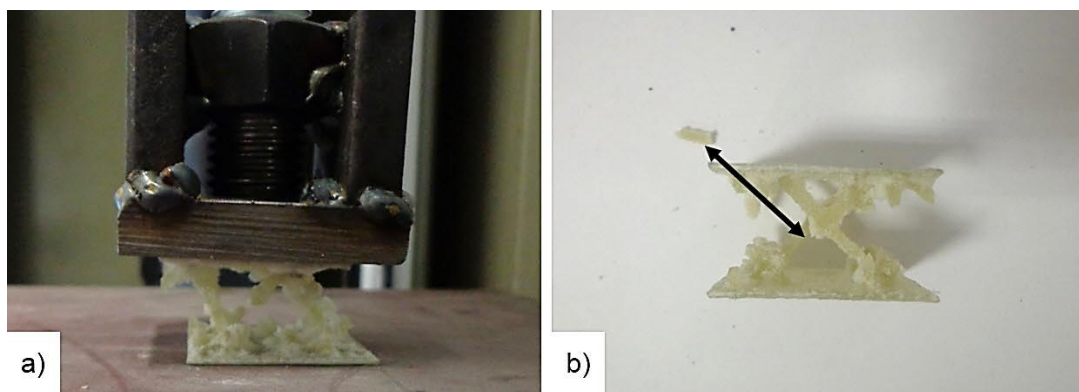


Figure 2.6 Illustration du profil de rupture en compression des connecteurs : a) instabilité de flambement de l'éprouvette. b) profil de rupture d'un connecteur après son flambement.

2.1.2 Essai de traction

La caractérisation en traction des connecteurs s'est faite sur des spécimens similaires à ceux testés en compression. Des plaques métalliques ont été collées avec une résine époxy aux éprouvettes afin d'appliquer la force de traction. Comme précédemment, cinq éprouvettes ont été testées avec une vitesse de déplacement de 0,3 mm/min et une fréquence d'acquisition des données de 2 Hz.

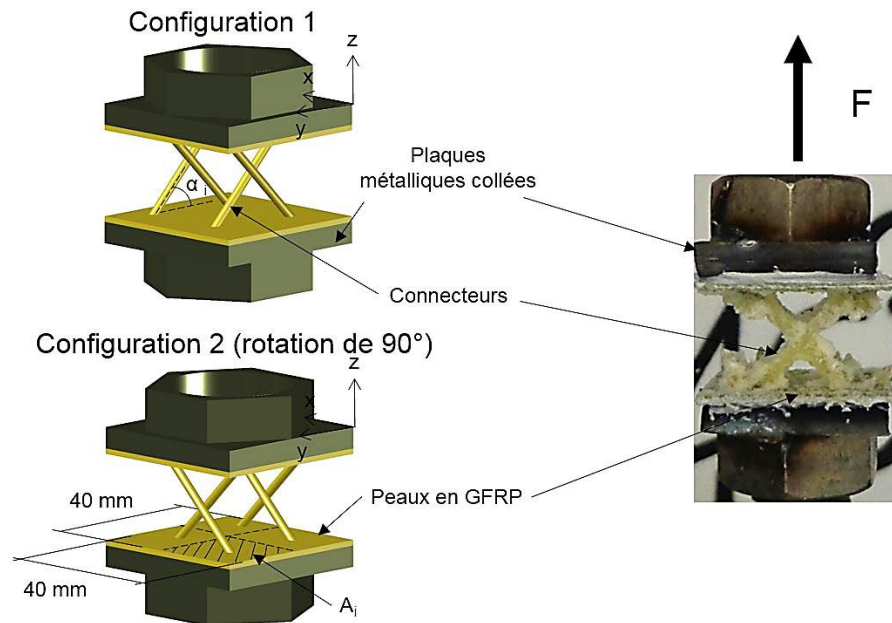


Figure 2.7 Illustration de l'essai de caractérisation des connecteurs en traction.

Les courbes contrainte-déformation sont présentées dans la Figure 2.8. Elles ont été construites avec la même méthode que pour l'essai de compression (connecteurs considérés comme étant rotulés). Les résultats extraits de cet essai de traction sont exposés dans le Tableau 2.3. La réponse mécanique en traction présente un comportement linéaire. L'estimation du module d'élasticité donne une valeur moyenne de 2331 MPa (CoV 11,58%). Le comportement post-pic est saccadé. Il est associé à la dissociation progressive des connecteurs et des peaux qui s'initie à une contrainte moyenne de 18,2 MPa (CoV 9,34%). Cette valeur ne correspond donc pas à la contrainte ultime en traction des connecteurs qui devrait être au moins égale à 70 MPa (contrainte ultime de la matrice polymère selon son fabricant). Par ailleurs, le module d'élasticité en compression est inférieur de 32% à la valeur enregistrée en traction. Cela peut être expliqué par des phénomènes locaux de micro-flambement le long des connecteurs, qui réduisent le module d'élasticité en compression.

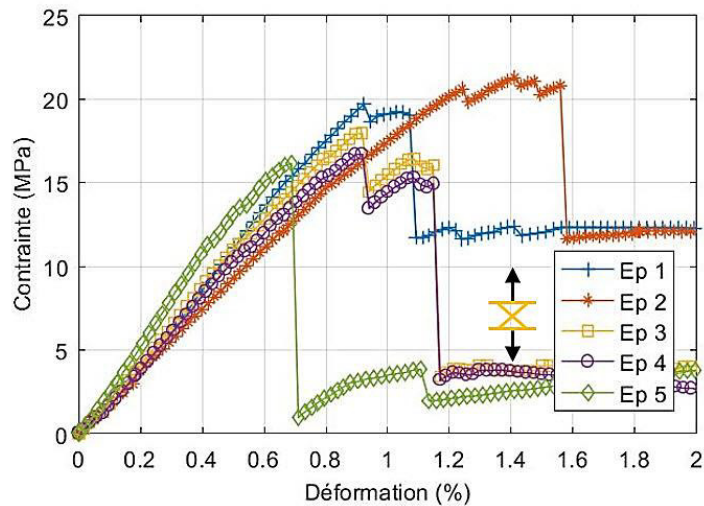


Figure 2.8 Courbes contrainte - déformation de la caractérisation en traction des connecteurs.

Tableau 2.3 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en traction des connecteurs.

Désignation	σ_{con-t}^{max} (MPa)	ε_{con-t} (%)	E_{con-t} (MPa)
Eprouvette 1	19,7	0,92	2366
Eprouvette 2	20,6	1,24	1892
Eprouvette 3	18,0	0,92	2343
Eprouvette 4	16,7	0,90	2179
Eprouvette 5	16,1	0,69	2721
Moyenne	18,2	0,93	2331
CoV (%)	9,34	18,83	11,58

La Figure 2.9 illustre l'arrachement entre les connecteurs et les peaux. Nous y observons un plan de délaminage parallèle aux peaux, qui fragilise la jonction connecteurs-peaux. Celui-ci est créé lors de la disposition du renfort textile des peaux et de la mise sous-vide. En effet, les fibres des connecteurs qui dépassent de la mousse polyuréthane (cf. Figure 2.1) se plaquent contre cette dernière et créent un plan interlaminaire. Cette zone de faiblesse peut être accentuée par des défauts d'imprégnation liés à la disposition aléatoire des fibres, aux extrémités des connecteurs.



Figure 2.9 Illustration du profil de rupture en traction des connecteurs : arrachement à la jonction peaux - connecteurs.

2.1.3 Détermination du taux volumique de fibre

Le taux volumique de fibre dans les connecteurs est déterminé selon la norme NF EN ISO 11667. La méthode utilisée consiste dans l'extraction des fibres par immersion dans un solvant. La norme propose quelques solvants et laisse la possibilité d'en choisir un autre si celui-ci est jugé plus adapté. Pour notre part, nous avons retenu comme solvant le dichlorométhane après avoir essayé une dissolution dans l'acétone, le méthyléthylcétone et l'éthanol dénaturé.

La méthodologie entreprise est exposée dans la Figure 2.10.

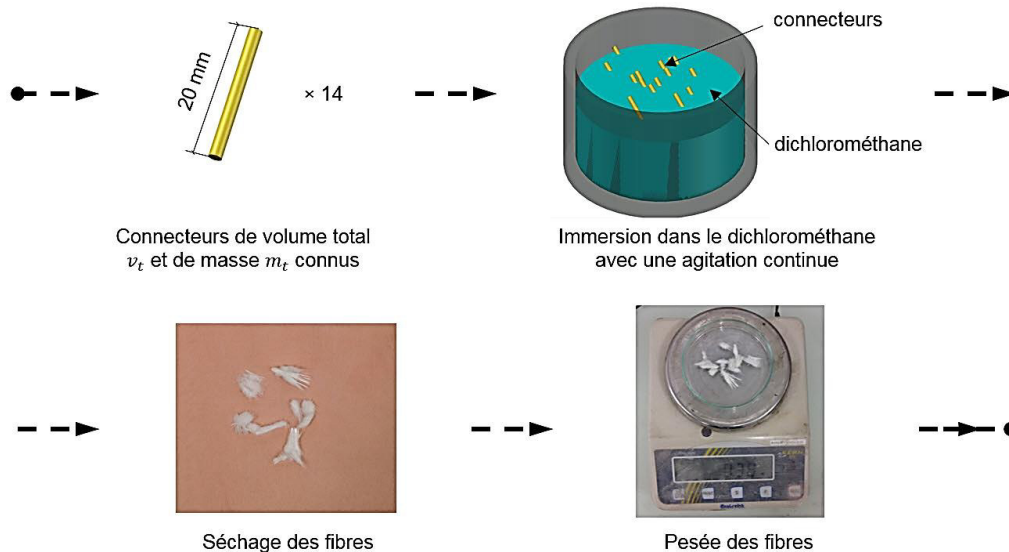


Figure 2.10 Schématisation de la méthode de détermination du taux volumique de fibres dans les connecteurs.

Premièrement, 14 connecteurs d'une masse et d'un volume connus ont été extraits d'un panneau sandwich infusé (le volume a été calculé analytiquement à partir des côtes des connecteurs). Ce nombre a été jugé adéquat

pour rester dans la plage de mesure de la balance utilisée (elle a une précision de 0,01g). Ensuite, les connecteurs ont été émergés dans un bécher contenant du dichlorométhane, jusqu'à la dissolution totale de la résine (48 h environ). Cela a été facilité par un agitateur magnétique. Enfin, plusieurs cycles de séchage et de pesé des fibres ont été effectués jusqu'à avoir une masse constante, garante d'un séchage achevé.

La masse de la matrice polymère est calculée avec l'Équation 2.5.

$$m_m = m_c - m_f \quad \text{Équation 2.5}$$

Le taux volumique de la matrice est évalué par l'intermédiaire de sa masse volumique (1,2 g/cm³) selon l'Équation 2.6. La masse volumique des fibres utilisées est de 2,6 g/cm³.

$$\%v_m = \frac{m_m/\rho_m \times 100}{v_T} \quad \text{Équation 2.6}$$

Ainsi, le taux volumique de fibres dans les connecteurs vaut 24,5%. Cette valeur est considérée comme une moyenne car ce taux peut varier d'un connecteur à un autre (insertion stochastique des fibres).

2.2 Caractérisation des peaux en GFRP

La caractérisation des peaux en GFRP tient son importance dans l'impact qu'a le module d'élasticité des peaux d'un panneau sandwich sur le comportement en flexion de celui-ci. Il est proposé dans ce qui suit de déterminer leur module d'élasticité et leur contrainte ultime en traction. La détermination du taux de fibre dans les peaux y est également présentée.

2.2.1 Essai de traction

L'essai de traction effectué sur les peaux en GFRP est illustré dans la Figure 2.11. Il est conforme à la norme NF EN 527-5. Les éprouvettes ont une longueur de 250 mm, une largeur de 25 mm et une épaisseur d'environ 1,3 mm. La variation de cette dernière (± 0.15 mm) a mené à la considération de trois mesures (dans la zone une, deux et trois). Des talons en composite, d'une longueur de 50 mm, ont été collés sur les extrémités de l'éprouvette afin d'appliquer la charge par l'intermédiaire des mors. Cela a donc abouti à une longueur libre de 150 mm. Deux jauges de déformation, une longitudinale et une transversale ont été collées au milieu de l'éprouvette pour suivre la déformation longitudinale et estimer le coefficient de poisson. L'essai a été conduit en déplacement avec une vitesse de 1.5 mm/min et une fréquence d'acquisition des données de 2 Hz. Les éprouvettes sont constituées des deux plis du textile [0°,90°] et le test a été mené suivant ces deux directions afin d'évaluer le degré d'anisotropie. Cinq éprouvettes ont été testées dans chaque configuration.

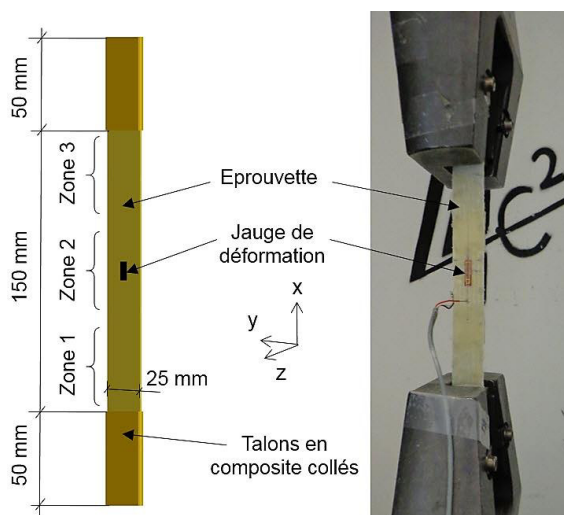


Figure 2.11 Illustration de l'essai de caractérisation des peaux en GFRP.

Les courbes contrainte-déformation obtenues sont présentées dans la Figure 2.12 et les résultats mécaniques extraits sont donnés dans le Tableau 2.4.

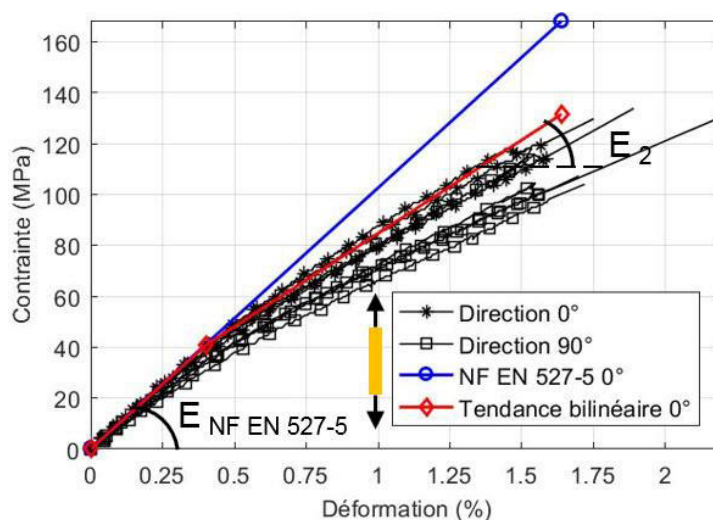


Figure 2.12 Courbes contrainte - déformation de la caractérisation en traction des peaux en GFRP.

La réponse mécanique présente un comportement bilinéaire. La perte de rigidité est associée au développement de fissures dans le pli transversal. Dans la première phase, le module d'élasticité $E_{NF\ EN\ 527-5}$ est calculé selon la norme en question, entre des valeurs de déformation de 0,05% et 0,25%. Cela aboutit à des valeurs de 10230 MPa (CoV 6.85%) et 8963 MPa (CoV 5.57%), respectivement pour les directions 0° et 90°. Le module d'élasticité de la deuxième phase E_2 est calculé par régression linéaire entre les valeurs de déformation de 0,75% et de 1,25%. Cela donne des valeurs respectives de 7324 MPa (CoV 17.11%) et de 5730 MPa (CoV 7.25%) pour les directions 0° et 90°. La rupture des éprouvettes s'est produite de manière fragile à des contraintes ultimes d'une valeur de 137,9 MPa (CoV 15.47%) dans la direction 0° et d'une valeur de 108,9 MPa (CoV 13.97%) dans la

direction 90°. Pour la plupart des éprouvettes, la plage de déformation des jauges a été dépassée avant la rupture. Le point signifiant la rupture a donc été placé sur la courbe par extrapolation, en utilisant le module d'élasticité E_2 . Le coefficient de Poisson a été calculé comme étant la pente de la courbe de la déformation transversale en fonction de la déformation longitudinale. Cela donne une valeur de 0,21.

La réponse mécanique dans la direction 90° présente des résultats inférieurs à ceux enregistrés dans la direction 0°. La comparaison des modules d'élasticité donne une diminution de 12,39% du module $E_{NF EN 527-5}$ et une réduction de 21,76% du module E_2 . Cela peut s'expliquer par des différences de grammage entre les deux directions du textile. Bien qu'un grammage égal dans les directions 0° et 90° soit visé (200 gr/m²), cette condition est difficile à satisfaire par le processus de fabrication du textile.

Tableau 2.4 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en traction des peaux en GFRP.

Désignation		σ_{peau-t}^{max} (MPa)	ε_{peau-t} à σ_{peau-t}^{max} (%)	E NF EN 527-5 (MPa)	E ₂ (MPa)
Direction 0°	Eprouvette 1	133,9	Limite jauge	9966	6256
	Eprouvette 2	137,4	1.54	10097	7105
	Eprouvette 3	170,8	Limite jauge	11551	9762
	Eprouvette 4	104,0	1.27	9452	6921
	Eprouvette 5	143,3	Limite jauge	10084	6576
	Moyenne	137,9	/	10230	7324
	CoV (%)	15.47	/	6.85	17.11
Direction 90°	Eprouvette 1	97,9	1.55	8506	5965
	Eprouvette 2	116,6	1.52	9879	6436
	Eprouvette 3	134,9	Limite jauge	8604	5480
	Eprouvette 4	93,2	Limite jauge	8735	5452
	Eprouvette 5	101,7	Limite jauge	9092	5318
	Moyenne	108,9	/	8963	5730
	CoV (%)	13.97	/	5.57	7.25

La Figure 2.13 montre le profil de rupture des éprouvettes de traction des peaux en GFRP. Le mode de rupture prédominant est l'arrachement des fibres de la matrice polymère. Des fissures longitudinales localisées entre les fils ont également été observées à la rupture. Elles peuvent être causées par des mouvements parasites apparaissant à l'initiation de la rupture et favorisant le développement de contrainte de cisaillement entre les fils.



Figure 2.13 Illustration du profil de rupture en traction des peaux en GFRP.

2.2.2 Détermination du taux volumique de fibre

La détermination du taux volumique de fibres dans les peaux a été faite de façon analogue à la méthode présentée pour les connecteurs. Les fibres ont été sorties du solvant avant la dissolution totale de la matrice pour séparer les fibres de la direction 0° de celles de la direction 90° (cf. Figure 2.14). Par la suite, une deuxième immersion a été effectuée pour les fibres de chaque direction séparément. Cela aboutit à un taux volumique de fibres de 51,7% dans chaque direction.

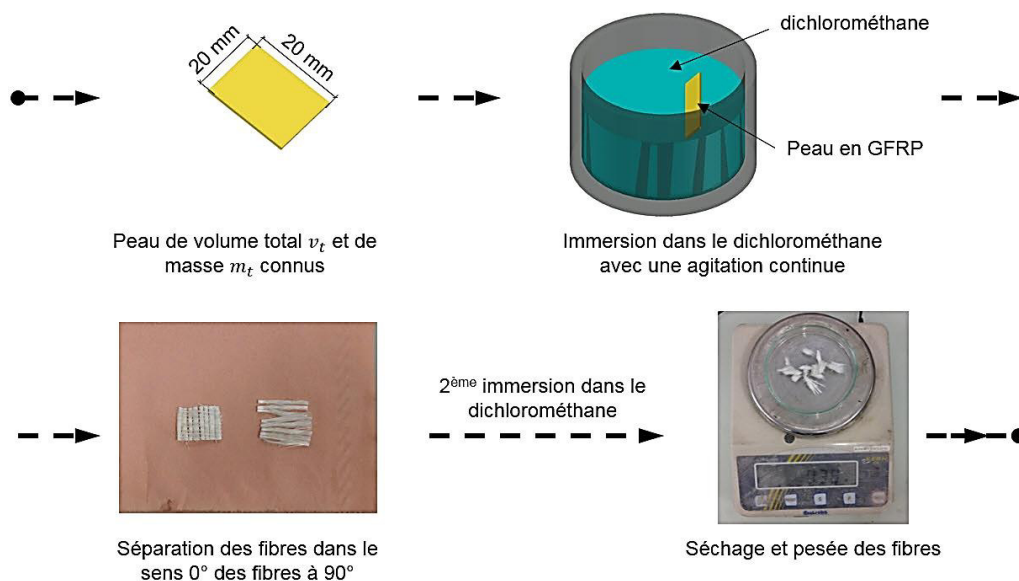


Figure 2.14 Schématisation de la méthode de détermination du taux volumique de fibres dans les peaux en GFRP.

3 Caractérisation expérimentale du comportement mécanique du panneau sandwich en GFRP

L'analyse du comportement expérimental du panneau sandwich en GFRP doit se faire par des essais adéquats, reflétant les sollicitations subies dans des applications concrètes. Les panneaux sandwichs sont le plus généralement fléchis. En raison de leur structure multicouche et des faibles propriétés mécaniques de l'âme, la flèche de cisaillement enregistrée est souvent non négligeable. Cette dernière est pilotée entre autres par le module de cisaillement. Par ailleurs, des états de compression peuvent se localiser autour des appuis. De ce constat, nous avons décidé de caractériser expérimentalement le panneau sandwich par des essais de compression, de cisaillement et de flexion trois-points, présentés dans ce qui suit.

3.1 Essai de compression

L'essai de compression effectué sur le panneau en GFRP est présenté dans la Figure 2.15. Les dimensions de l'éprouvette étaient de 250 mm de long, 90 mm de large et 23 mm d'épaisseur. L'essai a été conduit en déplacement avec une vitesse de 0,3 mm/min. Le chargement a été réparti à l'aide d'une plaque rigide de 20 mm d'épaisseur. L'acquisition de la force appliquée et du déplacement relatif des peaux a été faite avec une fréquence de 2 Hz. Cinq éprouvettes ont été testées pour évaluer la dispersion expérimentale.

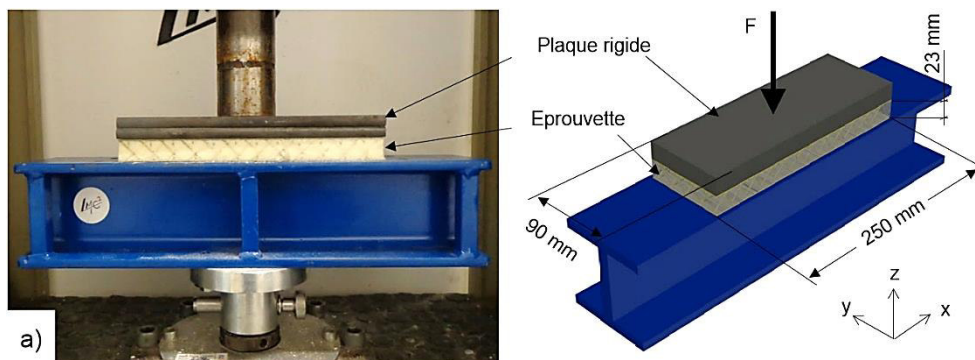


Figure 2.15 a) Photographie de l'essai de compression du panneau en GFRP. b) Schéma de l'essai et dimensions de l'éprouvette.

Les résultats de l'essai sont présentés dans la Figure 2.16 en termes de courbes contrainte-déformation. Le comportement mécanique est linéaire jusqu'à l'initiation de la rupture. Il est gouverné par un module d'élasticité équivalent E_{comp} de 15,5 MPa en moyenne (CoV 12,37%). Celui-ci a été calculé par la déformation équivalente déduite du déplacement relatif des peaux (entre les valeurs de 1% et de 6%). La contrainte ultime enregistrée est en moyenne de 1,4 MPa (CoV 5,85%). Le détail des résultats extraits est donné dans le Tableau 2.5. Nous remarquons une ségrégation des réponses mécaniques, avec les réponses des éprouvettes un, deux et trois qui sont assez similaires et les réponses des éprouvettes quatre et cinq qui se superposent mais qui sont éloignées

des trois premières. Cela peut s'expliquer par des différences dans le nombre de connecteurs entre les éprouvettes, qui découlerait d'erreurs lors du découpage du panneau. Néanmoins, les coefficients de variation enregistrés restent acceptables.

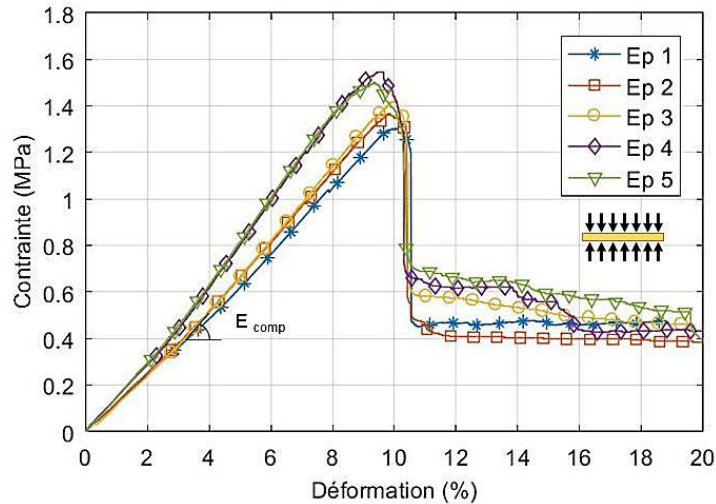


Figure 2.16 Courbe contrainte-déformation de l'essai de compression sur le panneau en GFRP.

Tableau 2.5 Contrainte ultime et module de compression équivalent extraits de l'essai de compression sur le panneau en GFRP.

	Ep 1	Ep 2	Ep 3	Ep 4	Ep 5	Moyenne	CoV (%)
σ_{comp}^{max} (MPa)	1,3	1,4	1,4	1,6	1,5	1,4	5,85
E_{comp} (MPa)	13,0	14,3	14,7	17,8	17,7	15,5	12,37

La ruine des éprouvettes correspond dans les courbes à une chute brutale de la contrainte, avant de décroître vers un palier autour de 0,4 MPa. Le faciès de ruine est présenté dans la Figure 2.17. Deux modes de ruines ont été observés : le flambement des connecteurs, lorsqu'ils sont périphériques et pas complètement entourés de mousse polyuréthane ; et une rupture à la jonction peaux-connecteurs (cf. Figure 2.17). Les observations soulignées concernent le faciès de rupture extérieur des éprouvettes. La visualisation de la rupture des connecteurs non-périphériques a été impossible à cause de la présence de la mousse polyuréthane. De ce fait, nous ne pouvons pas conclure à ce stade sur le mode de rupture des connecteurs.

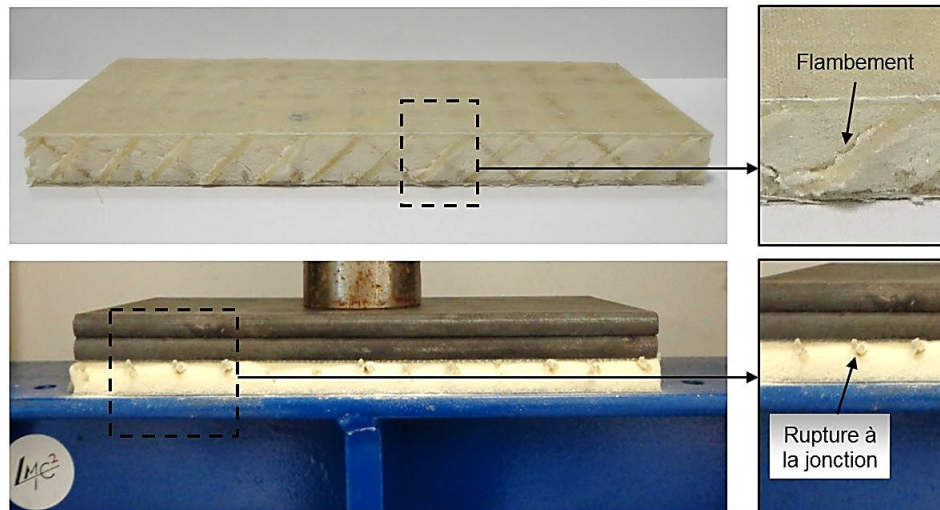


Figure 2.17 Faciès de ruine de l'éprouvette de compression.

3.1.1 Estimation du module d'élasticité des connecteurs

Afin de conforter les résultats expérimentaux, il est proposé d'évaluer le module d'élasticité des connecteurs à partir des résultats de cet essai de compression, puis de faire une comparaison avec le module d'élasticité issu de la caractérisation de connecteurs présentée dans la Figure 2.4.

En négligeant l'apport mécanique de la mousse polyuréthane (le rapport entre les rigidités de la résine des connecteurs et la mousse PU est de l'ordre de 1000), l'effort longitudinal dans un connecteur est calculé avec l'Équation 2.7, où F est la force appliquée sur l'éprouvette de compression et n le nombre de connecteurs (valant dans notre cas 224).

$$F_{con} = \frac{F \sin \alpha}{n}$$

Équation 2.7

La déformation longitudinale des connecteurs est estimée par l'Équation 2.3. Ainsi des courbes contrainte-déformation ont été construites pour les connecteurs. Elles sont présentées dans la Figure 2.18. Le module d'élasticité moyen E_{con} déduit vaut 1545 MPa (CoV 4,91%), soit une erreur négligeable de 3% en comparaison avec la valeur présentée dans le Tableau 2.2. La contrainte ultime moyenne dans les connecteurs vaut 74,3 MPa (CoV 3,28%). Au regard de la contrainte ultime de la matrice polymère (70 MPa cf. ANNEXE A), nous concluons que la ruine en compression des connecteurs s'initie à la jonction avec les peaux et se propage. La ruine par instabilité est écartée dans le cas de cet essai. Le flambement des connecteurs est empêché par la mousse polyuréthane dans le cas de chargement instantané. Concernant la validité de cette conclusion sous un chargement de fluage ou cyclique, des études complémentaires doivent être réalisées avant de se prononcer.

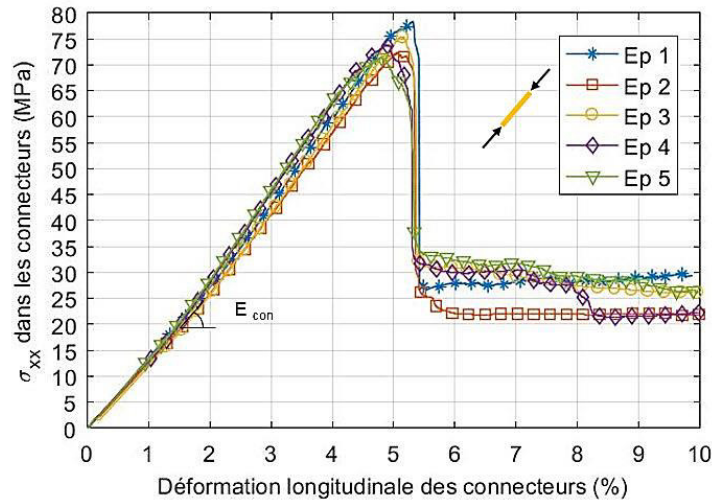


Figure 2.18 Courbe contrainte-déformation dans les connecteurs, déduites de l'essai de compression.

3.2 Essai de cisaillement

L'essai de cisaillement simple conduit sur le panneau sandwich en GFRP est présenté dans la Figure 2.19. Les dimensions des cinq éprouvettes testées étaient les mêmes que dans l'essai de compression. Deux plaques d'aluminium ont été collées sur les peaux en GFRP pour permettre la fixation au bâti et l'application de la charge. La force de cisaillement a été appliquée par l'intermédiaire d'une goupille rotulée et le déplacement latéral a été suivi par un LVDT. L'essai a été conduit avec une vitesse de déplacement de 0,3 mm/min et une fréquence d'acquisition de 2 Hz.

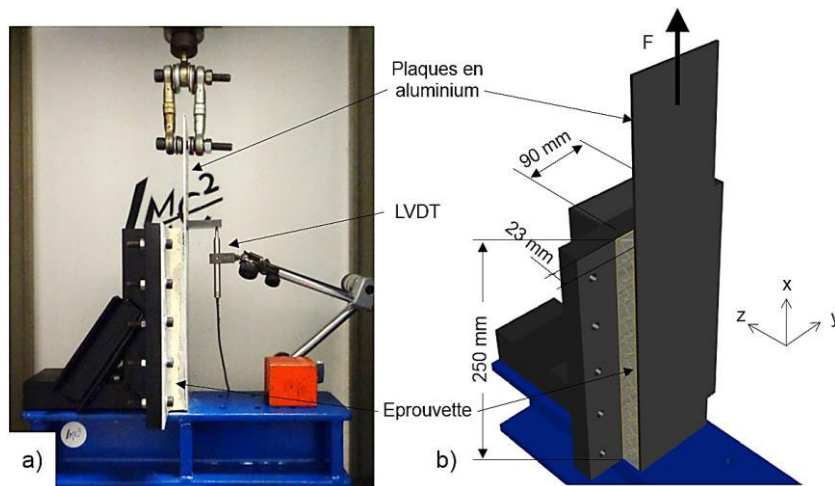


Figure 2.19 a) Photographie de l'essai de cisaillement sur le panneau sandwich en GFRP. b) Schéma et dimensions de l'essai.

Les courbes contrainte-déformation (distorsion) déduites de cet essai sont présentées dans la Figure 2.20. Dans la première zone, le comportement mécanique est linéaire jusqu'à une valeur d'environ 50 à 60% de la contrainte ultime, indépendamment de l'éprouvette. Une diminution de la rigidité de la réponse est observée ensuite, donnant lieu à une zone de non-linéarité. Cette dernière est associée à l'initiation et à la propagation de l'endommagement des connecteurs tendus, à leur jonction avec la peau. La rupture des éprouvettes au pic de contrainte est associée à une ruine en compression des connecteurs. Le module de cisaillement a été évalué par régression linéaire entre les valeurs de déformation de 1 et 2%. Il vaut en moyenne 10,3 MPa (CoV 21,76%). La contrainte ultime enregistrée est de 0,50 MPa (CoV 4,38%). L'ensemble des résultats extraits de cet essai est donné dans le Tableau 2.6.

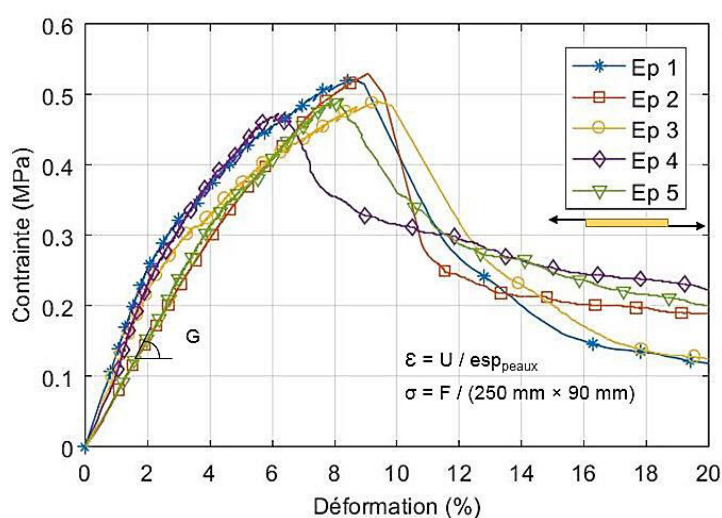


Figure 2.20 Courbe contrainte-déformation de l'essai de cisaillement sur le panneau en GFRP.

Tableau 2.6 Contrainte ultime et module de cisaillement extraits de l'essai de cisaillement sur le panneau en GFRP.

	Ep 1	Ep 2	Ep 3	Ep 4	Ep 5	Moyenne	CoV (%)
σ_{cis}^{max} (MPa)	0,52	0,53	0,49	0,47	0,49	0,50	4,38
G (MPa)	12,4	7,6	10,8	12,9	7,8	10,3	21,76

Comme évoqué précédemment, deux modes de rupture ont été distingués : la dissociation entre les connecteurs tendus et les peaux ; et la rupture des connecteurs comprimés. Ils sont illustrés dans la Figure 2.11. La dissociation des connecteurs tendus et des peaux est localisée en pied d'éprouvette. Ce phénomène est accentué par un moment parasite, causé par le désalignement entre la force appliquée et l'axe de symétrie de l'éprouvette. A l'instar de l'essai de compression, un flambement des connecteurs périphériques a été observé, mais le flambement des connecteurs non-périphériques a été empêché par la mousse polyuréthane.

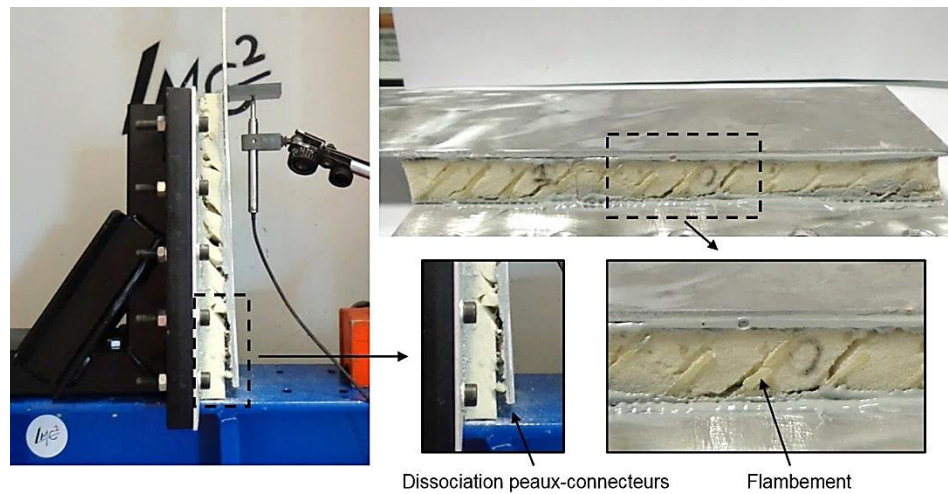


Figure 2.21 Faciès de ruine des éprouvettes soumises à un cisaillement simple.

3.3 Essai de flexion trois-points

L'essai de flexion trois-points est présenté dans la Figure 2.22. Les dimensions des éprouvettes étaient de 300 mm de long, 90 mm de large et 23 mm d'épaisseur. La portée de l'essai était de 250 mm. Cinq spécimens ont été testés pour évaluer la dispersion des résultats. La vitesse de déplacement de l'essai était de 1 mm/min. La fréquence d'acquisition de la force appliquée et de la flèche de la peau supérieure était de 2Hz. Le rapport H/L de cet essai est d'environ 1/11. Selon F. Frey [68], cette courte portée permet de solliciter l'âme en cisaillement avec une flèche de cisaillement v_T valant environ 45% de la flèche de moment fléchissant v_M (dans le cas d'un matériau isotrope). Une configuration sans mousse polyuréthane (configuration 2 dans la Figure 2.22) a été testée pour évaluer la contribution mécanique de cette dernière par comparaison avec la configuration initiale (configuration 1 dans la Figure 2.22). La mousse a été enlevée après l'infusion du panneau à l'aide d'un fin jet d'eau de 15 MPa de pression.

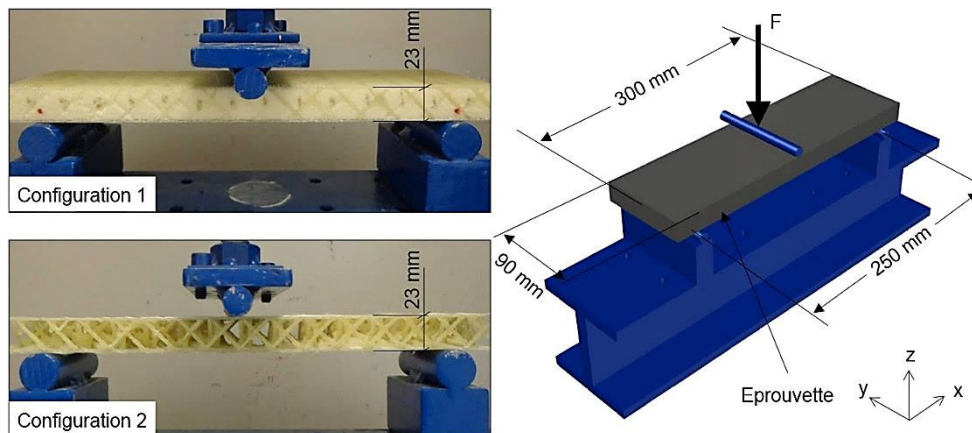


Figure 2.22 Présentation de l'essai de flexion trois-points : schéma et configurations testées.

Les résultats de l'essai sont présentés dans la Figure 2.23 en termes de courbes force-flèche. La réponse mécanique est linéaire jusqu'à environ une valeur de force de 40% de la force ultime (environ 350 N). Ensuite, une non-linéarité légèrement prononcée est observée avant d'atteindre la force ultime et d'entamer la phase post-pic. La rigidité flexionnelle k_{flex} (apparent bending stiffness) a été calculée par régression linéaire entre les valeurs de flèche de 0,4 et 1,2 mm. Cela aboutit respectivement à des valeurs de 297 N/mm (CoV 4,34%) et de 275 N/mm (CoV 7,64%) pour les configurations 1 et 2. La force ultime enregistrée est de 899 N (CoV 7,14%) pour la configuration 1 (avec mousse) et de 779 N (CoV 4,48%) pour la configuration 2 (sans mousse). La valeur enregistrée dans le premier cas est 15% supérieure à celle enregistrée dans le deuxième. Le Tableau 2.7 donne le détail des valeurs enregistrées. Concernant les rigidités flexionnelles moyennes, nous notons une erreur de 7,41% entre les deux configurations. La prise en compte de l'écart-type de chaque moyenne nous amène à conclure que la contribution mécanique de la mousse polyuréthane est négligeable dans la phase linéaire. L'observation des courbes indique que la non-linéarité est plus prononcée dans le cas de la configuration sans mousse. La configuration 2 donne lieu à une force ultime 11,12% inférieure à celle enregistrée dans la réponse de la configuration 1. L'énergie dissipée lors de l'essai est 20,71% inférieure sans mousse polyuréthane. Les valeurs d'énergie dissipée de la configuration 1 et 2 sont respectivement de 5,07 J (CoV 5,65%) et de 4,02 J (CoV 5,65 %). Ce paramètre a été calculé comme étant l'aire sous la courbe force-flèche, jusqu'à une flèche de 8 mm.

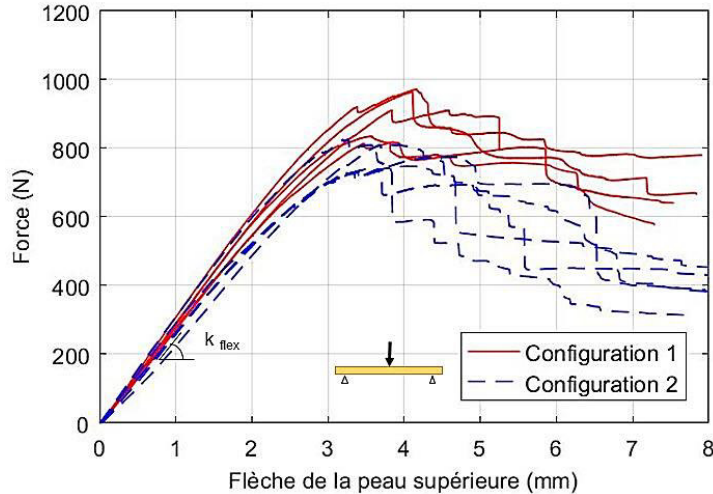


Figure 2.23 Courbe force-flèche de l'essai de flexion trois-points sur le panneau en GFRP.

Tableau 2.7 Force ultime et rigidité flexionnelle extraites de l'essai de flexion trois-points effectué sur le panneau en GFRP.

		Ep 1	Ep 2	Ep 3	Ep 4	Ep 5	Moyenne	CoV (%)
Configuration 1	k_{flex} (N/mm)	285	281	304	316	300	297	4,34
	F_{max} (N)	911	816	835	971	964	899	7,14
Configuration 2	k_{flex} (N/mm)	302	278	251	251	292	275	7,64
	F_{max} (N)	825	736	812	748	775	779	4,48

La rupture observée dans le cas de la configuration 1 est un écrasement de la peau supérieure (cf. Figure 2.24). La présence de la mousse polyuréthane a empêché la visualisation de la rupture des connecteurs le cas échéant. Pour la configuration 2, un écrasement de la peau supérieure a également été observé. Il a été accompagné par un flambement des connecteurs autour de la ligne de chargement. En addition de l'écart noté sur la force ultime entre les deux configurations, la mousse polyuréthane impacte donc la rupture du panneau sandwich de façon générale et la rupture des connecteurs de façon particulière. En effet, le flambement des connecteurs est empêché par la mousse polyuréthane.

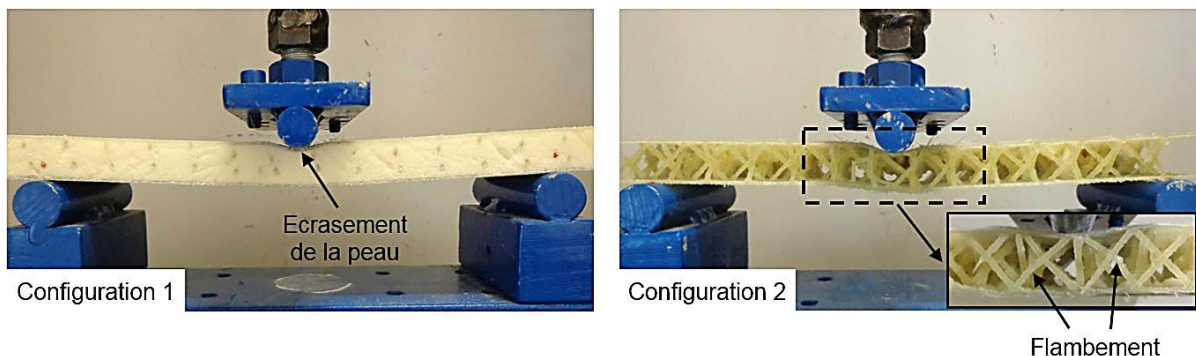


Figure 2.24 Faciès de ruine de la configuration 1 et 2 soumises à l'essai de flexion trois-points.

4 Modélisation par éléments finis

Afin de reproduire le comportement enregistré lors des essais précédents et prédire la réponse mécanique d'autres configurations sous d'autres chargements, nous proposons un modèle éléments finis 3D en utilisant le logiciel Abaqus. Au-delà de la possibilité de prendre en compte les non-linéarités de comportement, la simulation 3D permet de modéliser les effets géométriques. La modélisation des essais de compression, de cisaillement et de flexion trois-points est présentée dans cette section. Le choix des éléments finis et des lois de comportement s'est fait en prenant en compte les conclusions des résultats d'essai et les mécanismes d'endommagement

observés dans la phase expérimentale. L'implémentation des paramètres mécaniques du modèle s'est faite sur la base des résultats obtenus de la caractérisation des composants du panneau sandwich en GFRP et des propriétés mécaniques de la résine polymère. Vu la dépendance entre les axes de symétrie des éprouvettes et la position des connecteurs, la totalité de la géométrie des spécimens a été modélisée. Un schéma implicite a été adopté et la méthode de Newton-Raphson a été utilisée pour la résolution des équations du problème éléments finis. Les calculs élastiques ont été faits avec un pas de temps fixe de 0.1. Quand des comportements mécaniques non-linéaires ont été introduits, un pas de temps variable a été retenu avec un incrément initial et maximum de 0.1 et un incrément minimum de 10^{-8} . L'algorithme fait un choix d'incrément selon la vitesse de convergence du calcul à l'incrément précédent.

Dans les sections suivantes, nous présentons premièrement les éléments finis retenus pour la modélisation et les conditions limites appliquées dans chaque test. Une étude de convergence est faite pour définir la taille de maillage adéquate et la réponse linéaire, implémentée des caractéristiques expérimentales, est validée par rapport aux courbes des essais présentés précédemment. Une étude paramétrique sur l'influence des grandeurs qui n'ont pas été caractérisées expérimentalement est présentée dans le but de montrer leur impact minime. Ensuite, les critères de ruine d'Hashin sont introduits pour prédire numériquement l'endommagement des connecteurs et des peaux. Enfin, une fois la modélisation non-linéaire validée, une étude paramétrique de l'influence des caractéristiques des connecteurs (module d'élasticité, inclinaison, diamètre et densité surfacique) sur la réponse en compression, en cisaillement et en flexion du panneau est présentée.

4.1 Maillage et modélisation linéaire

Des éléments coques volumiques SC8R (hexaèdres) avec 3 points d'intégration dans leur épaisseur (méthode de Gauss) ont été retenus pour mailler les peaux et les connecteurs. Ces éléments sont utilisés pour modéliser des structures où une dimension, en l'occurrence l'épaisseur, est très petite par rapport aux autres. Contrairement aux éléments coques conventionnels qui ont comme degrés de liberté les déplacements et les rotations, les éléments coques volumiques n'ont pour degrés de liberté que les déplacements. D'un point de vue théorique, il n'y a pas de différence notable entre ces deux catégories d'éléments finis. D'un point de vue pratique, les éléments coques volumiques offrent deux surfaces de contact (ce qui est plus intéressant dans l'optique de lier la première surface des peaux GFRP aux connecteurs et la deuxième à la couche minérale). Par le choix de ces éléments finis, l'hypothèse d'état de contraintes planes est prise. D'autre part, les éléments coques ont été privilégiés pour introduire le modèle d'endommagement d'Hashin tels qu'il est initialement programmé sous ABAQUS, sans réécrire de sous-programme (subroutine). Dans un premier temps, la mousse polyuréthane n'a pas été modélisée et sa contribution mécanique a été négligée. La jonction peaux-connecteurs a été modélisée

en contraignant les nœuds des connecteurs à se comporter comme ceux des peaux en termes de déplacement. L'orientation assignée au maillage des peaux est conforme aux repères présentés dans les Figure 2.15, Figure 2.19 et Figure 2.22. Concernant les connecteurs, la direction x est la direction longitudinale.

Les paramètres mécaniques définissant le comportement élastique sont présentés dans le Tableau 2.8. Les peaux sont modélisées comme étant un seul pli homogénéisé. L'hypothèse de l'égalité entre les modules de cisaillement G_{xy} , G_{xz} et G_{yz} est justifiée par l'empilement de deux plis quasi-identiques avec un angle de 90°. L'hypothèse d'un matériau isotrope dont le comportement mécanique se rapproche de celui de la résine a été retenue pour les connecteurs. Elle se justifie par le faible taux volumique de fibre dans les connecteurs (24,5%) et la non-maitrise de l'orientation des fibres. La modélisation utilisée suppose un comportement élastique identique en compression et en traction. La valeur du module d'élasticité retenu pour les connecteurs est de 1962 MPa. Elle correspond à la moyenne des résultats de caractérisation des connecteurs en compression et en traction. L'état de contrainte des connecteurs (domination par un état de contrainte de compression ou de traction) dépend de leur inclinaison, de leur orientation et du chargement appliqué. Il est donc difficile de le prédire avant la modélisation. Dans le cas de l'essai de compression, il est intuitif de remarquer un état de contrainte de compression dans les connecteurs. Une valeur de module d'élasticité de 1593 MPa a donc été retenue dans la modélisation de cet essai.

Tableau 2.8 Paramètres mécaniques implémentés dans le modèle pour définir le comportement élastique

Paramètre mécanique	Symbole	Peaux	Connecteurs
Module longitudinal (MPa)	E_{xx}	10230	1962*
Module transversal (MPa)	E_{yy}	8963	1962*
Coefficient de poisson	ν_{xy}	0,21	0,33
Module de cisaillement (MPa)	$G_{xy}; G_{xz}; G_{yz}$	4000 ; 4000 ; 4000	730 ; 730 ; 730

* 1593 MPa pour l'essai de compression

Les régions où sont appliquées les conditions d'appui et de chargement sont surlignées en rouge dans la Figure 2.25. Dans la modélisation de l'essai de compression, le déplacement U_z de la peau inférieure a été bloqué et un déplacement U_z a été imposé à la peau supérieure pour simuler le chargement. Pour l'essai de cisaillement, les déplacements U_x , U_y et U_z des deux lignes longitudinales du plat fixé ont été bloqués (cf. Figure 2.25). Un déplacement U_x a été imposé au demi-cercle en contact avec la clavette du dispositif de chargement afin de

reproduire au mieux les conditions réelles. Quant à l'essai de flexion, le déplacement U_z des nœuds des lignes d'appui a été bloqué et un déplacement U_x a été imposé à la ligne de chargement.

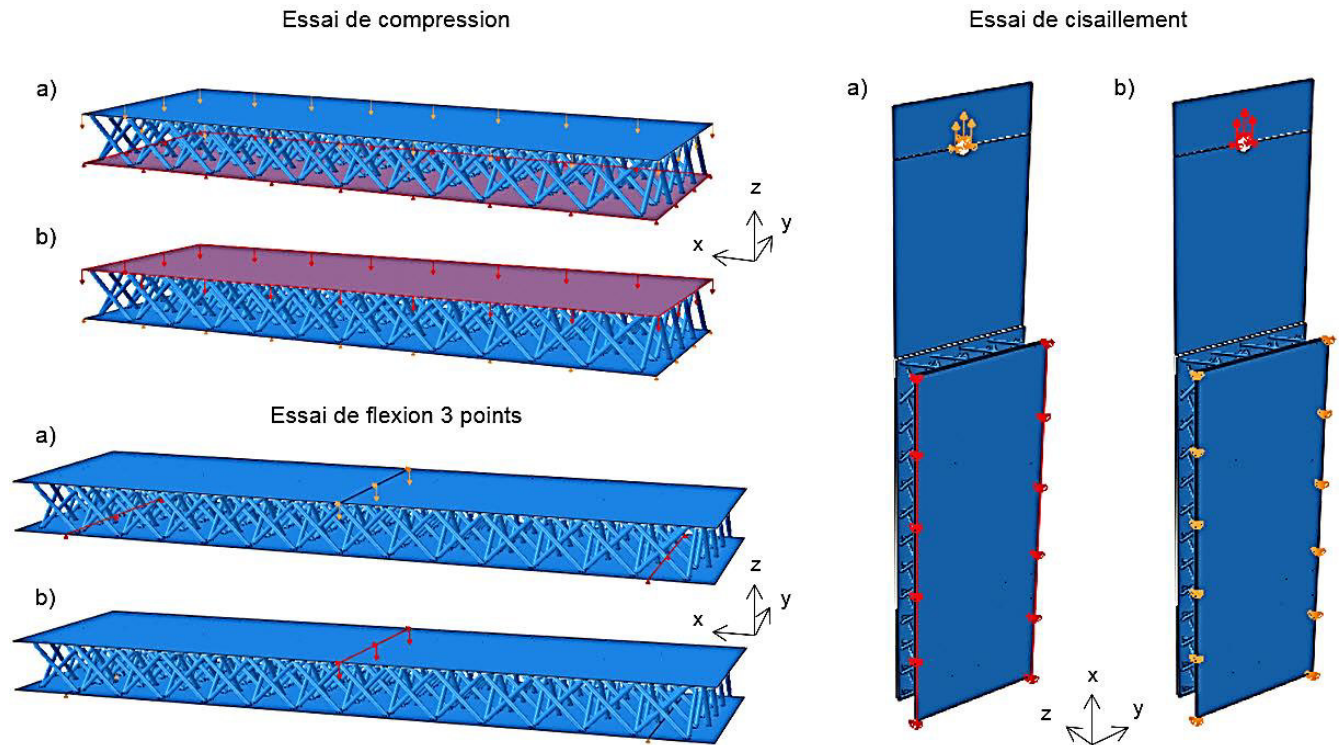


Figure 2.25 Régions d'application des conditions d'appui et des conditions de chargement surlignées en rouge. a) Régions d'application des conditions d'appui. b) Régions d'application des conditions de chargement.

Afin de minimiser l'influence de la taille du maillage sur les résultats de la modélisation, une étude de convergence a été réalisée. Un nombre de nœuds adéquat pour garantir la forme circulaire de la section des connecteurs a été fixé : vingt nœuds sur le périmètre et cinq sur le diamètre. Les états de contrainte des connecteurs dans l'essai de compression et de cisaillement sont retrouvés dans l'essai de flexion. Il est donc suffisant de déterminer le nombre minimal de nœuds le long de la génératrice des connecteurs par rapport aux essais de compression et de cisaillement. La taille des éléments de la peau n'influe que sur la réponse mécanique de l'essai de flexion. Elle a donc été déterminée par rapport à celui-ci.

Les résultats de l'étude de convergence sont présentés dans la Figure 2.26. L'erreur a été calculée par rapport à la rigidité, en prenant comme référence la réponse du maillage le plus fin. Nous avons retenu quarante nœuds le long de la génératrice des connecteurs et une taille d'élément de 5 mm de côté pour les peaux. Sur une longueur de 30 mm de part et d'autre de la ligne de chargement en flexion, un côté de 2,5 mm (dans le sens longitudinal) a été retenue pour visualiser au mieux les phénomènes mécaniques s'y produisant.

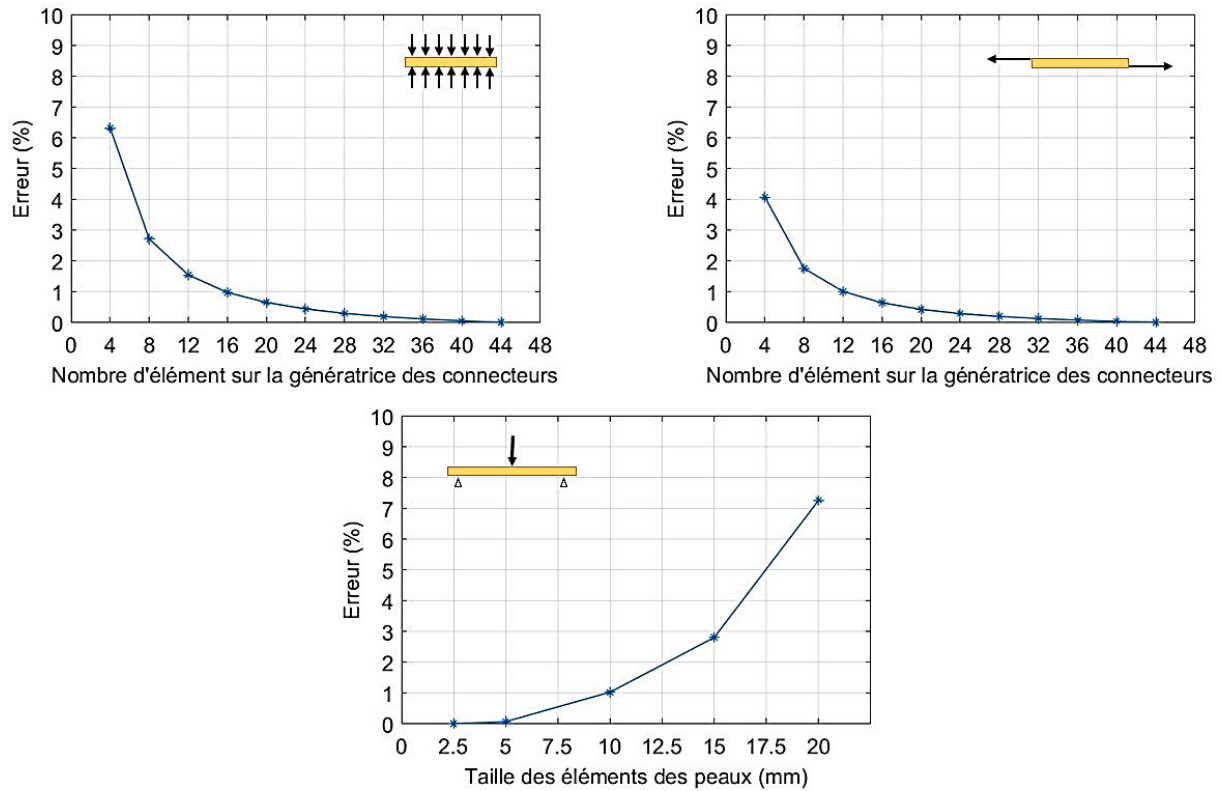


Figure 2.26 Etude de convergence du maillage des connecteurs et des peaux vis-à-vis des tests de compression, de cisaillement et de flexion.

La Figure 2.27 présente la confrontation des résultats de la modélisation linéaire avec les courbes expérimentales. Trois modélisations ont été effectuées pour chaque test : une modélisation avec les caractéristiques moyennes des matériaux et deux autres en prenant en compte les écarts-type enregistrés lors des tests de caractérisation des peaux et des connecteurs. Les courbes présentent un bon accord en termes de comportement élastique. Le Tableau 2.9 quantifie l'écart entre les réponses de la modélisation linéaire et les résultats expérimentaux. Les erreurs enregistrées sont de +13,02% pour l'essai de compression, -6,06% pour l'essai de cisaillement et -12,35% pour l'essai de flexion. Elles peuvent être dues à un nombre de connecteur différents entre le modèle et les spécimens testés. Le positionnement de ces derniers par rapport aux côtés des peaux peut aussi impacter la réponse en cisaillement et en flexion.

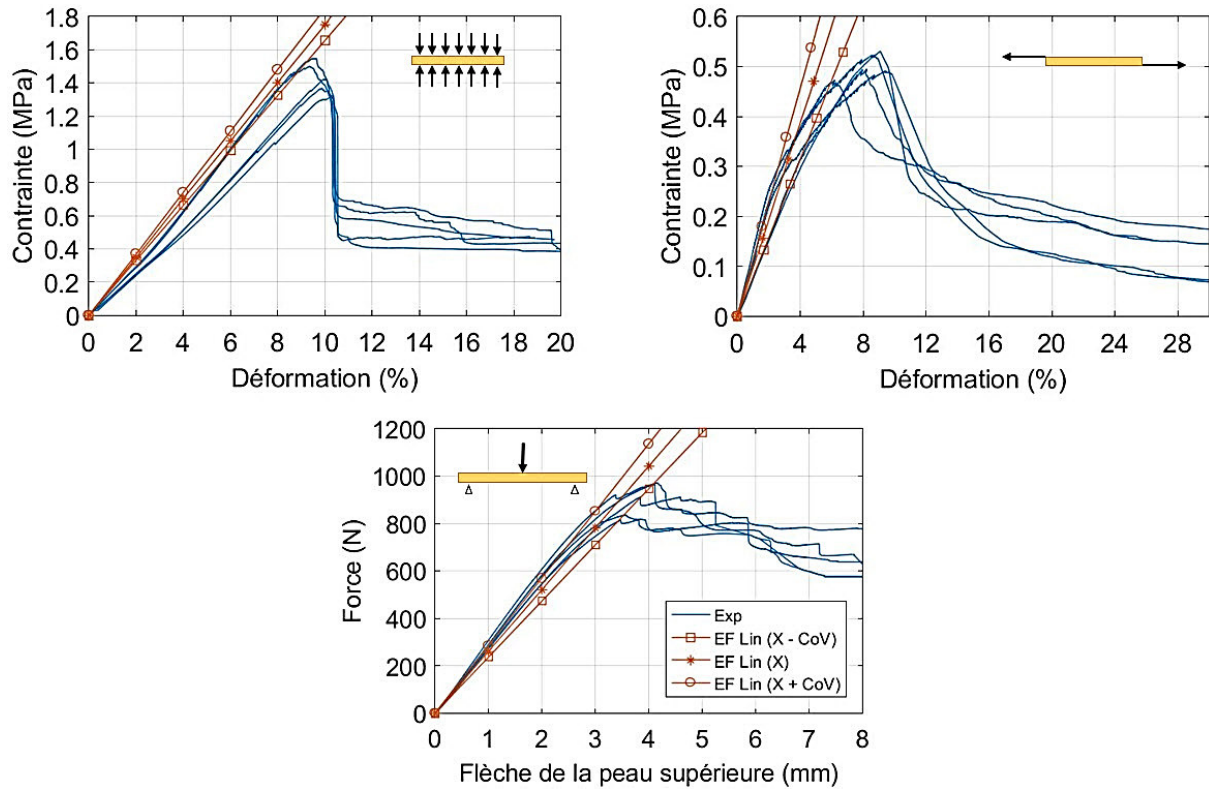


Figure 2.27 Confrontation des résultats de la modélisation linéaire avec les courbes expérimentales (X est la valeur moyenne des modules d'élasticité des peaux et des connecteurs présentés le Tableau 2.8)

Tableau 2.9 Estimation de l'erreur de la modélisation linéaire par rapport aux essais expérimentaux.

Paramètre	E_{comp} (MPa)	G (MPa)	k_{flex} (N/mm)
Expérimental	15,5 (CoV 12,37%)	10,3 (CoV 21,76%)	297 (CoV 4,34%)
Modélisation	17,5 (CoV 4,48%)	9,7 (CoV 14,99%)	260 (CoV 7,34%)
Erreur (%)	+13,02	-6,06	-12,35

Comme indiqué précédemment, l'hypothèse d'un comportement mécanique isotrope a été adoptée dans la loi de comportement des connecteurs. Le paramètre $E_{yy_{con}}$ n'a pas été déterminé expérimentalement. Il en est de même pour les modules de cisaillement des peaux G_{xy} , G_{xz} et G_{yz} . Pour évaluer l'influence de ces paramètres sur la réponse mécanique du panneau sandwich, une étude paramétrique a été faite en les faisant varier de 25% à 175% par rapport aux valeurs adoptées initialement (cf. Tableau 2.8). L'erreur qui découle de cette variation a été estimée vis-à-vis des paramètres initiaux E_{comp} , G et k_{flex} . Les courbes de cette étude sont présentées dans la Figure 2.28. Elles montrent une augmentation non significative (inférieure à 5%) des paramètres E_{comp} , G et

k_{flex} quand le module transversal du connecteur et les modules de cisaillement des peaux croissent. Cela indique que les contraintes transversales dans les connecteurs et les contraintes de cisaillement dans les peaux sont de faible intensité.

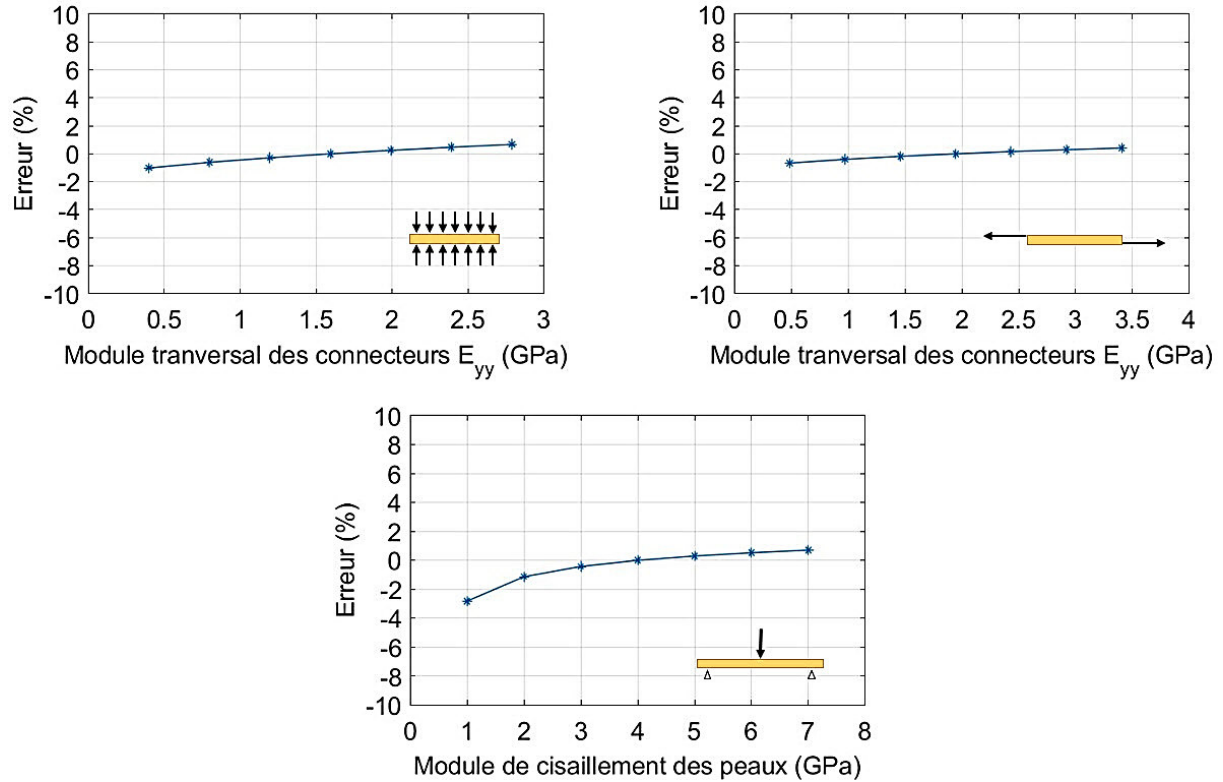


Figure 2.28 Influence des paramètres mécaniques non déterminés expérimentalement.

A ce stade, nous concluons que cette modélisation linéaire reproduit la première phase du comportement expérimental. Le choix des éléments coques volumiques est validé, tout comme l'implémentation du modèle par les caractéristiques des composants du panneau, extraites expérimentalement. Le faible impact des grandeurs négligées dans la campagne de caractérisation des matériaux a été démontré par une étude paramétrique.

4.2 Modélisation non-linéaire : critère de rupture et évolution de l'endommagement

L'introduction de critères de rupture a pour but de prédire l'initiation de l'endommagement et son évolution. Conformément aux conclusions de la revue bibliographique, les critères d'endommagement utilisés ont été initialement présentés dans les travaux de Hashin [58] et Matzenmiller et al. [69]. Ce modèle est destiné à la simulation du comportement mécanique des matériaux renforcés par des fibres. Les mécanismes de rupture pris en compte par celui-ci sont la ruine en traction des fibres, la ruine en compression dans le sens des fibres, la

fissuration transversale de la matrice tendue et l'écrasement de la matrice comprimée dans le sens transversal. L'initiation des ruptures est pilotée par les critères suivants [49] :

- Rupture des fibres tendues

$$\left(\frac{\sigma_{xx}}{\bar{\sigma}_{xx}^t}\right)^2 + \alpha \left(\frac{\sigma_{xy}}{\bar{\sigma}_{xy}}\right)^2 = 1 \quad \text{Équation 2.8}$$

Cette équation décrit une rupture des fibres quand la contrainte en traction σ_{xx} atteint la contrainte ultime $\bar{\sigma}_{xx}^t$. La contribution de la contrainte de cisaillement σ_{xy} dans l'initiation de cette rupture peut être prise en compte au travers du paramètre α qui est compris en 0 et 1. Elle retranscrit l'effet du délaminage fibre / matrice sur cette rupture.

- Ruine en compression dans le sens des fibres

$$\left(\frac{\sigma_{xx}}{\bar{\sigma}_{xx}^c}\right)^2 = 1 \quad \text{Équation 2.9}$$

Cette rupture intervient quand la contrainte longitudinale atteint sa valeur ultime.

- Fissuration transversale de la matrice

$$\left(\frac{\sigma_{yy}}{\bar{\sigma}_{yy}^t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{xy}}{\bar{\sigma}_{xy}}\right)^2 = 1 \quad \text{Équation 2.10}$$

Cette équation traduit une fissuration de la matrice sous des efforts purs de traction transversale ou sous des efforts de cisaillement dans le plan. Sous sollicitations combinées, le taux de contribution de chacun de ces efforts dans ce mode de rupture est de 50%.

- Écrasement de la matrice dans le sens transversal

$$\left(\frac{\sigma_{yy}}{2\bar{\sigma}_{yz}}\right)^2 + \left[\left(\frac{\bar{\sigma}_{yy}^c}{2\bar{\sigma}_{yz}}\right)^2 - 1\right] \frac{\sigma_{yy}}{\bar{\sigma}_{yy}^c} + \left(\frac{\sigma_{xy}}{\bar{\sigma}_{xy}}\right)^2 = 1 \quad \text{Équation 2.11}$$

A l'instar du critère précédent, celui-ci prend en compte le cisaillement plan qui prématurerait la rupture, le cas échéant. Ce mode de rupture est également évalué par rapport à la contrainte ultime du cisaillement hors plan.

Pour rappel, $\bar{\sigma}_{xx}^t$ et $\bar{\sigma}_{xx}^c$ représentent respectivement les contraintes ultimes de traction et de compression dans le sens longitudinal, $\bar{\sigma}_{yy}^t$ et $\bar{\sigma}_{yy}^c$ renvoient respectivement aux contraintes ultimes de traction et de compression

dans le sens transversal, et $\bar{\sigma}_{xy}$ et $\bar{\sigma}_{yz}$ désignent respectivement les contraintes ultime de cisaillement longitudinal et transverse. Le paramètre α représente la contribution de la contrainte de cisaillement dans l'initiation de la rupture des fibres en traction. Il vaut 1 dans les modélisations effectuées. σ_{xx} , σ_{yy} et σ_{xy} sont les composantes de la matrice de contraintes effectives, utilisées pour évaluer les critères d'initiation de l'endommagement. La matrice de contrainte effective est réduite par un opérateur définissant l'état de l'endommagement. Il est défini par l'Équation 2.12.

$$M = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-d_f)} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{(1-d_m)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_s)} \end{bmatrix} \quad \text{Équation 2.12}$$

où

$$d_f = \begin{cases} d_f^t & \text{si } \sigma_{xx} \geq 0, \\ d_f^c & \text{si } \sigma_{xx} < 0, \end{cases}$$

$$d_m = \begin{cases} d_m^t & \text{si } \sigma_{yy} \geq 0, \\ d_m^c & \text{si } \sigma_{yy} < 0, \end{cases}$$

$$d_s = 1 - (1 - d_f^t)(1 - d_f^c)(1 - d_m^t)(1 - d_m^c)$$

L'évolution des variables d'endommagement est gouvernée par l'énergie dissipée par chaque mode de rupture. Elle est notée G_c et est définie par l'aire sous la courbe de la Figure 2.29. La loi de comportement est exprimée par une courbe contrainte-déplacement dans le but de minimiser la dépendance entre la réponse mécanique et la taille du maillage. Le déplacement équivalent est calculé en multipliant la déformation de l'élément par la longueur caractéristique L_c (définie comme étant la racine carrée de la surface de l'élément). L'énergie dissipée pour chaque mode d'endommagement est définie par les équations suivantes [49], en calculant le pic de contrainte et son déplacement équivalent :

– Rupture des fibres tendues

$$\delta_{eq}^{ft} = L^c \sqrt{\langle \varepsilon_{xx} \rangle^2 + \alpha \varepsilon_{xy}^2} \quad ; \quad \sigma_{eq}^{ft} = \frac{\langle \sigma_{xx} \rangle \langle \varepsilon_{xx} \rangle + \alpha \sigma_{xy} \varepsilon_{xy}}{\delta_{eq}^{ft} / L^c} \quad \text{Équation 2.13}$$

- Ruine en compression dans le sens des fibres

$$\delta_{eq}^{fc} = L^c \langle -\varepsilon_{xx} \rangle \quad ; \quad \sigma_{eq}^{fc} = \frac{\langle -\sigma_{xx} \rangle \langle -\varepsilon_{xx} \rangle}{\delta_{eq}^{fc} / L^c} \quad \text{Équation 2.14}$$

- Fissuration transversale de la matrice

$$\delta_{eq}^{mt} = L^c \sqrt{\langle \varepsilon_{yy} \rangle^2 + \varepsilon_{xy}^2} \quad ; \quad \sigma_{eq}^{mt} = \frac{\langle \sigma_{yy} \rangle \langle \varepsilon_{yy} \rangle + \sigma_{xy} \varepsilon_{xy}}{\delta_{eq}^{mt} / L^c} \quad \text{Équation 2.15}$$

- Écrasement de la matrice dans le sens transversal

$$\delta_{eq}^{mc} = L^c \sqrt{\langle -\varepsilon_{yy} \rangle^2 + \varepsilon_{xy}^2} \quad ; \quad \sigma_{eq}^{mc} = \frac{\langle -\sigma_{yy} \rangle \langle -\varepsilon_{yy} \rangle + \sigma_{xy} \varepsilon_{xy}}{\delta_{eq}^{mc} / L^c} \quad \text{Équation 2.16}$$

Après l'initiation de l'endommagement, les variables d'endommagement sont calculées pour chaque mode de rupture par l'Équation 2.17. Le paramètre δ_{eq}^f est calculé comme étant deux fois la valeur de δ_{eq}^0 .

$$d = \frac{\delta_{eq}^f (\delta_{eq} - \delta_{eq}^0)}{\delta_{eq} (\delta_{eq}^f - \delta_{eq}^0)} \quad \text{Équation 2.17}$$

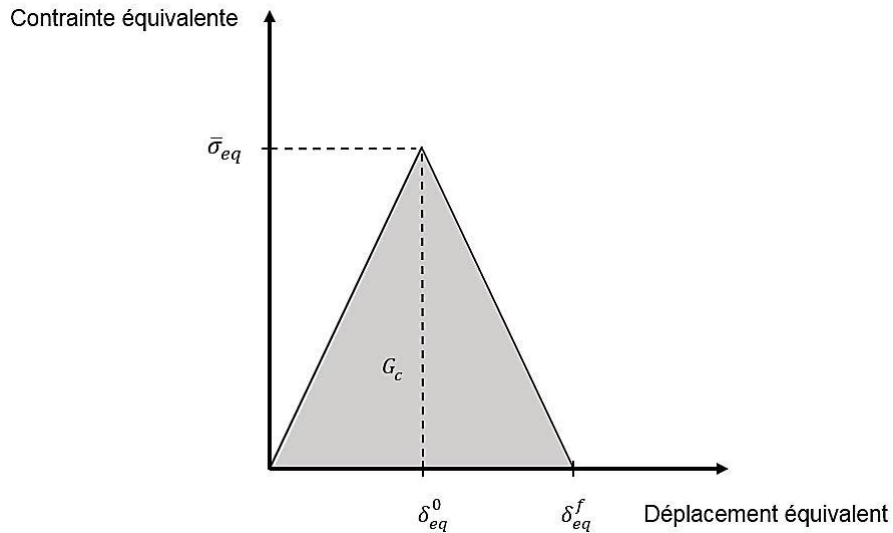


Figure 2.29 Définition de l'énergie dissipée à la rupture.

Les contraintes ultimes implémentées dans le code EF et les valeurs des énergies dissipées pour chaque mode de rupture sont présentées dans le Tableau 2.10. Dans le cas des connecteurs, elles sont considérées comme étant les contraintes ultimes de la matrice (faible taux volumique de fibres et orientation non-maitrisée). Pour considérer la dissociation entre les connecteurs et les peaux, nous avons retenu pour le connecteur une

contrainte ultime de traction $\bar{\sigma}_{xx}^t$ de 18,2 MPa (cf. Tableau 2.3). Une autre façon de considérer ce délaminage est d'introduire une loi de contact entre les surfaces des connecteurs et des peaux, mais cette option augmente considérablement le temps de calcul. Concernant les peaux, la considération d'un pli homogénéisé implique la prise en compte d'hypothèses adéquates pour les critères de rupture et les énergies dissipées sous un état de flexion. En effet, le pli à 90° étant en zone tendue, la rupture longitudinale en traction de la peau supérieure qui fléchit correspond à une rupture de la matrice. La Figure 2.30 illustre les modes de rupture des connecteurs et les hypothèses de ruine des plis homogénéisés de la peau.

Tableau 2.10 Contraintes ultimes et énergies dissipées pour les modes d'endommagement du modèle d'Hashin.

Mode d'endommagement	Sens longitudinal		
	Traction	Compression	Cisaillement
Connecteur	$\bar{\sigma}_{xx}^t = 18,2$ MPa $G_c^{ft} = 0,14$ N/mm	$\bar{\sigma}_{xx}^c = 70$ MPa $G_c^{fc} = 1,18$ N/mm	$\bar{\sigma}_{xy} = 14$ MPa /
Peau : pli 0°	$\bar{\sigma}_{xx}^t = 137,9$ MPa $G_c^{ft} = 4,70$ N/mm	$\bar{\sigma}_{xx}^c = 70$ MPa $G_c^{fc} = 1,20$ N/mm	$\bar{\sigma}_{xy} = 14$ MPa /
Peau : pli 90°	$\bar{\sigma}_{xx}^t = 108,9$ MPa $G_c^{ft} = 2,96$ N/mm	$\bar{\sigma}_{xx}^c = 70$ MPa $G_c^{fc} = 1,20$ N/mm	$\bar{\sigma}_{xy} = 14$ MPa /
Peau : 2 plis [0°,90°] homogénéisés	$\bar{\sigma}_{xx}^t = 70$ MPa $G_c^{ft} = 1,43$ N/mm	$\bar{\sigma}_{xx}^c = 70$ MPa $G_c^{fc} = 1,20$ N/mm	$\bar{\sigma}_{xy} = 14$ MPa /
Mode d'endommagement	Sens transversal		
	Traction	Compression	Cisaillement
Connecteur	$\bar{\sigma}_{yy}^t = 70$ MPa $G_c^{mt} = 1,24$ N/mm	$\bar{\sigma}_{yy}^c = 70$ MPa $G_c^{mc} = 1,24$ N/mm	$\bar{\sigma}_{yz} = 14$ MPa /
Peau : pli 0°	$\bar{\sigma}_{yy}^t = 70$ MPa $G_c^{mt} = 1,43$ N/mm	$\bar{\sigma}_{yy}^c = 70$ MPa $G_c^{mc} = 1,43$ N/mm	$\bar{\sigma}_{yz} = 14$ MPa /
Peau : pli 90°	$\bar{\sigma}_{yy}^t = 70$ MPa $G_c^{mt} = 1,43$ N/mm	$\bar{\sigma}_{yy}^c = 70$ MPa $G_c^{mc} = 1,43$ N/mm	$\bar{\sigma}_{yz} = 14$ MPa /
Peau : 2 plis [0°,90°] homogénéisés	$\bar{\sigma}_{yy}^t = 108,9$ MPa $G_c^{mt} = 2,96$ N/mm	$\bar{\sigma}_{yy}^c = 70$ MPa $G_c^{mc} = 1,43$ N/mm	$\bar{\sigma}_{yz} = 14$ MPa /

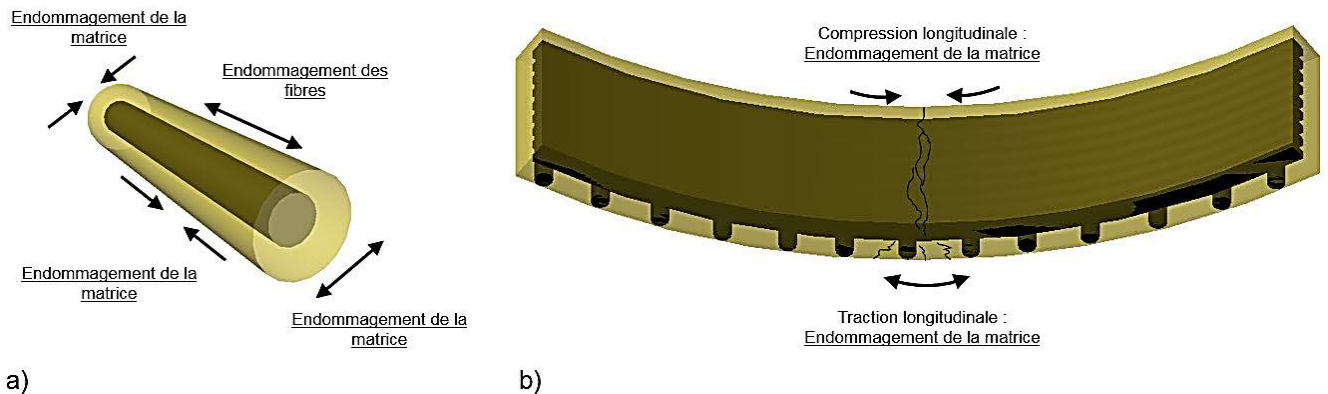


Figure 2.30 a) Mode de rupture défini par le modèle d'Hashin. b) Mode de rupture des plis [0°,90°] de la peau.

La Figure 2.31 compare les résultats de la modélisation non-linéaire avec les résultats expérimentaux. Le modèle numérique reproduit le comportement linéaire, l'initiation de l'endommagement, sa propagation, et le comportement post-pic. Quantitativement, le Tableau 2.11 dresse le comparatif des énergies dissipées pour chaque test, ainsi que le comparatif des contraintes et de la force maximums atteintes. Il indique des erreurs inférieures à 10% en termes de contraintes et de force maximums. L'erreur enregistrée sur l'énergie dissipée pendant le test de compression est inférieure à 5%. Elle est respectivement de 15.84% et de 29.10% pour les tests de cisaillement et de flexion. Concernant le test de cisaillement, le modèle dissipe plus d'énergie que lors des essais expérimentaux en raison de l'hypothèse retenue sur la dissociation des connecteurs et des peaux sous des efforts de traction (cf. paragraphe précédent). Cela mène à un endommagement distribué le long des connecteurs alors qu'il devrait être localisé à la jonction avec les peaux (cf. Figure 2.34). Pour l'essai de flexion, le modèle dissipe moins d'énergie en comparaison avec les essais expérimentaux en raison de la non-modélisation de la mousse polyuréthane. Dans ce test où la force appliquée est localisée, l'impact mécanique de la mousse est plus important comparativement aux essais de compression et de cisaillement (notamment sur le comportement post-pic).

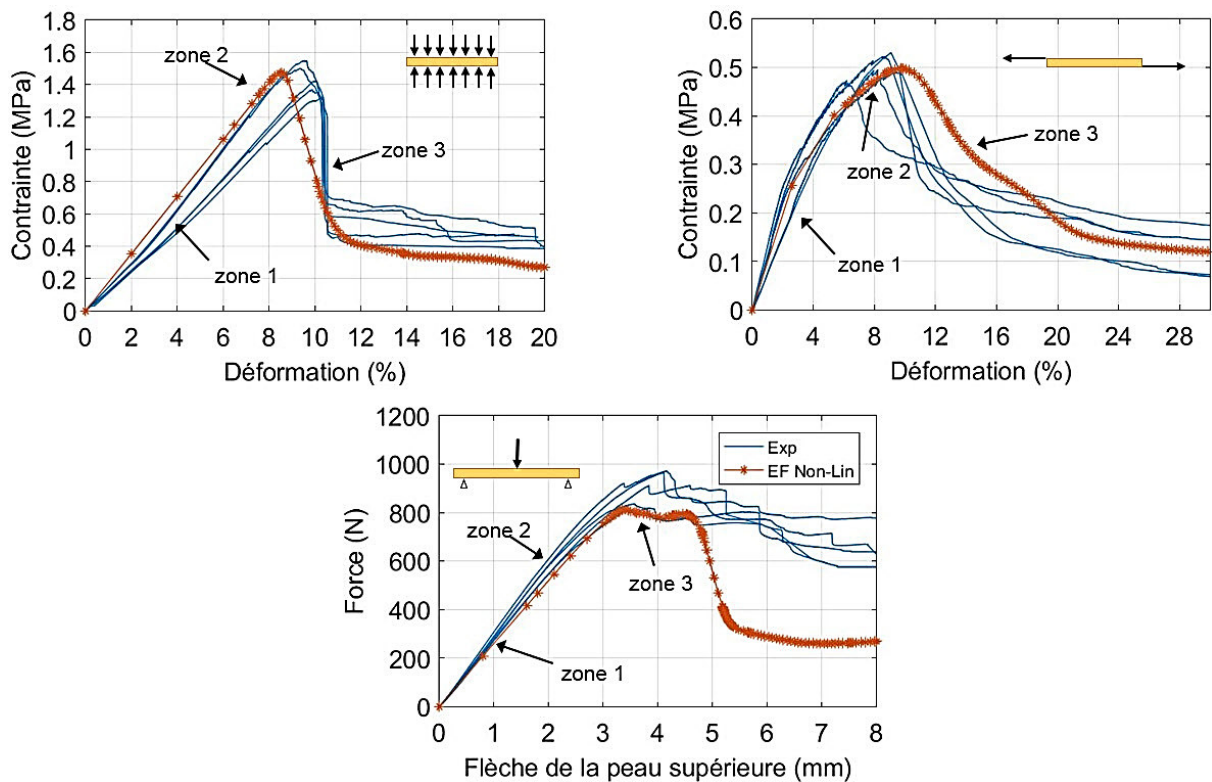


Figure 2.31 Confrontation des résultats de la modélisation non-linéaire avec les courbes expérimentales.

Tableau 2.11 Comparaison quantitative de la modélisation non-linéaire avec les résultats expérimentaux.

		Compression	Cisaillement	Flexion
σ_{\max} (MPa) / F_{\max} (N)	Expérimental	1,4	0,5	899
	Modélisation	1,5	0,5	813
	Erreur (%)	2,71	-0,87	-9,57
Energie dissipée lors du test (J)	Expérimental	56,2	30,9	5,1
	Modélisation	53,7	35,9	3,6
	Erreur (%)	-4,37	15,84	-29,10

Une modélisation considérant la mousse polyuréthane comme un matériau isotrope élastique parfait, d'un module de 2,1 MPa (conformément à la fiche technique du produit), a été effectuée pour confirmer les remarques précédentes sur l'essai de flexion. La Figure 2.32 présente les résultats de la modélisation de l'essai de flexion avec et sans mousse polyuréthane. La considération de la mousse aboutit à une réponse du modèle qui reproduit mieux la réponse expérimentale en termes de raideur et de force maximum (respectivement, une erreur de -7.98% et de -4.55% par rapport à l'expérience ; cf. Tableau 2.12). Le comportement post-pic est très affecté par la prise en compte ou non de la mousse polyuréthane dans le modèle (cf. Tableau 2.12). Bien que le modèle reproduise le comportement post-pic d'une façon plus satisfaisante avec la prise en compte de la mousse, l'hypothèse d'un comportement élastique parfait ne permet pas de reproduire la diminution de la force entre 6 mm et 8 mm de flèche. Un comportement élasto-plastique serait plus approprié. Il est à noter que la géométrie de la mousse, qui est un parallélépipède auquel est soustraite la géométrie des connecteurs, impose un maillage très dense pour approcher son volume réel. Sa prise en compte augmente le temps de calcul de 150% par rapport au cas sans mousse. La Figure 2.32 montre également que le comportement local est reproduit par le modèle avant le pic de force. Concernant le comportement post-pic, les remarques faites à propos du comportement global sont aussi valables pour le comportement local. Quand le modèle ne considère pas la mousse polyuréthane, on assiste à un retour élastique de la peau inférieure quand la peau supérieure rompt.

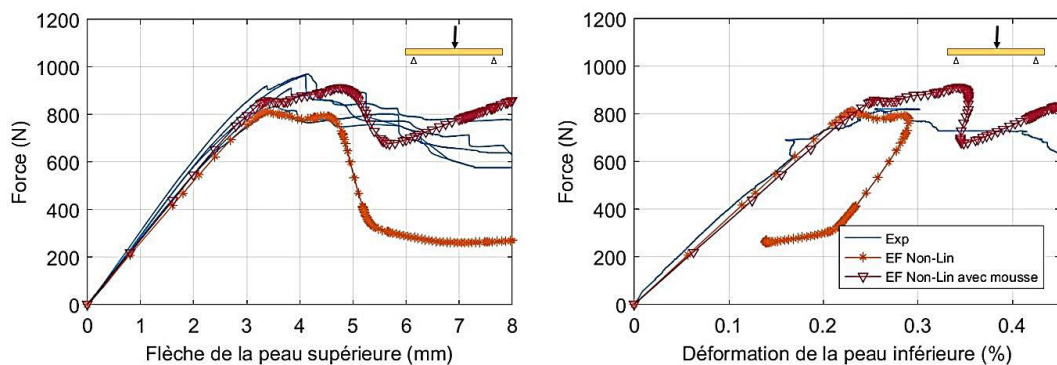


Figure 2.32 Confrontation des résultats de la modélisation de l'essai de flexion avec la prise en compte de la mousse polyuréthane.

Tableau 2.12 Contribution mécanique de la mousse polyuréthane dans l'essai de flexion.

	Expérimental	Modélisation sans mousse	Modélisation avec mousse
F_{\max} (N)	899	813	858
k_{flex} (N/mm)	297	260	273
Energie dissipée (J)	5,1	3,6	5,3

Dans la Figure 2.31, trois zones ont été différenciées : la zone 1 où le comportement est linéaire, la zone 2 où l'endommagement s'est déjà initié et la zone 3 où l'éprouvette est déjà rompue. Les Figure 2.33, Figure 2.34 et Figure 2.35 présentent la cinématique de l'endommagement des trois essais effectués suivant ces zones. Cela a pu confirmer les hypothèses émises après les observations expérimentales. Concernant l'essai de compression (cf. Figure 2.33), l'endommagement s'initie en tête des connecteurs avant de se propager. Pour l'essai de cisaillement (cf. Figure 2.34), la non-linéarité est pilotée par la dissociation des connecteurs tendus, à leurs jonctions avec les peaux. La rupture se produit à l'endommagement des connecteurs comprimés. Lors de l'essai de flexion (cf. Figure 2.35), on retrouve également une non-linéarité pilotée par l'endommagement des connecteurs tendus à leurs jonctions avec les peaux. La rupture se produit quand la peau supérieure rompt sous des contraintes de traction (flexion locale de la peau supérieure ayant comme appuis les têtes de connecteurs).

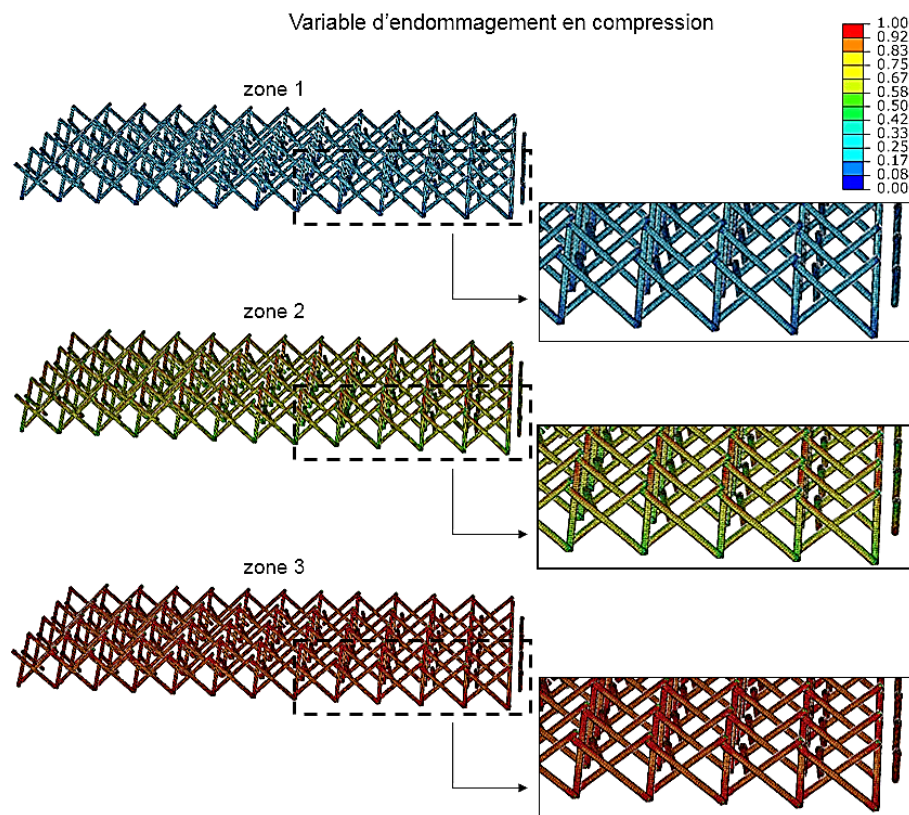


Figure 2.33 Cinématique de l'endommagement de l'essai de compression sur trois zones (cf. Figure 2.31).

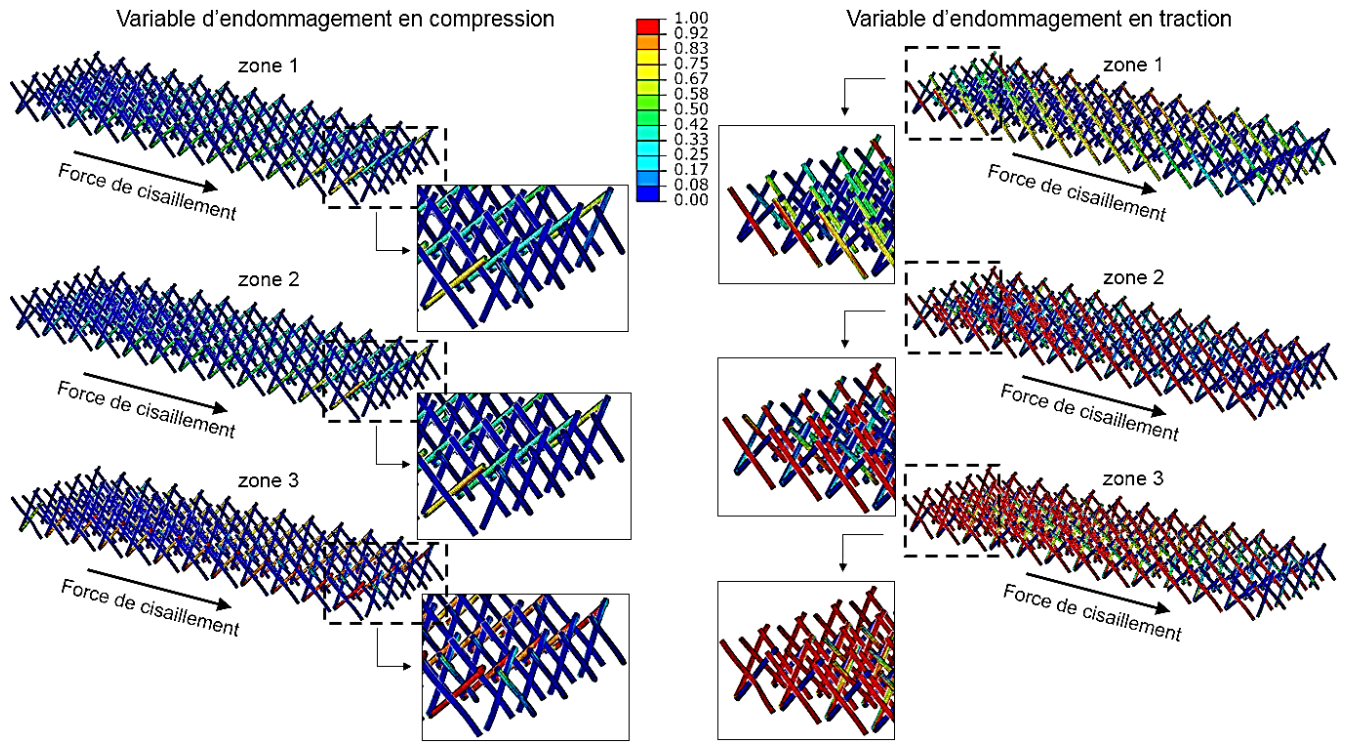


Figure 2.34 Cinématique de l'endommagement de l'essai de cisaillement sur trois zones (cf. Figure 2.31).

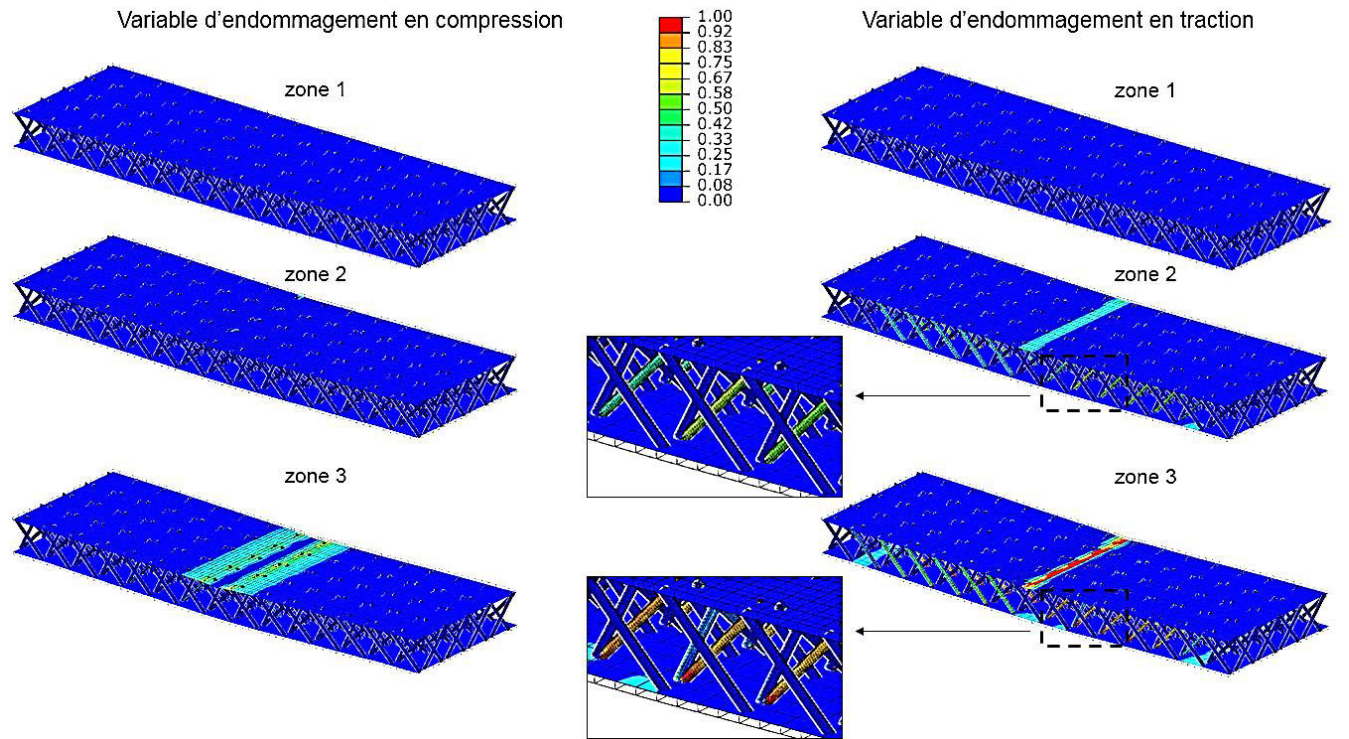


Figure 2.35 Cinématique de l'endommagement de l'essai de flexion sur trois zones (cf. Figure 2.31).

Par la concordance des résultats numériques et expérimentaux, nous validons l'emploi des critères d'Hashin pour la modélisation de l'endommagement et de la ruine du panneau sous des sollicitations de compression, de cisaillement et de flexion. Les valeurs de contraintes ultimes et d'énergies dissipées, utilisées pour chaque mode de ruine, sont ainsi retenues. La visualisation de l'endommagement a permis de confirmer les conclusions expérimentales vis-à-vis des modes de ruine. Plus encore, cela a permis de dégager la cinématique des différents phénomènes mécaniques intervenant, comme évoqué dans le paragraphe précédent. Enfin, le rôle central de la mousse polyuréthane dans la gouvernance du comportement post-pic en flexion trois points a été souligné. Il est dû au caractère localisé de la force appliquée.

4.3 Influence du module d'élasticité et de la résistance en compression des connecteurs

La robustesse du modèle vérifiée, cette partie est consacrée à l'influence des paramètres mécaniques des connecteurs. Le taux volumique initial des fibres de verre dans les connecteurs étant de 24,5%, l'amélioration du processus de fabrication permettrait d'accroître celui-ci et d'augmenter par la même occasion le module longitudinal des connecteurs et leur résistance en compression. Pour évaluer l'influence que cela aurait sur le comportement global, nous avons fait varier ces deux paramètres de 100% à 160% par rapport à leurs valeurs initiales. La contrainte ultime des connecteurs dans la direction longitudinale, $\bar{\sigma}_{xx}^t$, n'a pas été modifiée considérant que la zone de faiblesse entre les connecteurs et les peaux demeurera.

Les Figure 2.36, Figure 2.37 et Figure 2.38 montrent les réponses du comportement en compression, en cisaillement et en flexion du panneau sandwich en fonction desdits paramètres mécaniques des connecteurs. L'augmentation du paramètre E_{con} aboutit à un accroissement linéaire des paramètres E_{comp} , G et k_{flex} respectivement selon les Équation 2.18, Équation 2.19 et Équation 2.20 (avec E_{comp} , G , E_{con} en MPa et k_{flex} en N/mm). L'évolution des contraintes et force maximums en fonction de la résistance en compression des connecteurs n'est pas linéaire pour les trois essais. L'augmentation reste linéaire pour l'essai de compression où la rupture est due à la ruine en compression des connecteurs. Concernant les essais de cisaillement et de flexion, l'évolution des courbes indique que l'impact de la résistance en compression des connecteurs est de moins en moins important avec son augmentation, traduisant l'indépendance plus prononcée de la ruine en cisaillement et en flexion vis-à-vis de ce paramètre.

$$E_{comp} = 0,011E_{con} + 0,456 \quad ; \quad R^2 = 1,000 \quad \text{Équation 2.18}$$

$$G = 0,003E_{con} + 4,952 \quad ; \quad R^2 = 0,990 \quad \text{Équation 2.19}$$

$$k_{flex} = 0,068E_{con} + 128,681 \quad ; \quad R^2 = 0,997 \quad \text{Équation 2.20}$$

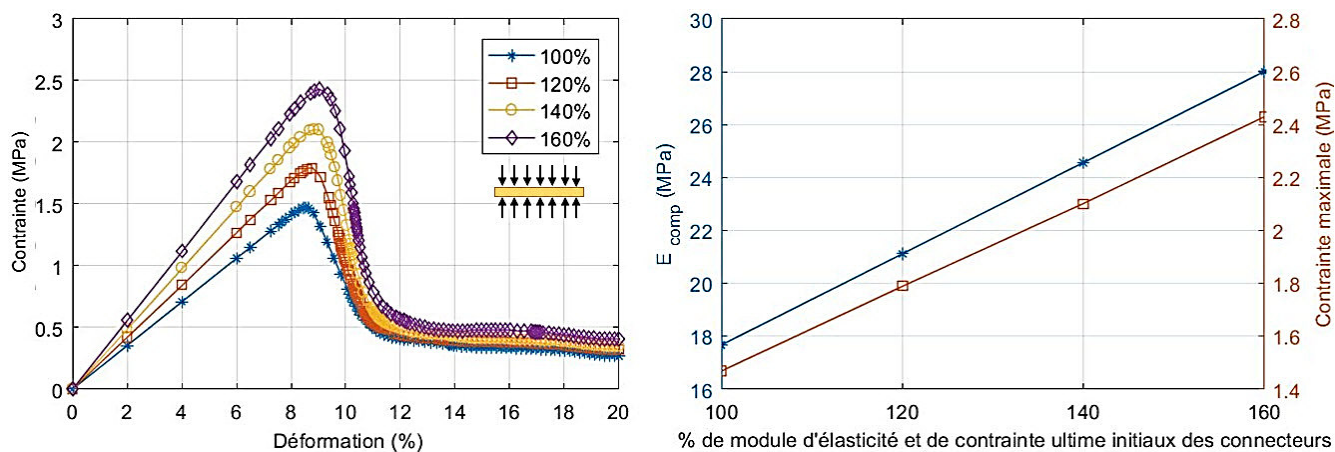


Figure 2.36 Influence du module d'élasticité et de la résistance en compression des connecteurs sur le comportement en compression.

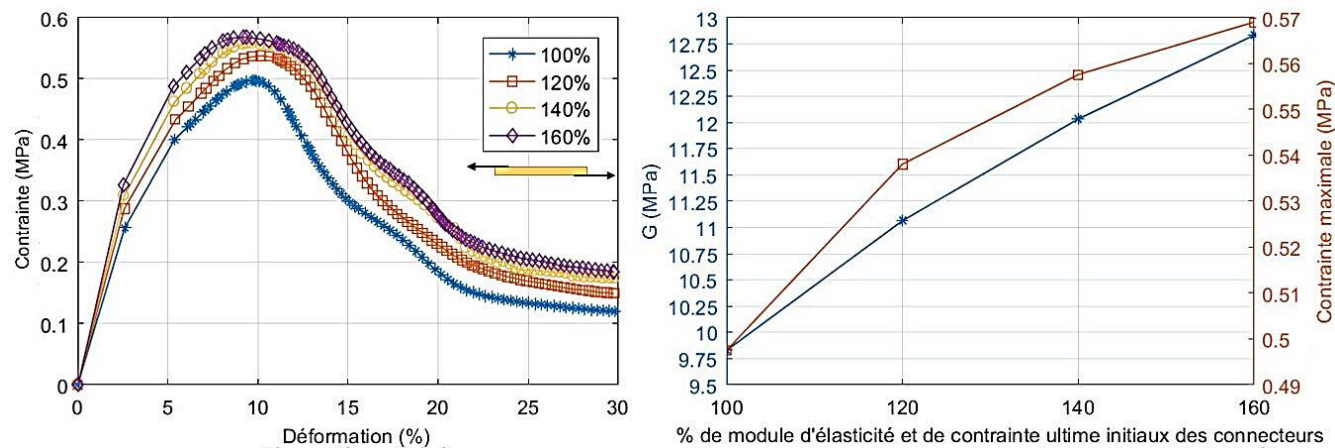


Figure 2.37 Influence du module d'élasticité et de la résistance en compression des connecteurs sur le comportement en cisaillement.

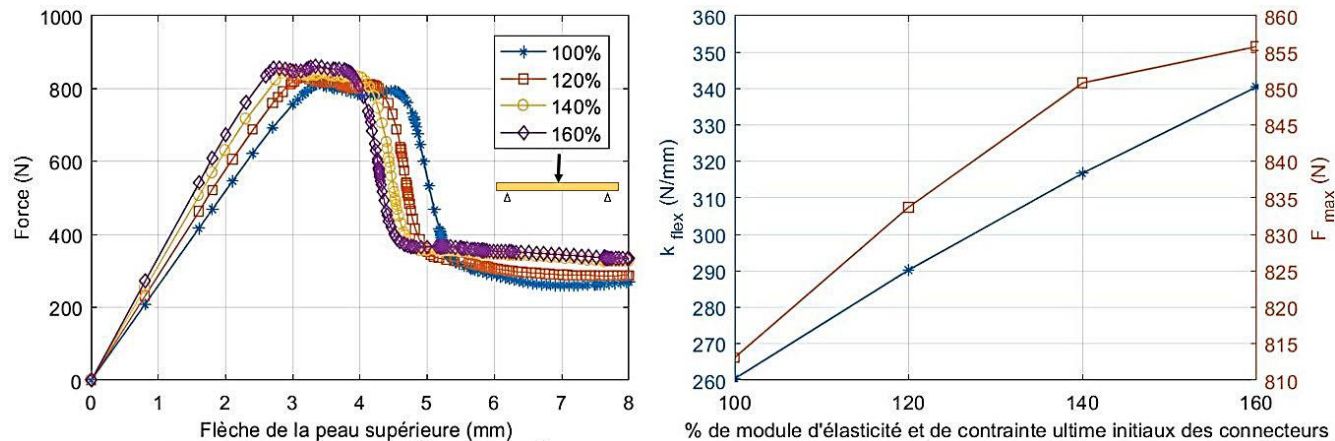


Figure 2.38 Influence du module d'élasticité et de la résistance en compression des connecteurs sur le comportement en flexion.

4.4 Influence des paramètres géométriques des connecteurs

Cette partie est consacrée à l'influence des paramètres géométriques sur le comportement global du panneau sandwich. Le but est d'évaluer l'impact mécanique de l'angle d'inclinaison des connecteurs, de leur diamètre et de leur densité surfacique. Par ailleurs, la contribution mécanique des connecteurs transversaux sur le comportement en flexion a été évaluée.

4.4.1 Variation de l'inclinaison des connecteurs

La Figure 2.39 montre l'évolution du comportement mécanique en compression par rapport à l'angle d'inclinaison des connecteurs. L'angle $\alpha_i = 90^\circ$ donne la meilleure réponse en termes de rigidité et de contrainte maximum. La réduction de l'angle α_i réduit la rigidité en compression du panneau par un effet trigonométrique trivial, mais laisse aussi apparaître des contraintes de traction dans la section du connecteur, à la jonction avec les peaux. Les évolutions des paramètres E_{comp} et σ_{comp} (en MPa) sont exprimées, en fonction de l'angle α_i (en degrés), dans les Équation 2.21 et Équation 2.22 en considérant une régression linéaire.

$$E_{comp} = 0,866\alpha_i - 19,491 \quad ; \quad R^2 = 0,998 \quad \text{Équation 2.21}$$

$$\sigma_{comp} = 0,029\alpha_i + 0,060 \quad ; \quad R^2 = 0,985 \quad \text{Équation 2.22}$$

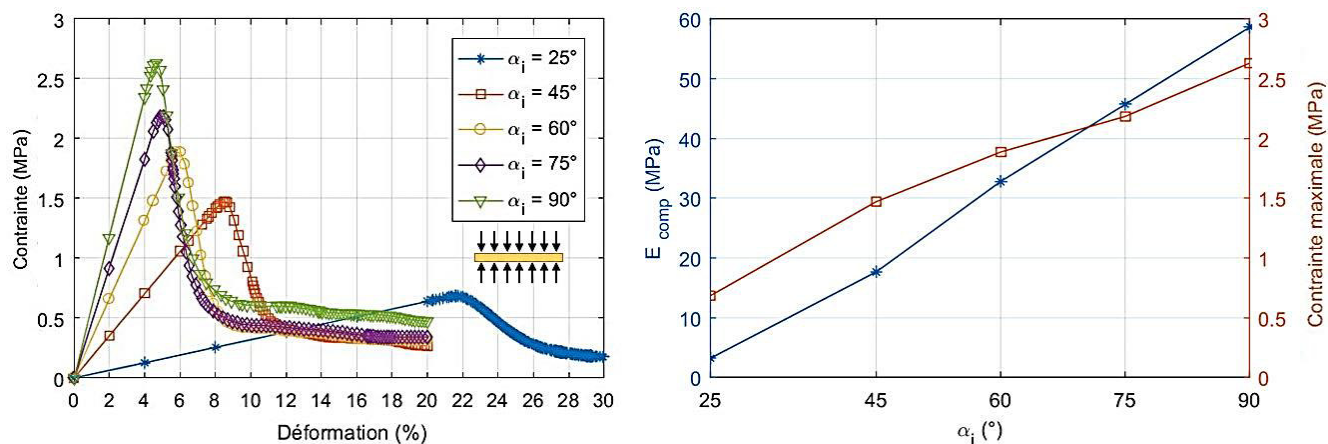


Figure 2.39 Influence de l'inclinaison des connecteurs sur le comportement en compression.

L'évolution des propriétés mécaniques de l'essai de cisaillement en fonction de α_i sont présentées dans la Figure 2.40. Contrairement à l'essai de compression, les résultats les plus médiocres ont été obtenus pour un angle de 90° . Pour cette configuration, il n'y a pas de connecteurs comprimés lors de l'essai de cisaillement et la dissociation de ces derniers avec les peaux intervient rapidement. Les connecteurs sont ainsi fléchis et de fortes concentrations de contrainte de traction apparaissent à la jonction avec les peaux. Cet effet est réduit avec la diminution de la valeur de l'angle α_i . En adéquation avec le modèle de Ritter [70], un optimum de module de

cisaillement et de contrainte maximum est atteint autour d'un angle de 45° . Cette observation est aussi valable pour l'évolution de la rigidité flexionnelle k_{flex} (cf. Figure 2.41), vu l'importante flèche de cisaillement générée par cet essai de flexion trois points à courte portée. La variable F_{max} correspond à la force maximum où se produit une ruine totale ou partielle du spécimen. Comme le montre la Figure 2.41, le mode de ruine des configurations avec un angle de 60° , 75° et 90° est le même. Pour ces trois configurations, la force F_{max} est atteinte quand les connecteurs tendus se dissocient des peaux. Quand α_i vaut 45° , la ruine de la peau supérieure se produit en même temps que la dissociation des connecteurs tendus avec les peaux. Il en est de même quand α_i est égale à 25° . Toutefois, le comportement post-pic des configurations avec des angles de 25° et de 45° est différent car la position des connecteurs vis-à-vis de la ligne de chargement n'est pas la même : pour un angle de 25° , la ligne de chargement a la même abscisse qu'une droite formée par des têtes de connecteurs. La ruine totale de cette configuration ($\alpha_i = 25^\circ$) coïncide donc avec la ruine en compression de ces connecteurs.

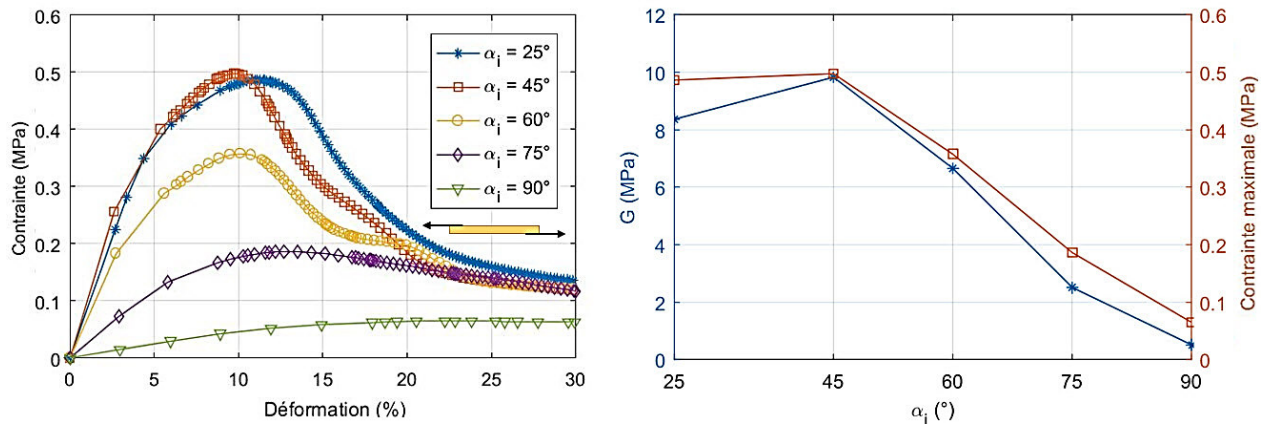


Figure 2.40 Influence de l'inclinaison des connecteurs sur le comportement en cisaillement.

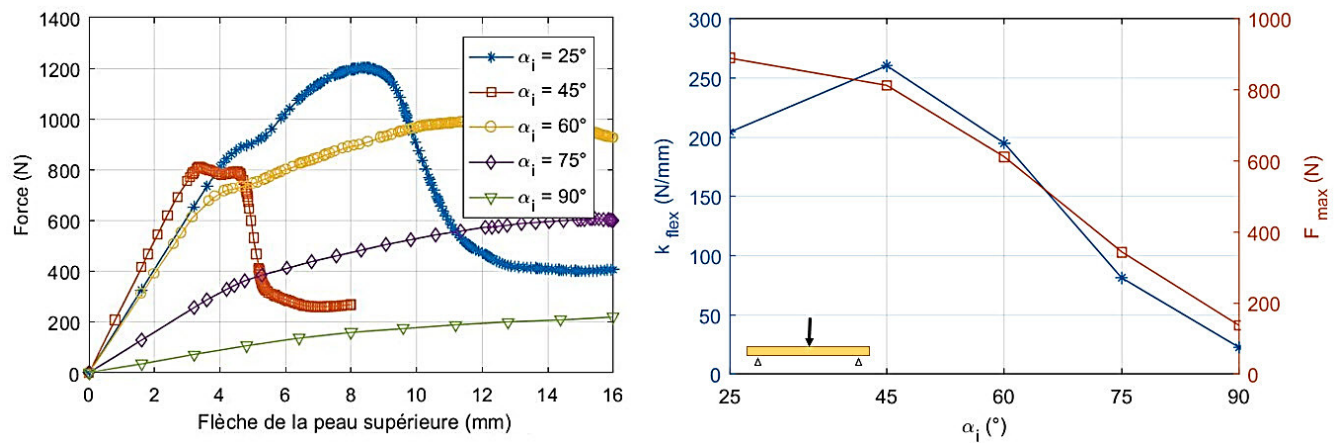


Figure 2.41 Influence de l'inclinaison des connecteurs sur le comportement en flexion.

4.4.2 Variation du diamètre des connecteurs

La variation du diamètre des connecteurs influence aussi grandement le comportement mécanique. Bien que l'augmentation du diamètre croisse la quantité de matrice infusée et donc la masse surfacique, elle donne lieu à des performances mécaniques plus élevées. Dans cette partie, nous avons fait varier le diamètre de 1 mm à 4 mm. Un diamètre de 4 mm aboutit à une augmentation de la masse surfacique de 1,13 kg/m² par rapport à la configuration initiale ($d = 2 \text{ mm}$).

L'évolution des propriétés mécaniques de la réponse en compression est présentée dans la Figure 2.42. Le comportement global et le mode de ruine ne changent pas. La variation des paramètres E_{comp} et σ_{comp} en fonction du diamètre d (en mm) est donnée dans les Équation 2.23 et Équation 2.24. Pour un diamètre de connecteurs de 4 mm, le gain de rigidité est de 327% par rapport à la configuration initiale.

$$E_{comp} = 23,505d - 23,693 \quad ; \quad R^2 = 0,962 \quad \text{Équation 2.23}$$

$$\sigma_{comp} = 1,267d - 0,988 \quad ; \quad R^2 = 0,992 \quad \text{Équation 2.24}$$

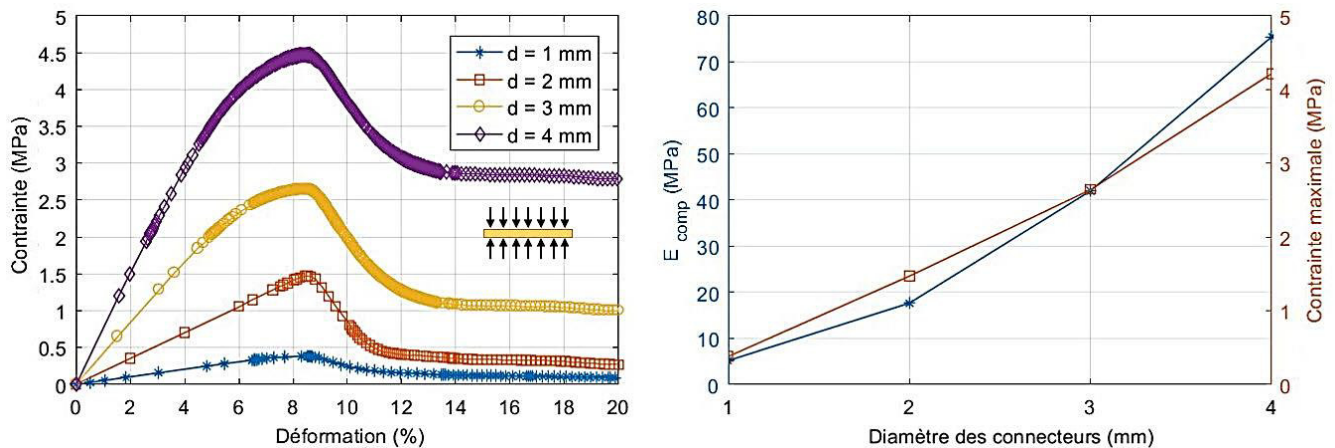


Figure 2.42 Influence du diamètre des connecteurs sur le comportement en compression.

La Figure 2.43 présente l'influence du diamètre des connecteurs sur les paramètres de cisaillement. Le comportement global et le mode de ruine sont les mêmes. Le module de cisaillement et la contrainte maximum de cisaillement évoluent de façon quasi-linéaire en fonction du diamètre des connecteurs. La tendance linéaire de ces deux paramètres est donnée dans les Équation 2.25 et Équation 2.26. Pour un diamètre des connecteurs de 4 mm, le module de cisaillement est augmenté de 225% par rapport à la configuration initiale.

$$G = 9,804d - 8,449 \quad ; \quad R^2 = 0,988 \quad \text{Équation 2.25}$$

$$\sigma_{cis}^{max} = 0,487d - 0,408 \quad ; \quad R^2 = 0,988 \quad \text{Équation 2.26}$$

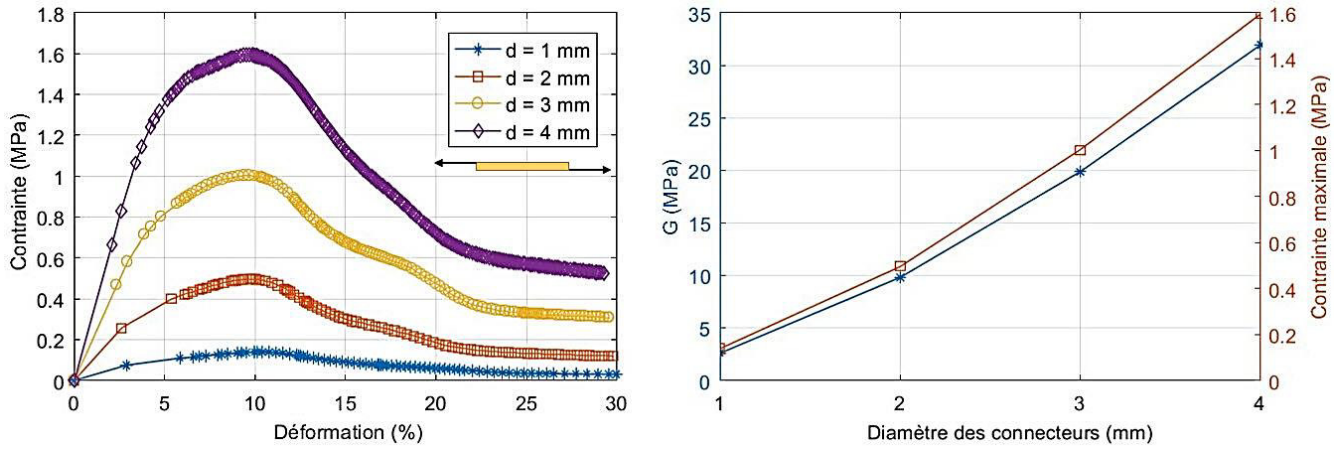


Figure 2.43 Influence du diamètre des connecteurs sur le comportement en cisaillement.

L'influence du diamètre des connecteurs sur les paramètres de l'essai de flexion trois points est présentée dans la Figure 2.44. Elle montre la contribution de l'augmentation du diamètre des connecteurs dans la rigidification du panneau à travers la réduction de la flèche de cisaillement. L'évolution de la rigidité flexionnelle est décrite dans l'Équation 2.27. Quand le diamètre est égal à 1 mm, un comportement bilinéaire apparaît à cause de l'endommagement des connecteurs tendus avant la ruine de la peau supérieure. L'Équation 2.28 décrivant l'évolution du paramètre F_{max} est donc valable pour un diamètre compris entre 2 mm et 4 mm.

$$k_{flex} = 162,959d - 67,322 \quad ; \quad R^2 = 1 \quad \text{Équation 2.27}$$

$$F_{max} = 175,450d + 461,850 \quad ; \quad d \in [2; 4] \quad ; \quad R^2 = 1 \quad \text{Équation 2.28}$$

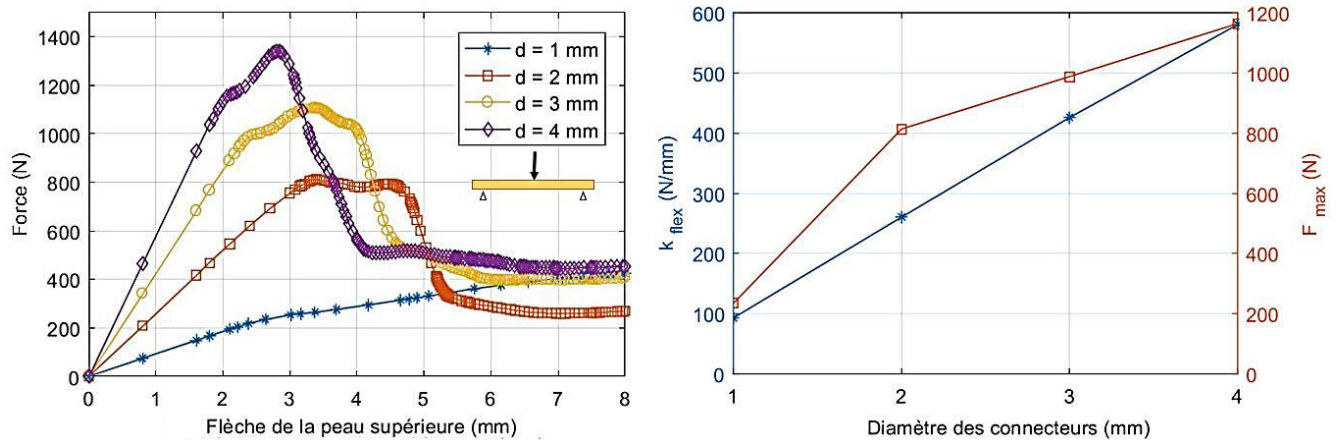


Figure 2.44 Influence du diamètre des connecteurs sur le comportement en flexion.

4.4.3 Variation de la densité surfacique des connecteurs

L'influence du nombre de connecteur sur le comportement mécanique est un point important : l'optimisation de la densité surfacique des connecteurs permet la réduction du temps de fabrication des panneaux (insertion des fibres de verre dans la mousse polyuréthane) et l'optimisation de la masse surfacique à travers la quantité de matrice infusée. Pour dégager l'évolution des paramètres mécaniques pertinents, nous avons fait varier l'espacement entre les cellules unitaire de l'âme esp_{cu} de 15 mm à 40 mm. Ces valeurs sont un compromis entre les possibilités géométriques vis-à-vis de l'insertion des fibres de verre (en gardant la même cellule unitaire), et la contribution mécanique de la mousse polyuréthane qui devient non-négligeable quand la densité surfacique des connecteurs est faible.

La Figure 2.45 présente l'évolution du comportement mécanique en compression vis-à-vis de la densité surfacique des connecteurs. Le comportement global est le mode de ruine ne sont pas influencés par la variation du nombre de connecteurs. Les paramètres E_{comp} et σ_{comp} évoluent de façon linéaire en fonction du nombre de connecteur n et de la densité surfacique (cf. Équation 2.29 et Équation 2.30).

$$E_{comp} = 0,079n - 0,008 \quad ; \quad R^2 = 1 \quad \text{Équation 2.29}$$

$$\sigma_{comp} = 0,007n - 0,001 \quad ; \quad R^2 = 1 \quad \text{Équation 2.30}$$

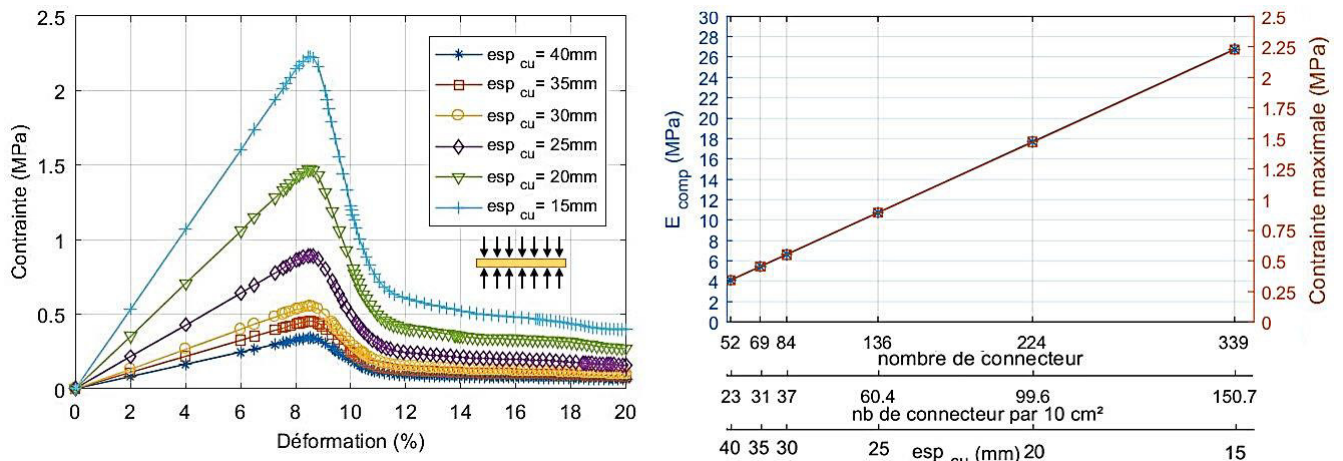


Figure 2.45 Influence de la densité surfacique des connecteurs sur le comportement en compression.

L'évolution des paramètres régissant le test de cisaillement simple est présentée dans la Figure 2.46. La tendance linéaire du module de cisaillement G et de la contrainte maximum σ_{clis}^{max} est décrite par les Équation 2.31 et Équation 2.32. Pour le test de compression comme pour le test de cisaillement, une modélisation avec la prise en compte de la mousse polyuréthane a été effectuée pour les configurations où esp_{cu} vaut 35 mm et 40 mm, afin de voir l'impact de celle-ci dans le cas de faibles densités surfaciques des connecteurs. En comparaison avec

les modélisations sans mousse, une erreur inférieure à 4% a été enregistrée sur les paramètres régissant ces deux essais.

$$G = 0,040n + 0,584 \quad ; \quad R^2 = 0,988 \quad \text{Équation 2.31}$$

$$\sigma_{cis}^{max} = 0,002n + 0,007 \quad ; \quad R^2 = 1 \quad \text{Équation 2.32}$$

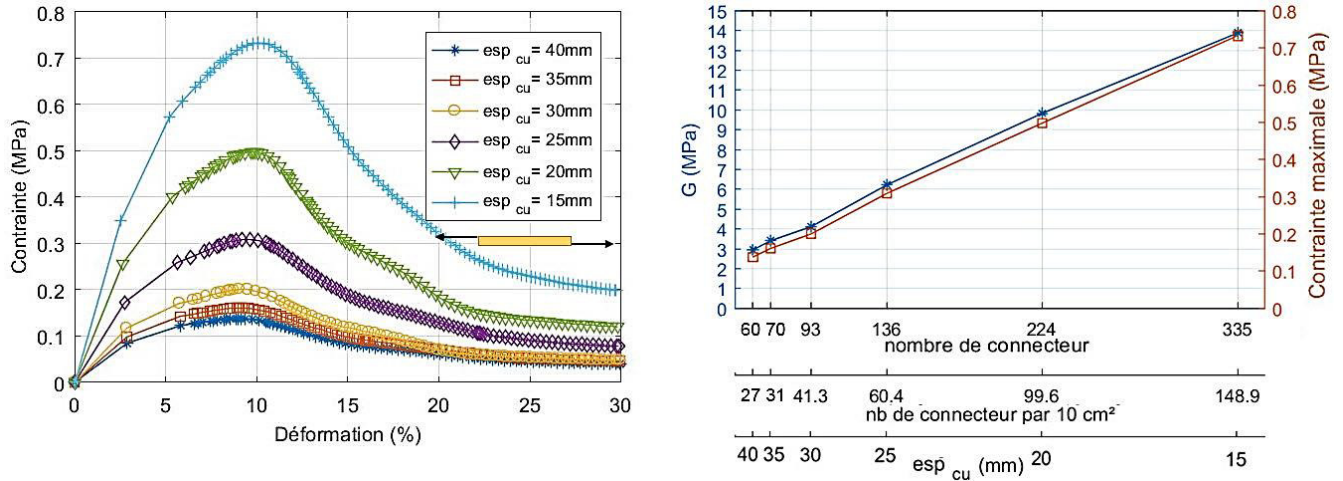


Figure 2.46 Influence de la densité surfacique des connecteurs sur le comportement en cisaillement.

L'effet de la variation du nombre de connecteurs sur la réponse en flexion est présenté dans la Figure 2.47. Deux modes de ruine sont à distinguer : la rupture de la peau supérieure (quand $esp_{cu} = 20\text{ mm}$ et $esp_{cu} = 15\text{ mm}$) et la rupture des connecteurs tendus quand la densité surfacique des connecteurs diminue (réponse bilinéaire). De ce fait, nous ne pouvons pas parler de tendance linéaire pour les paramètres k_{flex} et F_{max} , mais plutôt d'une tendance bilinéaire si nous faisons abstraction de la configuration où $esp_{cu} = 40\text{ mm}$. Pour cette configuration, l'effet de la mousse polyuréthane est non-négligeable (erreur de 11,7% sur le paramètre k_{flex} en considérant la mousse). De plus, la variation de la densité surfacique des connecteurs impacte la distribution de ces derniers par rapport à la ligne de chargement. Cela influe sur la réponse mécanique de façon plus prononcée quand le nombre de connecteur dans le spécimen diminue. À défaut de dégager une tendance claire vis-à-vis de la densité surfacique des connecteurs, les paramètres régissant les réponses de chaque configuration sont donnés dans le Tableau 2.13.

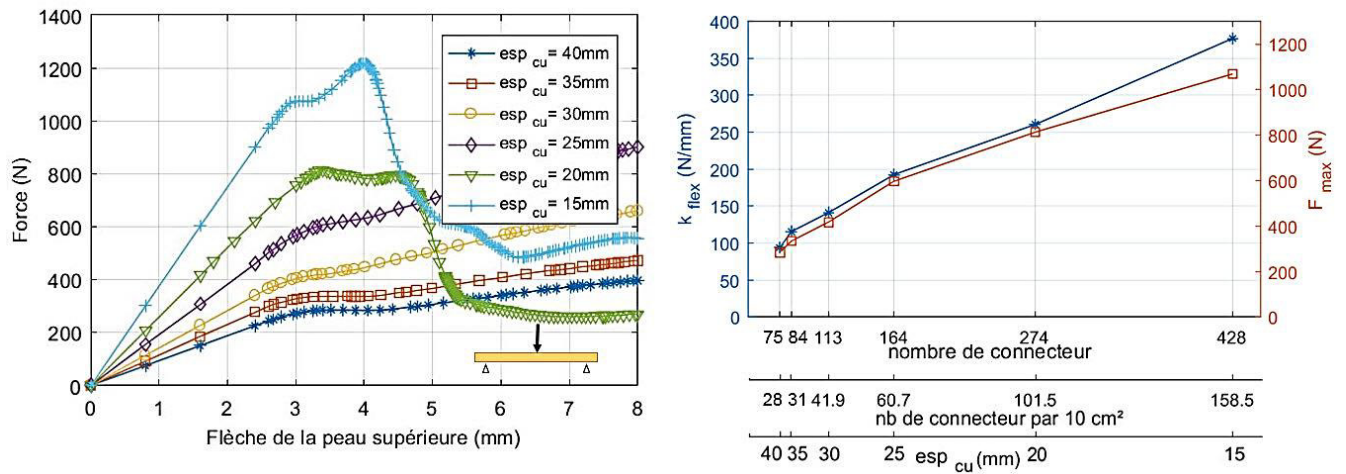


Figure 2.47 Influence de la densité surfacique des connecteurs sur le comportement en flexion.

Tableau 2.13 Paramètres régissant la réponse de l'essai de flexion trois point en fonction du nombre de connecteur.

esp_{cu} (mm)	40	35	30	25	20	15
nb de connecteur	75	84	113	164	274	428
nb de connecteur par 10 cm ²	27,8	31,1	41,9	60,7	101,5	158,5
F_{max} (N)	284	335	417	597	813	1068
k_{flex} (N/mm)	94	116	141	193	260	377

4.4.4 Impact des connecteurs transversaux

Dans cette partie, l'impact des connecteurs transversaux est étudié. Il s'agit des connecteurs qui sont dans la direction de la largeur des éprouvettes. La Figure 2.48 confronte les réponses mécaniques des tests de compression, de cisaillement et de flexion trois points d'une configuration de cellule unitaire sans connecteurs transversaux, avec les réponses de la configuration initiale. Comme pressenti, l'impact des connecteurs transversaux sur le comportement en compression est nul. La réduction de rigidité enregistrée entre les deux configurations est due à la réduction du nombre de connecteurs : la valeur E_{comp} enregistrée dans la réponse de la configuration sans connecteurs transversaux vérifie l'Équation 2.29. Pour ce qui est du comportement en cisaillement, la superposition des zones linéaires des réponses des deux configurations indique que le module de cisaillement dans le sens de l'essai est indépendant des connecteurs transversaux. Par ailleurs, nous observons que la réponse en flexion des deux configurations ne se superpose pas. Dans une décomposition classique, la flèche enregistrée est une addition de la flèche du moment fléchissant et de la flèche de cisaillement. La rigidité flexionnelle s'exprime alors par l'Équation 2.33. La superposition des zones linéaires dans l'essai de cisaillement et leur non-superposition dans l'essai de flexion montre que les connecteurs ont une contribution dans le terme flexionnelle EI pour une portée de 25 cm.

$$k_{flex} = \frac{1}{\frac{K_g L^3}{EI} + \frac{K_s L}{\Omega' G}}$$

Équation 2.33

Afin de savoir à partir de quelle portée cette contribution peut être négligée, la modélisation de l'essai de flexion trois points a été effectuée pour différentes longueurs L (pour les deux configurations, avec et sans connecteurs transversaux). Les résultats que montre la Figure 2.49 indiquent que le terme EI peut être calculé en négligeant les propriétés mécaniques et géométrique des connecteurs transversaux, à partir d'une portée de 75 cm (à partir de cette portée, l'erreur enregistrée est inférieure à 10%).

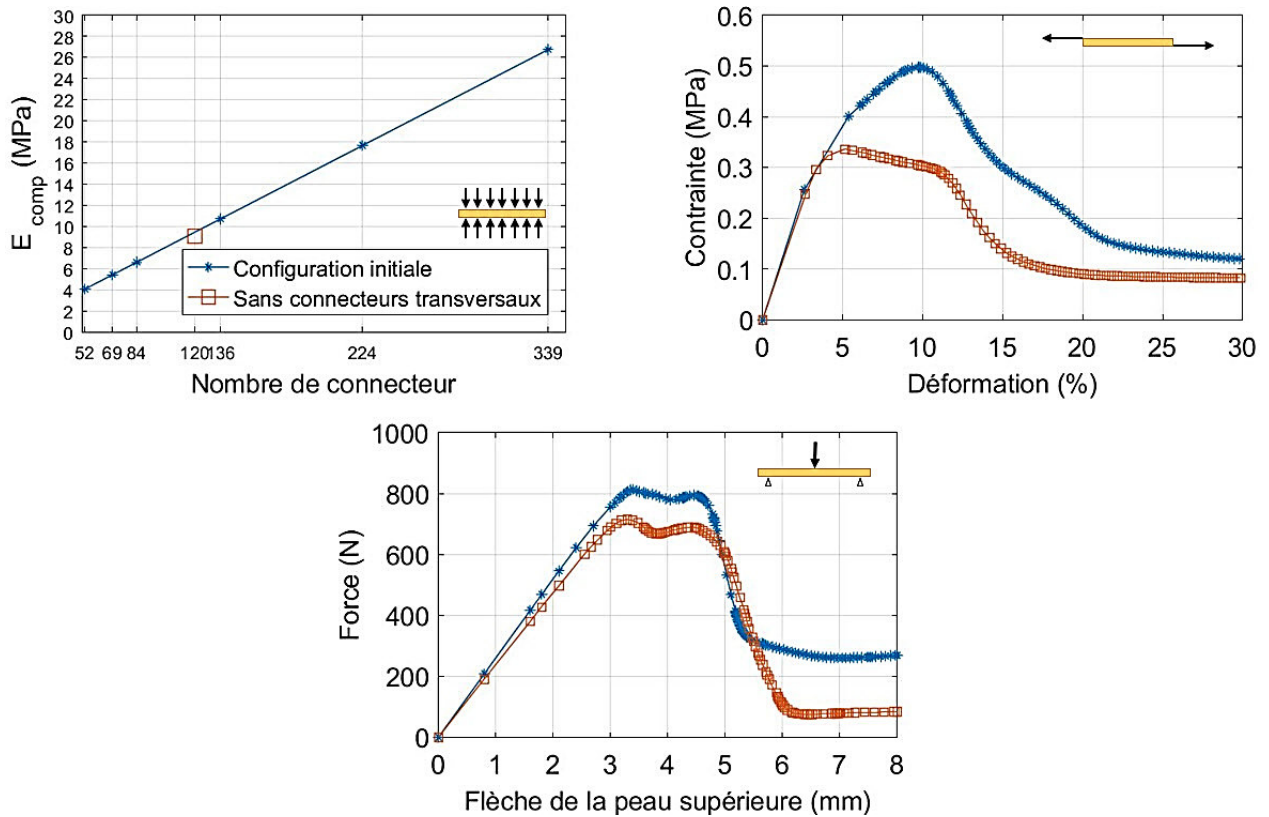


Figure 2.48 Impact des connecteurs transversaux sur les réponses en compression, en cisaillement et en flexion.

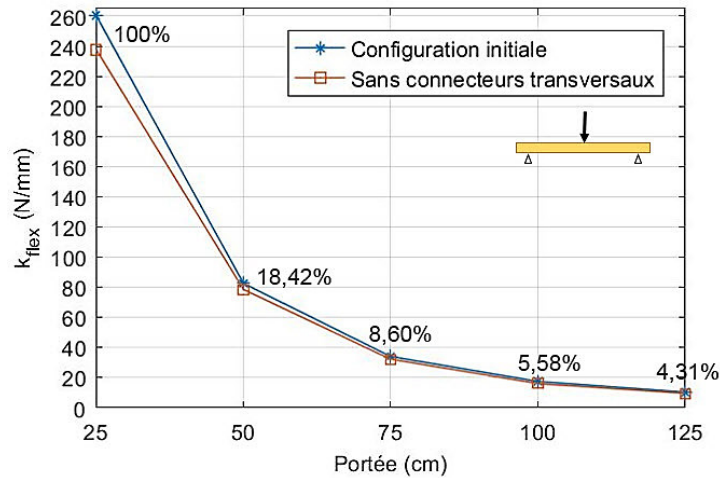


Figure 2.49 Comparaison de la rigidité flexionnelle entre la configuration initiale et la configuration sans connecteurs transversaux.

4.5 Modélisation du comportement élastique par des éléments barres pour les connecteurs

Dans des démarches de dimensionnement et/ou de vérifications aux états limites de service, la sollicitation des panneaux sandwichs dépasse rarement le domaine linéaire-élastique. Vu le temps de calcul du modèle EF initial, la modélisation des connecteurs par des éléments barre, dont la fonction de forme est simple, peut être intéressante. Du fait que les nœuds de ces éléments n'admettent qu'un seul degré de liberté, les effets de cisaillement et de flexion dans les connecteurs ne peuvent être reproduits. Pour déterminer la portée à partir de laquelle ces effets peuvent être négligés et où la modélisation des connecteurs par des éléments barre sera pertinente, la même démarche de variation de la portée a été adoptée. La Figure 2.50 montre que le choix d'éléments barre est pertinent à partir d'une portée de 100 cm (à partir de cette portée, l'erreur enregistrée est inférieure à 10%).

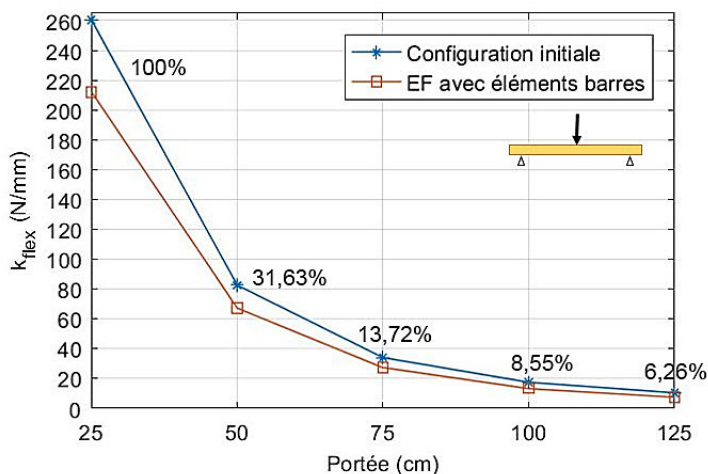


Figure 2.50 Modélisation du comportement en flexion par des éléments barre pour les connecteurs : robustesse du modèle en fonction de la portée.

Conclusions

Le comportement mécanique du panneau en GFRP étudié est complexifié par la présence des connecteurs liant les peaux. Bien que ces derniers améliorent considérablement la réponse mécanique, ils engendrent des phénomènes (concentrations de contraintes, dissociation à la jonction connecteurs / peaux) dont l'étude et la maîtrise sont impératives pour le dimensionnement des panneaux. Par ailleurs, l'influence des paramètres mécaniques et géométriques des connecteurs (module d'élasticité, inclinaison, diamètre et densité surfacique) sur le comportement global du panneau est un point important dans une approche d'optimisation. En effet, ces paramètres conditionnent le comportement mécanique et la masse surfacique du panneau. Toutefois, l'étude de l'impact de chacun d'eux expérimentalement aurait demandé une dense et longue campagne expérimentale. Nous avons donc préféré limiter l'étude expérimentale à une seule configuration d'âme, valider une modélisation EF par rapport aux résultats de celle-ci, puis étudier l'influence de ces paramètres par simulation numérique. De plus, les phénomènes de concentrations de contraintes et de dissociation à la jonction connecteurs / peaux se manifestent localement et sont difficilement appréciables expérimentalement. La modélisation par éléments finis effectuée prend tout son sens à ce niveau-là.

Les essais expérimentaux présentés ont abouti à la caractérisation du comportement en compression, en cisaillement et en flexion trois-points sur une courte portée. Les paramètres mécaniques extraits sont le module d'élasticité en compression (15,5 MPa), le module de cisaillement (10,3 MPa) et la rigidité flexionnelle (297 N/mm). Les contraintes et force ultimes enregistrées ont été de 1,4 MPa en compression, 0,5 MPa en cisaillement et 899 N en flexion. Les propriétés mécaniques de l'âme sont comparables aux caractéristiques des âmes non-

conventionnelles développées durant la dernière décennie (cf. ANNEXE B). La campagne expérimentale a permis l'observation d'une zone de faiblesse à la jonction peaux-connecteurs. Elle se caractérise par la dissociation de ces deux éléments sous des efforts de traction.

La caractérisation mécanique des peaux et des connecteurs qui les lient ont permis l'implémentation rigoureuse d'un modèle numérique par éléments finis. Celui-ci a été validé en comparant sa réponse avec les données expérimentales de tests de compression, de cisaillement et de flexion trois points.

Dans un premier temps, une modélisation linéaire a permis de jauger la réponse du modèle vis-à-vis du module de compression, du module de cisaillement et de la rigidité flexionnelle. L'estimation de l'erreur enregistrée sur ces paramètres est respectivement de 13,02%, 6,06% et 12,35%. L'introduction de critères de rupture par le modèle d'Hashin a permis la prédiction des pics de contraintes et de forces de façon satisfaisante et la modélisation du comportement post-pic. Plus encore, la compréhension des phénomènes mécaniques se produisant dans chaque essai a été facilitée par une visualisation de la cinématique d'endommagement des spécimens. La contribution mécanique de la mousse polyuréthane a été mise en évidence dans le cas d'effort localisé (essai de flexion trois-points). Son impact sur le comportement post-pic a été souligné.

La robustesse du modèle numérique vérifiée, une étude portant sur l'influence des paramètres mécaniques et géométriques des connecteurs (module d'élasticité, inclinaison, diamètre et densité surfacique) sur le comportement mécanique global a été effectuée. Pour chaque paramètre étudié, les tendances d'évolution des paramètres E_{comp} , G , et k_{flex} ont été explicitées. Les conclusions suivantes ont été faites :

- La variation du module longitudinal des connecteurs influe de manière linéaire sur la rigidité globale en compression, en cisaillement et en flexion ;
- Une inclinaison des connecteurs de 90° donne la meilleure réponse mécanique en compression et la plus médiocre en cisaillement ;
- Un optimum de module de cisaillement est atteint pour une inclinaison de 45°. Il en est de même pour la rigidité flexionnelle du fait de la réduction de la flèche de cisaillement ;
- L'augmentation du diamètre des connecteurs peut être une voie pour des performances mécaniques plus hautes, bien que le panneau sandwich soit alourdi ;
- Les connecteurs transversaux n'ont pas d'impact sur le module de cisaillement longitudinal. Pour de courtes portées, ces derniers contribuent à l'inertie flexionnelle de la section. Cette contribution est négligeable à partir d'une portée de 75 cm ;
- La réponse de l'essai de flexion trois points est dépendante de la position des connecteurs vis-à-vis de la ligne de chargement.

Conclure en avançant un jeu de paramètres d'âme comme donnant les meilleurs résultats mécaniques nous éloignerait d'une logique d'optimisation tant les critères de dimensionnement dépendent de l'application et de la portée. Pour chaque paramètre étudié, les équations et abaques donnés dans ce chapitre permettent de faire un choix optimisé par rapport à la rigidité E_{comp} ou G visé.

Une modélisation des connecteurs par des éléments barres a été proposée pour réduire les temps de calcul et permettre aux ingénieurs un dimensionnement et des vérifications rapides. L'utilisation de ces éléments dans la modélisation de panneaux fléchis est valable à partir d'une portée 100 cm, où les effets de cisaillement et de flexion dans connecteurs deviennent négligeables.

Chapitre 3 Comportement mécanique à l'interface des deux matériaux des peaux hybrides

Dans les panneaux multicouches en général et dans les panneaux sandwichs en particulier, le transfert d'effort entre les différents matériaux est primordial pour garantir un comportement monolithique. Comme illustré dans le Chapitre 1, l'utilisation d'un matériau minéral dans un panneau sandwich peut amener à divers modes de ruine comme une rupture fragile de la couche minérale sous des contraintes de traction [12] ou un délaminage entre celle-ci et la couche voisine [13]. Face à ce constat, nous nous efforçons dans ce chapitre de proposer une interface minérale / GFRP mécaniquement performante et de présenter un modèle EF capable de prédire sa ruine et la ruine du matériau minéral.

Premièrement, le matériau minéral a été caractérisé par des essais de compression et de traction directe pour extraire les valeurs caractéristiques et les paramètres gouvernant le comportement mécanique de celui-ci. Deuxièmement, six configurations d'interface ont été expérimentalement testées en mode I et II. Dans les quatre premières, nous avons fait varier la rugosité du substrat et dans les deux dernières, nous avons essayé d'améliorer l'adhérence par la création de liaisons chimiques plus fortes. Ensuite, le panneau sandwich à peaux hybrides a été testé en flexion trois points avec la configuration d'interface de référence et la configuration d'interface qui a présenté les meilleures propriétés mécaniques lors de la caractérisation. Enfin, cet essai a été modélisé par éléments finis en implémentant les propriétés de l'interface et de la couche minérale par les paramètres extraits des caractérisations d'interface. La réponse a été confrontée aux résultats expérimentaux pour valider l'approche de modélisation.

1 Le panneau sandwich hybride : mise en œuvre de la couche minérale

Le matériau minéral est un mortier d'une masse volumique de 1900 kg/m^3 . Il est composé de liants d'ettringite, de résine polymère, de granulats de diamètre inférieur à 0,5 mm et d'adjuvants. La fiche produit de ce matériau est donnée en ANNEXE A.

Deux couches minérales ont été coulées sur les peaux en GFRP réticulées (dont la section a été présentée dans le Tableau 2.1) : une couche supérieure de 5 mm et une couche inférieure de 2 mm. La couche inférieure a été retenue pour répondre aux problématiques de réaction et de résistance au feu. Après l'huilage du coffrage et le collage de calles de 2 mm sur la peau inférieure du panneau en GFRP (cf. Figure 3.1), la couche minérale inférieure est coulée, le panneau en GFRP est mis en place (cf. Figure 3.1) et l'ensemble est vibré pour dégager l'air emprisonné. Ensuite, la couche supérieure est coulée. Son épaisseur est évaluée par l'insertion d'un réglé dans le matériau frais. Enfin, une couche de polyane est disposée sur le panneau frais afin de limiter tout problème de dessiccation.

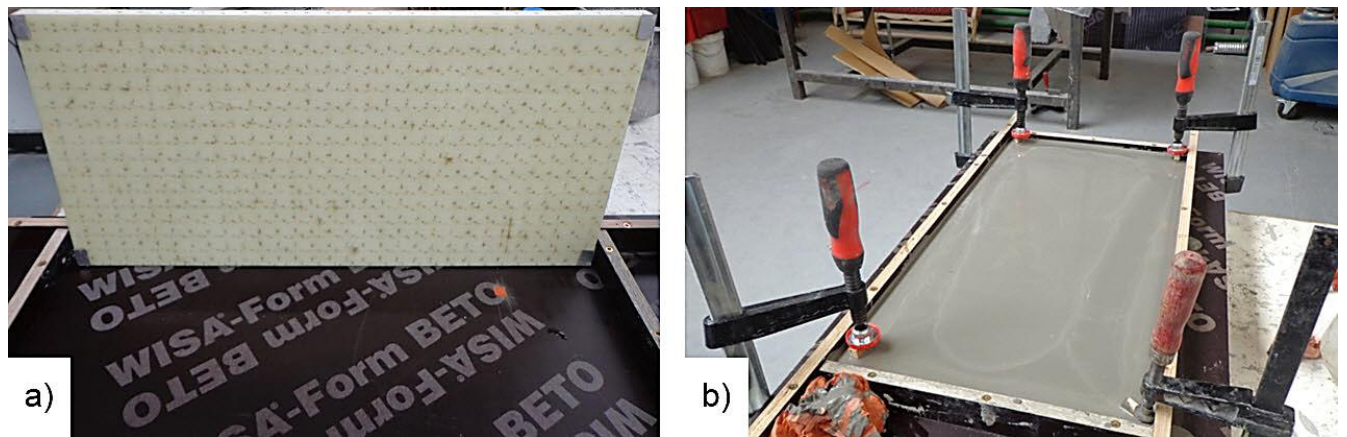


Figure 3.1 a) Calles de 2 mm collées sur le panneau en GFRP. b) Coulage des couches minérales et maintien du panneau en GFRP.

2 Caractérisation du comportement mécanique du matériau minéral

La détermination des caractéristiques mécaniques du matériau minéral passe par le choix d'essais expérimentaux appropriés. Les normes proposent des essais de caractérisation mécanique pour les bétons (NF EN 206) et pour les mortiers (NF EN 196), toutefois l'adéquation de ces derniers avec le matériau minéral utilisé est discutable. Se conformer à la norme NF EN 206 ne serait pas justifié en raison de la faible granulométrie du matériau ($\leq 0,5$ mm) et de la taille des éprouvettes recommandées par cette norme (éprouvettes cylindriques de 16×32 cm pour l'essai de compression). Des effets d'échelle peuvent affecter les résultats en raison de la forme ou de la taille des éprouvettes [71], ou à cause de l'augmentation de la température adiabatique dans le mélange avec l'augmentation du volume de celui-ci [72]. La norme NF EN 196 préconise un essai de flexion trois point pour la détermination de la contrainte ultime de traction. L'instrumentation de cet essai afin d'estimer le module d'élasticité en traction peut donner des résultats biaisés : l'estimation de la contrainte dans la fibre inférieure au travers de la force appliquée est discutable car cette dernière se décompose en des efforts de compression, de traction et de cisaillement. Afin de palier à cela, nous nous sommes référés dans le choix des dimensions des éprouvettes de matériau minéral à la thèse de Tanja Brockmann [73] qui a traité de la détermination des propriétés mécaniques d'un mortier à granulométrie fine.

2.1 Essai de compression

L'essai de caractérisation du comportement en compression du matériau minéral est présenté dans la Figure 3.2. Cinq éprouvettes ont été testées afin de jauger la répétabilité des réponses. Les spécimens étaient cylindriques avec un diamètre de 4 cm et une hauteur de 8 cm. Le coulage des éprouvettes s'est fait dans des tubes en PVC. Ces derniers ont été préalablement entaillés afin de faciliter le décoffrage. Les éprouvettes ont été conditionnées

pendant 28 jours à température et humidité ambiante avant d'être testées. Les deux plans des cylindres ont été surfacés pour garantir leur parallélisme. Trois jauges collées longitudinalement, espacées d'un angle de 120° , ont permis de suivre les déformations. Une jauge transversale a permis l'estimation du coefficient de Poisson. L'essai a été conduit en déplacement avec une vitesse de 1 mm/min. La fréquence d'acquisition de la force appliquée et des déformations était de 2 Hz.

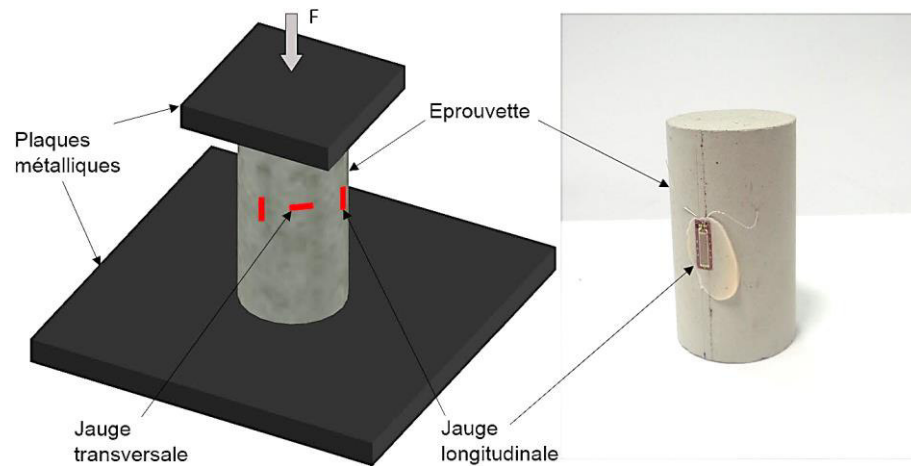


Figure 3.2 Illustration de l'essai de caractérisation du matériau minéral en compression.

Les résultats de l'essai de compression sont présentés à la Figure 3.3 par des courbes contrainte-déformation. La contrainte a été calculée en divisant la force appliquée par la surface de la base du cylindre et la déformation longitudinale a été estimée comme étant la moyenne des trois jauges longitudinales. Le comportement mécanique enregistré est linéaire jusqu'à une valeur de contrainte estimée à environ 40% de la contrainte maximum (elle vaut en moyenne 17 MPa (CoV 1,77%)). Cette valeur est en accord avec ce qui est préconisé par la norme NF EN 206 pour l'estimation du module d'élasticité des bétons. La réponse est ensuite non-linéaire en raison du comportement mécanique intrinsèque à la pâte liant les granulats et/ou de la rupture des pores de l'éprouvette. Le comportement post-pic n'a pas été enregistré à cause du développement de fissures faussant l'acquisition de la déformation locale.

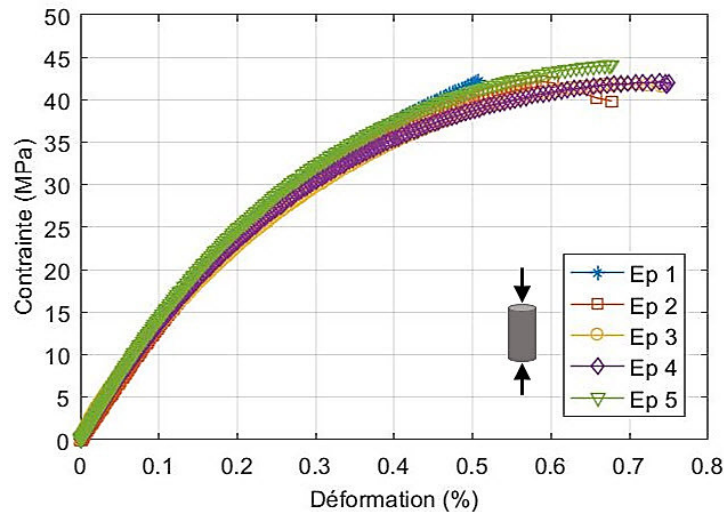


Figure 3.3 Courbes contrainte – déformation de la caractérisation en compression du matériau minéral.

Les paramètres mécaniques extraits de cet essai sont présentés dans le Tableau 3.1. La contrainte ultime moyenne de compression enregistrée est égale à 42,5 MPa (CoV 1,77%). La valeur de la contrainte caractérisant le début du comportement non-linéaire est estimée à 17,0 MPa (CoV 1,77%). L'évaluation du module d'élasticité a donné une valeur moyenne de 13269 MPa (CoV 4,70%). Il a été calculé par une régression linéaire à partir des valeurs inférieures à $0,4\sigma_{m-c}^{max}$. De façon générale, les coefficients de variation enregistrés indiquent une bonne répétabilité de l'essai. Le coefficient de Poisson a été calculé comme étant la pente de la courbe de la déformation transversale en fonction de la déformation longitudinale. Cela a abouti à une valeur moyenne de 0,32.

Tableau 3.1 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en compression du matériau minérale.

Désignation	σ_{m-c}^{max} (MPa)	$0,4\sigma_{m-c}^{max}$ (MPa)	ε_{m-c} à σ_{m-c}^{max} (%)	E_{m-c} (MPa)
Eprouvette 1	42,2	16,9	0,51	13937
Eprouvette 2	42,2	16,9	0,68	13191
Eprouvette 3	41,8	16,7	0,74	12547
Eprouvette 4	42,1	16,8	0,75	13210
Eprouvette 5	44,1	17,6	0,68	14183
Moyenne	42,5	17,0	0,67	13269
CoV (%)	1,77	1,77	11,80	4,70

Le mode de ruine enregistré lors de cet essai de compression est illustré à la Figure 3.4. La formation d'un faciès de ruine en forme de cône est expliquée par le phénomène de frottement. En effet, le contact entre l'éprouvette et les plaques métalliques de la presse est frottant et gêne la déformation transversale du matériau. La formation de cône de rupture est directement liée à l'élançement de l'éprouvette.



Figure 3.4 Illustration du profil de rupture en compression du matériau minéral.

2.2 Essai de traction

La caractérisation du comportement en traction du matériau minéral s'est faite sur des éprouvettes conformes à celles de l'essai de compression. Pour pouvoir appliquer l'effort de traction, des plaques métalliques ont été collées aux éprouvettes à l'aide d'une colle époxy. Le dispositif de l'essai est exposé à Figure 3.5. Le même nombre de jauges que l'essai de compression, disposées de la même sorte, a permis de suivre les déformations. L'essai a été conduit avec une vitesse de 1 mm/min et la fréquence d'acquisition des données était de 2 Hz.

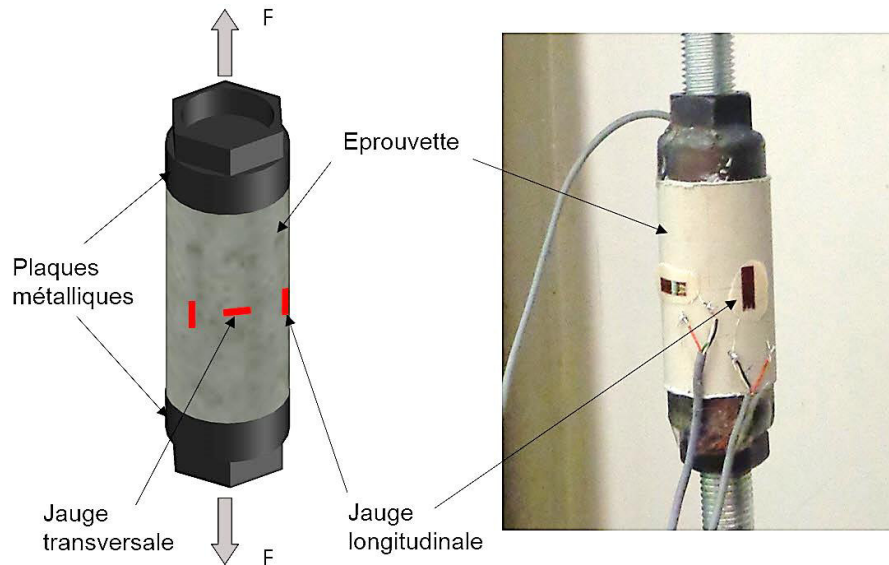


Figure 3.5 Illustration de l'essai de caractérisation du matériau minéral en traction.

La réponse mécanique des cinq éprouvettes soumises à un effort de traction directe est présentée dans la Figure 3.6. Les paramètres extraits de cet essai sont donnés dans le Tableau 3.2. Le comportement mécanique enregistré est linéaire jusqu'à la rupture. La contrainte ultime et la déformation ultime en traction sont respectivement de 4,5 MPa (CoV 6,16%) et de 0,029% (CoV 5,77%). Le module d'élasticité calculé par régression linéaire est de 15700 MPa (CoV 1,62%). Ce module d'élasticité est en moyenne 2438 MPa supérieur au module d'élasticité enregistré en compression. Cela peut être associé à la ruine des micropores du matériau minéral apparaissant sous des efforts de compression. En traction, ils n'impactent pas le comportement mécanique avant la rupture, mais ils peuvent être la cause de l'initiation de fissures.

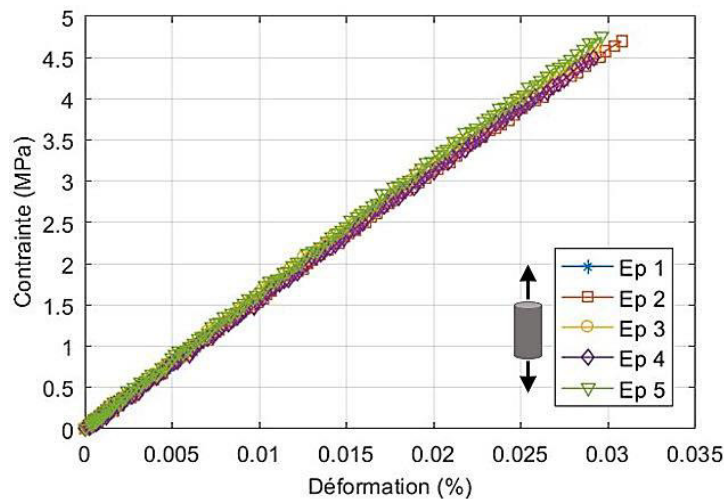


Figure 3.6 Courbes contrainte – déformation de la caractérisation en traction du matériau minéral.

Tableau 3.2 Paramètres mécaniques extraits de la caractérisation en traction du matériau minéral.

Désignation	σ_{m-t}^{max} (MPa)	ε_{m-t} à σ_{m-t}^{max} (%)	E_{m-t} (MPa)
Eprouvette 1	4,0	0,026	15634
Eprouvette 2	4,7	0,031	15344
Eprouvette 3	4,6	0,029	15883
Eprouvette 4	4,5	0,029	15567
Eprouvette 5	4,8	0,030	16073
Moyenne	4,5	0.029	15700
CoV (%)	6,16	5,77	1,62

Le mode de ruine observé sur les éprouvettes est une rupture fragile occasionnée par la propagation d'une fissure au travers de la section du cylindre. Le faciès de ruine est présenté à la Figure 3.7. La fissure de rupture se localise souvent à l'extrémité de l'éprouvette à cause des concentrations de contraintes présentes à proximité des plaques métalliques. De plus, le plan de la fissure n'a pas toujours été parallèle à la base du cylindre du fait de défaut de parallélisme susceptible d'apparaître après le collage des plaques métalliques. Cela peut expliquer en partie les écarts-types observés sur les différents paramètres mécaniques.



Figure 3.7 Illustration du profil de rupture en traction du matériau minéral.

3 Caractérisation mécanique de l'interface couche minérale – peau en GFRP

Afin de définir les caractéristiques mécaniques de l'interface entre la couche minérale et la peau en GFRP, nous avons procédé à une caractérisation expérimentale des paramètres gouvernant la ruine du mode I et du mode II. Il s'agit des contraintes ultimes et de l'énergie dissipée par chaque mode de ruine. Pour ce faire, nous avons effectué un essai de traction pour caractériser le mode I et un essai push-out pour caractériser le mode II. Afin

de retenir une interface avec les meilleures propriétés mécaniques possibles, nous avons testé six configurations d'interface présentées ci-dessous.

3.1 Présentation des interfaces caractérisées

L'interface (a) qui constitue l'interface de référence, a été obtenue à l'aide d'un tissu d'arrachage utilisé lors de l'infusion des panneaux en GFRP pour faciliter le démoulage. Celui-ci est tissé de telle sorte à ce que la peau en GFRP soit rugueuse après l'infusion. Les interfaces (b) et (c) ont été obtenues en utilisant deux autres tissus d'arrachage aboutissant à des états de surface plus rugueux. L'interface (d) est composée d'une couche de sable collée sur la peau en GFRP. La couche minérale est ensuite coulée par-dessus celle-ci. Le sable a été versé sur une couche de résine époxy fraîche (cf. Figure 3.8). Les caractéristiques de ce dernier (granulométrie et composition) sont données dans le Tableau 3.3. Pour l'interface (e), un primaire d'adhérence mono composant (cf. ANNEXE A) a été appliqué sur l'interface de référence (a) avant le coulage de la couche minérale. Cela améliore le mouillage du substrat et crée une bonne adhérence avec les molécules dioxyde de silicium présentes dans le matériau minéral. Dans l'interface (f), le substrat n'a pas été changé (interface de référence) et 0,05% d'alcool polyvinylique ont été rajouté à la couche minérale avant le gâchage. L'alcool polyvinylique crée également de fortes liaisons chimiques avec les molécules de silice.

Pour l'ensemble des configurations, le coulage de la couche minérale a été précédée d'un dépoussiérage pour éliminer les corps étrangers et d'une humidification à l'éponge du substrat pour améliorer le mouillage (sauf pour la configuration (d) et (e)).

Ainsi, nous avons fait varier la rugosité et l'accroche mécanique dans les configurations (a), (b), (c) et (d) et nous avons souhaité créer une liaison chimique plus forte dans les configurations (e) et (f). Les différentes configurations sont résumées dans la Figure 3.9. Un scan optique par triangulation a permis l'estimation de la rugosité arithmétique (cf. Équation 3.1) et de la rugosité quadratique (cf. Équation 3.2) du substrat des configurations (a), (b), (c) et (d). L'émission optique n'étant réfléchi de façon convenable par le composite en GFRP et la couche de sable, l'estimation de la rugosité a été faite sur une pâte de ciment matricée par le substrat (cf. Figure 3.10). La rugosité arithmétique ainsi obtenue est respectivement de 23 μm , 95 μm , 112 μm et 149 μm pour les configurations (a), (b), (c) et (d). Leur rugosité quadratique est respectivement de 30 μm , 118 μm , 139 μm et 190 μm .

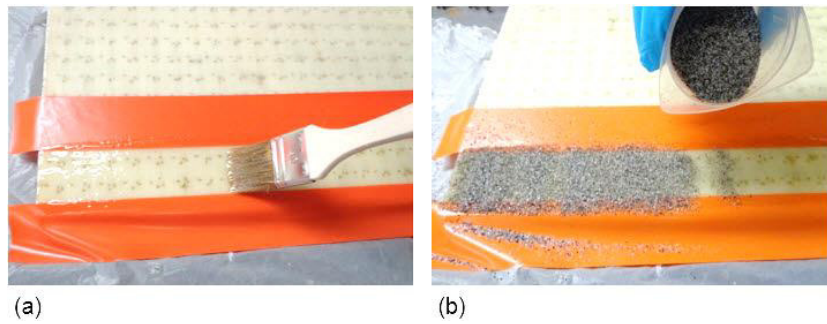


Figure 3.8 Préparation de l'interface (d) : (a) application d'une de résine époxy. (b) déversement du sable.

Tableau 3.3 Caractéristique du sable utilisé pour l'interface (d).

Tamis (μm)	Passant (%)	Composition	
630	99,9	SiO_2	98,4%
500	98,7	Fe_2O_3	0,021%
400	90,7	Al_2O_3	0,848%
315	64,2	TiO_2	0,024%
250	30,6	CaO	0,008%
200	11,8	K_2O	0,493%
160	3,8		
125	1,1		
100	0,4		
0	0		

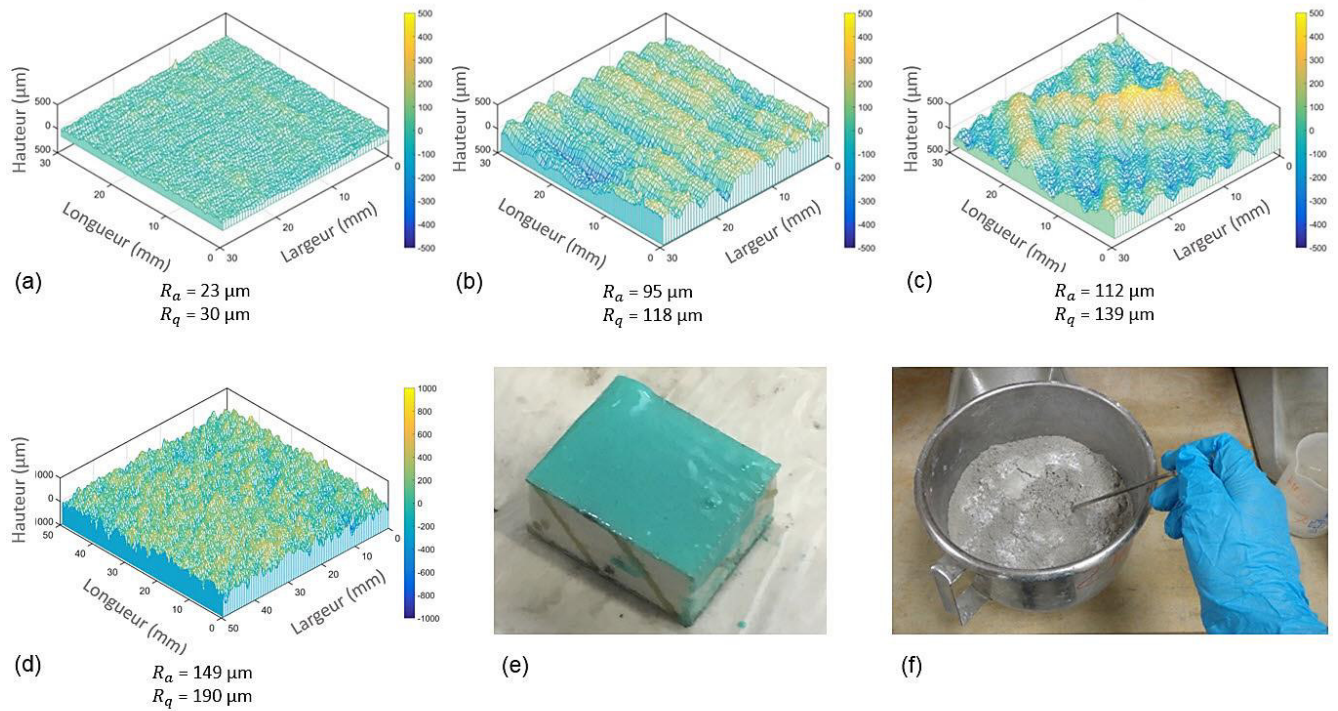


Figure 3.9 Les différentes configurations d'interface : (a) scan optique de la configuration de référence ; (b) et (c) utilisation de différents tissus d'arrachage pour augmenter la rugosité (scans optiques); (d) scan optique l'interface avec une couche intermédiaire de sable ; (e) interface avec primaire d'adhérence ; (f) ajout de 0,05% d'alcool polyvinylique.

$$R_a = \frac{1}{A} \iint_0^A z(x, y) \cdot dx dy = \frac{1}{n} \sum_1^n z_i \quad \text{Équation 3.1}$$

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{A} \iint_0^A z(x, y)^2 \cdot dx dy} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_1^n z_i^2} \quad \text{Équation 3.2}$$

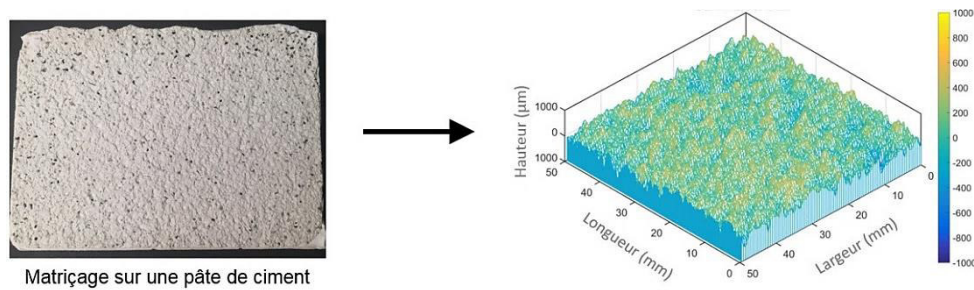


Figure 3.10 Matriçage du substrat des configurations (a), (b), (c) et (d) sur une pâte de ciment pour le scan optique.

3.2 Caractérisation du mode I : Essai de traction

L'essai de caractérisation du mode I est un essai de traction dimensionné pour que la rupture se produise à l'interface entre le panneau GFRP et la couche minérale. Il est présenté à la Figure 3.11. Une couche minérale d'une dimension de 40 × 40 × 10 mm est coulée sur un panneau en GFRP d'une dimension de 80 × 80 × 23 mm.

Des plaques métalliques ont été collées de part et d'autre de l'éprouvette pour appliquer l'effort de traction. L'essai a été conduit avec une vitesse de déplacement de 0,3 mm/min. L'acquisition de la force appliquée et du déplacement de la traverse s'est faite avec une fréquence de 2 Hz. Cinq éprouvettes ont été préparées pour chaque configuration d'interface.

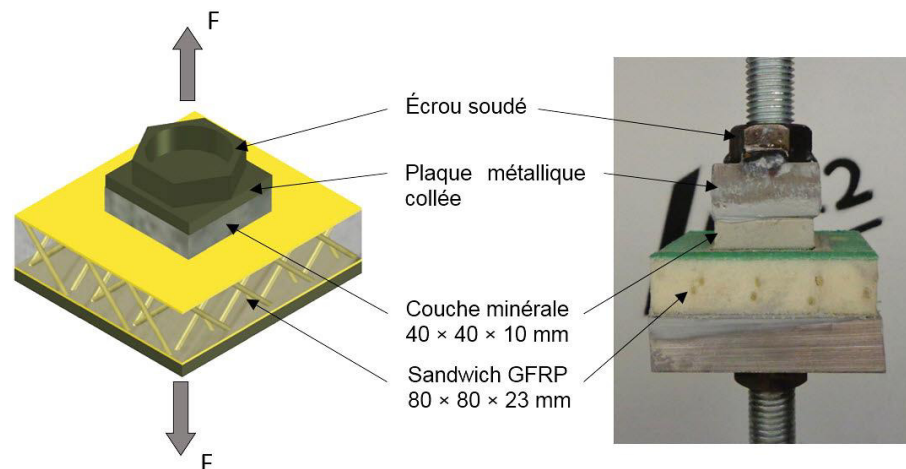


Figure 3.11 Présentation de l'essai de caractérisation du mode I : Essai de traction.

La Figure 3.12 présente le comportement global de la réponse de cet essai en termes de courbes force-déplacement. Elle montre les courbes des six configurations testées. En comparant les configurations (a), (b), (c) et (d), nous constatons que l'augmentation de la rugosité du substrat améliore la résistance de l'interface en mode I. Cela s'explique par l'accroissement de la surface de contact entre la couche minérale et la peau en GFRP. De ce fait, un nombre plus important de liaisons chimiques entre les deux matériaux est créé. La configuration (e), utilisant un primaire d'adhérence, donne lieu à une nette amélioration en termes de force ultime par rapport aux configurations (a), (b) et (c). Cette dernière est semblable à celle enregistrée dans la réponse de la configuration (d). Enfin, la réponse de la configuration (f) indique que l'ajout de l'alcool polyvinylique dans le matériau minéral avant son gâchage n'améliore que de très peu l'adhérence de la couche minérale sur la peau en GFRP. En effet, bien que l'alcool polyvinylique crée de fortes liaisons chimiques avec les molécules de silice, ces dernières ne sont pas concentrées à l'interface mais réparties de façon homogène dans le matériau minéral. Cela explique cette augmentation non-considérable de la résistance ultime de l'interface en mode I.

Les courbes de la Figure 3.12 indiquent une rupture fragile de l'interface des configurations (a), (b), (c) et (f) où l'adhésion est directe. A contrario, l'adhésion indirecte par l'utilisation d'une couche de sable fin dans la configuration (d) et l'application d'un primaire d'adhésion dans la configuration (e) donne lieu à un comportement post-pic plus ductile. Ce genre de rupture est toujours préférée (surtout dans des applications

structurelles) car il permet une visualisation de l'endommagement et une intervention de remplacement de l'élément altéré avant sa ruine complète.

Bien que cinq éprouvettes soient préparées pour chaque configuration, nous n'en n'avons testé que quatre dans le cas de la configuration (f) en raison de malfaçons observées sur la cinquième éprouvette. Ces dernières ont découlé de défauts de mise en œuvre. Concernant la configuration (e), un défaut d'acquisition des données a empêché l'enregistrement de la réponse de l'éprouvette cinq. De plus, le résultat de l'éprouvette quatre a été annulé pour des raisons de mode de ruine mentionnées dans le paragraphe suivant.

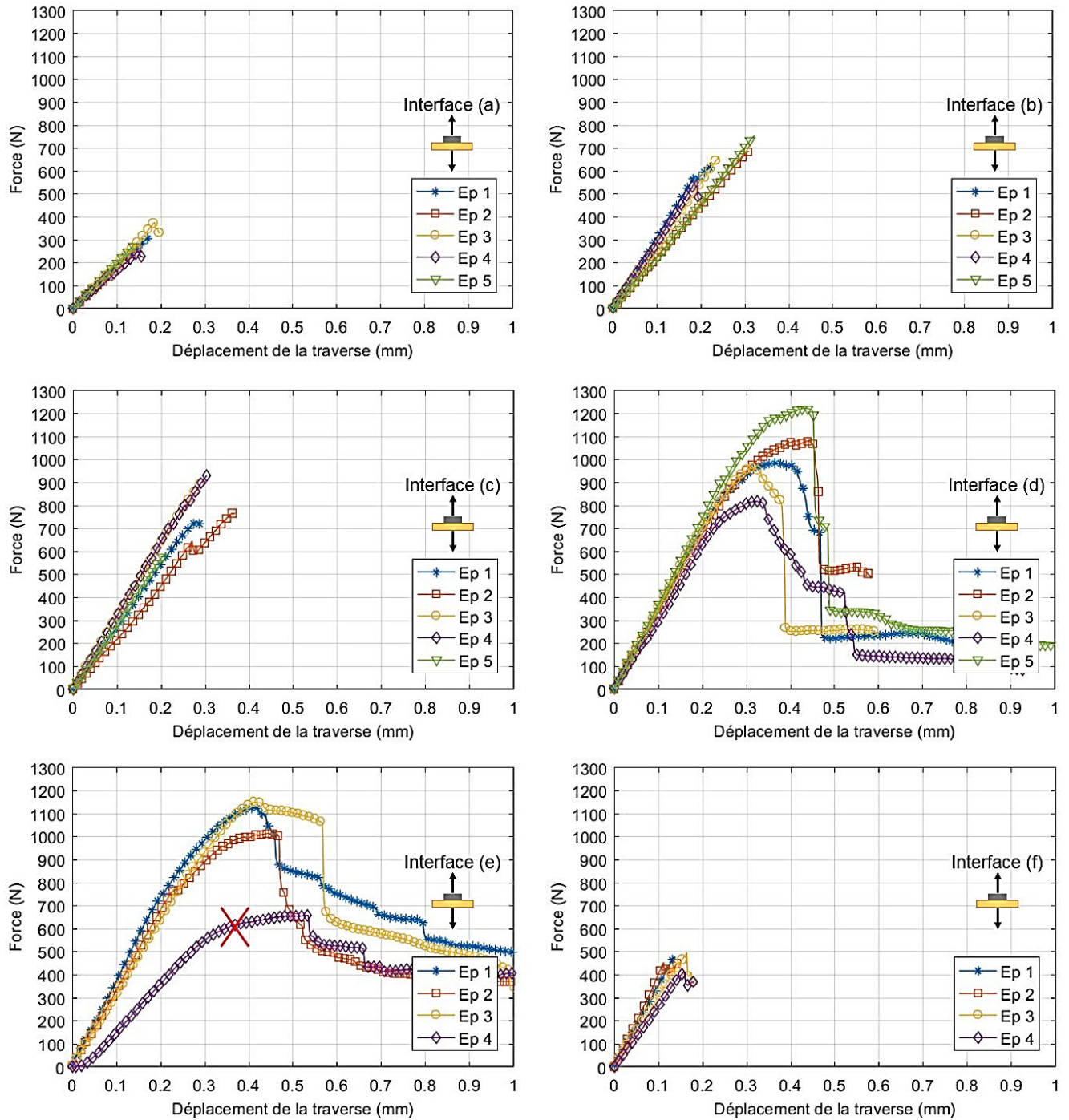


Figure 3.12 Courbes force-déplacement de la caractérisation du mode I par l'essai de traction.

La Figure 3.13 présente les modes de rupture enregistrés lors de cet essai. Une rupture adhésive a été observée pour les configurations (a), (b), (c) et (f). Concernant la configuration (e), le mode de rupture dominant a été une rupture mixte (quatre éprouvettes sur cinq). La quatrième éprouvette a rompu par un décollement adhésif entre la couche minérale et le primaire d'adhérence. Ce mode de ruine a été considéré comme non-conforme au vu de la ruine enregistrée sur les autres éprouvettes et la réponse de ce spécimen a été annulé. Cette différence de

mode de ruine est retranscrite sur la courbe force-déplacement de l'éprouvette quatre qui est bien en-dessous du faisceau de courbe des autres éprouvettes de cette configuration. A propos de la configuration (d), une rupture cohésive dans la couche intercalaire de sable a été observée sur l'ensemble des éprouvettes testées.

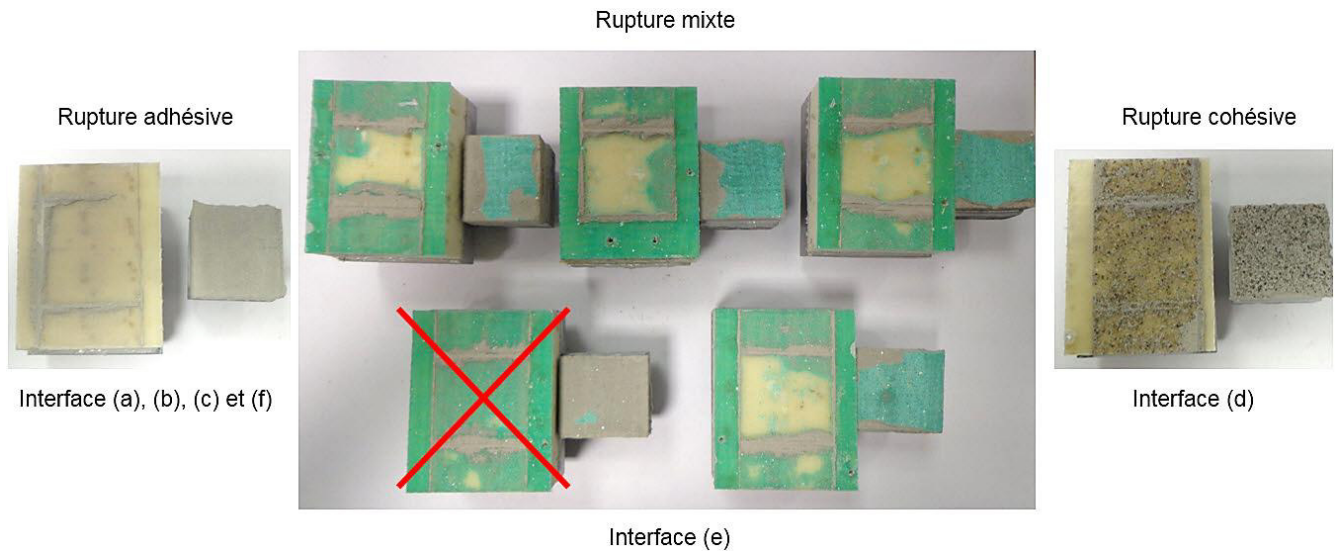


Figure 3.13 Illustration des modes de ruine enregistrés à la rupture de l'interface en mode I.

Bien que la couche minérale ait théoriquement une dimension de $40 \times 40 \times 10$ mm, une mesure de l'ordre du dixième de millimètre a été effectuée pour chaque éprouvette afin de prendre en considération les défauts de mise en œuvre. Les contraintes ultimes en mode I ont été calculées par rapport à ces dimensions. Elles sont présentées dans la Figure 3.14. La comparaison de la contrainte ultime des différentes configurations d'interface aboutit aux mêmes conclusions que la comparaison des courbes force-déplacement. La contrainte la moins élevée est celle enregistrée dans la configuration de référence (configuration (a)) et l'interface présentant la meilleure performance mécanique est la configuration (d).

Quantitativement, le Tableau 3.4 donne les valeurs moyennes de contrainte ultime de chaque configuration d'interface. Par rapport à l'interface de référence, nous avons enregistré un gain de 118% dans la configuration (b), de 159% dans la configuration (c), de 236% dans la configuration (d), de 227% dans la configuration (e) et de 55% dans la configuration (f). Les coefficients de variation enregistrés peuvent s'expliquer par des défauts de planéité différents entre les éprouvettes d'une même série (à cause du collage des plaques métalliques), qui donne lieu à une distribution de contrainte non homogène dans l'interface. Les énergies moyennes dissipées lors de ce test sont également données dans le Tableau 3.4. Elles ont été calculées comme étant l'aire sous les courbes de la Figure 3.12. En supposant que le matériau minéral et le panneau GFRP sont sollicités dans le domaine élastique et qu'ils ne subissent aucun endommagement, ces énergies peuvent être considérées comme

les énergies restituées à la rupture des interfaces en mode I. Cela reste à vérifier par l'introduction de ce paramètre dans un modèle de zone cohésive et la comparaison des réponses numériques et expérimentales.

Tableau 3.4 Contraintes ultimes et énergies dissipées en mode I pour les différentes configurations d'interface testées.

Configuration	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)
Contrainte ultime (MPa)	0,22	0,48	0,57	0,74	0,72	0,34
CoV (%)	9,86	4,95	11,30	8,23	12,01	6,72
Energie dissipée (mJ)	26	87	122	384	836	40
CoV (%)	17,03	16,90	17,06	12,91	9,16	13,64

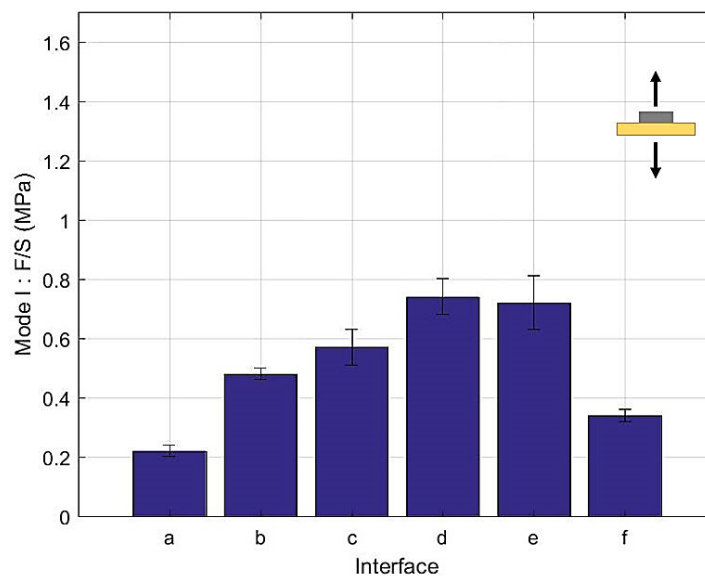


Figure 3.14 Comparaison des contraintes ultimes en mode I obtenues des différentes configurations d'interface testées.

Concernant l'évolution de la contrainte ultime de l'interface en fonction de la rugosité du substrat, la Figure 3.15 indique qu'elle est quasi-linéaire en fonction des paramètres R_a et R_q pour les configurations (a), (b), (c) et (d). Cela conforte l'idée que l'augmentation de la contrainte ultime en mode I soit liée à la surface de contact entre les deux matériaux et au nombre de liaisons chimiques créées.

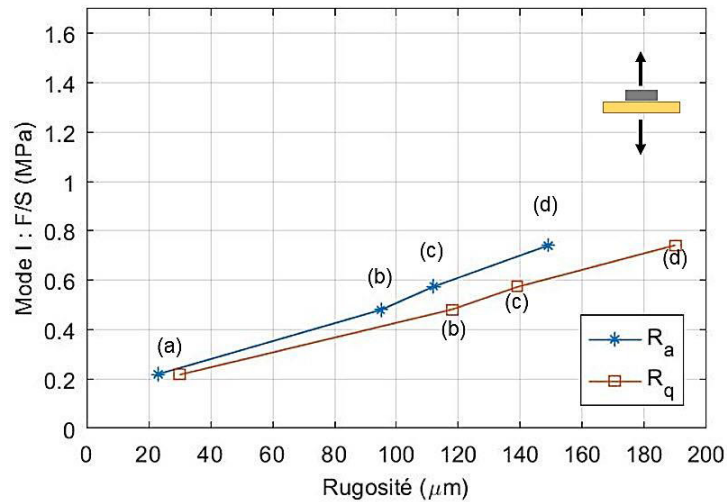


Figure 3.15 Variation de la contrainte ultime en mode I en fonction de la rugosité du substrat en GFRP.

3.3 Caractérisation du mode II : Essai push-out

L'essai de caractérisation du mode II est un essai push-out dimensionné pour éviter une rupture par flambement du panneau en GFRP. Pour ce faire, un essai préliminaire de compression dans le plan du panneau a été conduit. La surface de collage a été dimensionnée pour que la force de ruine en cisaillement de l'interface soit inférieure à la force de flambement du panneau en GFRP (20 kN), en supposant une contrainte moyenne de cisaillement de 2,5 MPa à l'interface (considérée homogène sur la surface). L'essai push-out est présenté dans la Figure 3.16. Les spécimens se décomposent en une couche minérale d'une dimension de $40 \times 40 \times 20$ mm coulée entre deux panneaux sandwichs d'une dimension de $40 \times 40 \times 23$ mm. La longueur libre de la couche minérale est de 10 mm. Par ailleurs, ces dimensions expriment la volonté de rester dans l'échelle de dimension dans laquelle l'interface est cisailée dans des panneaux hybrides fléchis. La charge est appliquée par l'intermédiaire d'une plaque métallique posée sur le matériau minéral. Un LVDT est disposé sur l'éprouvette pour capter un éventuel glissement à l'interface. Comme précédemment, cinq éprouvettes ont été préparées pour chaque configuration.

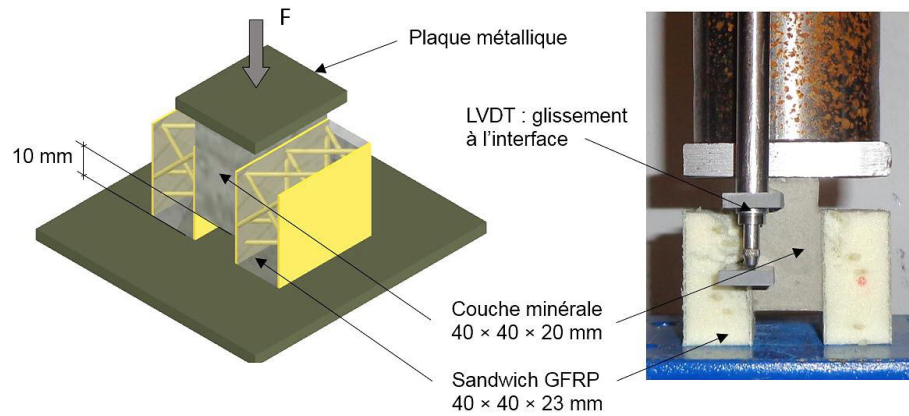


Figure 3.16 Présentation de l'essai de caractérisation du mode II : Essai push-out.

Les courbes force-déplacement des six configurations d'interface testées sont présentées dans la Figure 3.17. Les courbes des configurations (a), (b), (c) et (d) indiquent qu'un substrat plus rugueux améliore l'accroche mécanique et de ce fait la résistance de l'interface en mode II. L'application d'un primaire d'adhérence dans la configuration (e) a en moyenne amélioré la résistance mécanique en cisaillement de l'interface en comparaison avec la configuration de référence. Enfin, l'addition de l'alcool polyvinylique dans la configuration (f) n'a amené aucune augmentation de la résistance de l'interface en mode II. La comparaison entre les différentes interfaces testées indique que l'évolution des performances mécaniques en mode II est qualitativement semblable à celle enregistré en mode I. Les données enregistrées par le LVDT indiquent que le glissement à l'interface entre le matériau minéral et les peaux en GFRP ne dépasse pas $5 \mu\text{m}$, et ce dans les six interfaces testées. La Figure 3.18 présente à titre d'exemple, la réponse enregistrée par le LVDT dans l'éprouvette 1 de la configuration avec l'interface (d).

La résistance mécanique en mode II d'une interface dépend certes du coefficient de rugosité du substrat. Toutefois, il est également important que la distribution de la rugosité soit homogène pour éviter les concentrations de contraintes. Pour estimer l'homogénéité de cette dernière, nous avons représenté la densité de probabilité des différentes hauteurs enregistrées lors du scan optique des interfaces (a), (b), (c) et (d). Les graphiques obtenus sont présentés dans la Figure 3.19. Pour les configurations (b) et (c), nous observons une distribution hétérogène non centrée, avec des pics de hauteur localisés (cela est également visible dans la Figure 3.9) dont découlent les concentrations de contrainte et la dispersion des résultats expérimentaux. Les distributions de la rugosité des interfaces (a) et (d) suivent une loi normale plus ou moins centrée autour de la surface moyenne du substrat. L'étalement de ces deux distributions montre que la variance de la densité de probabilité de la configuration (d) est plus élevée que celle de la configuration (a). In fine, cela indique que le passage du pic de hauteur à la surface moyenne se fait au travers de hauteurs intermédiaires (et non brusquement), minimisant ainsi les concentrations de contrainte.

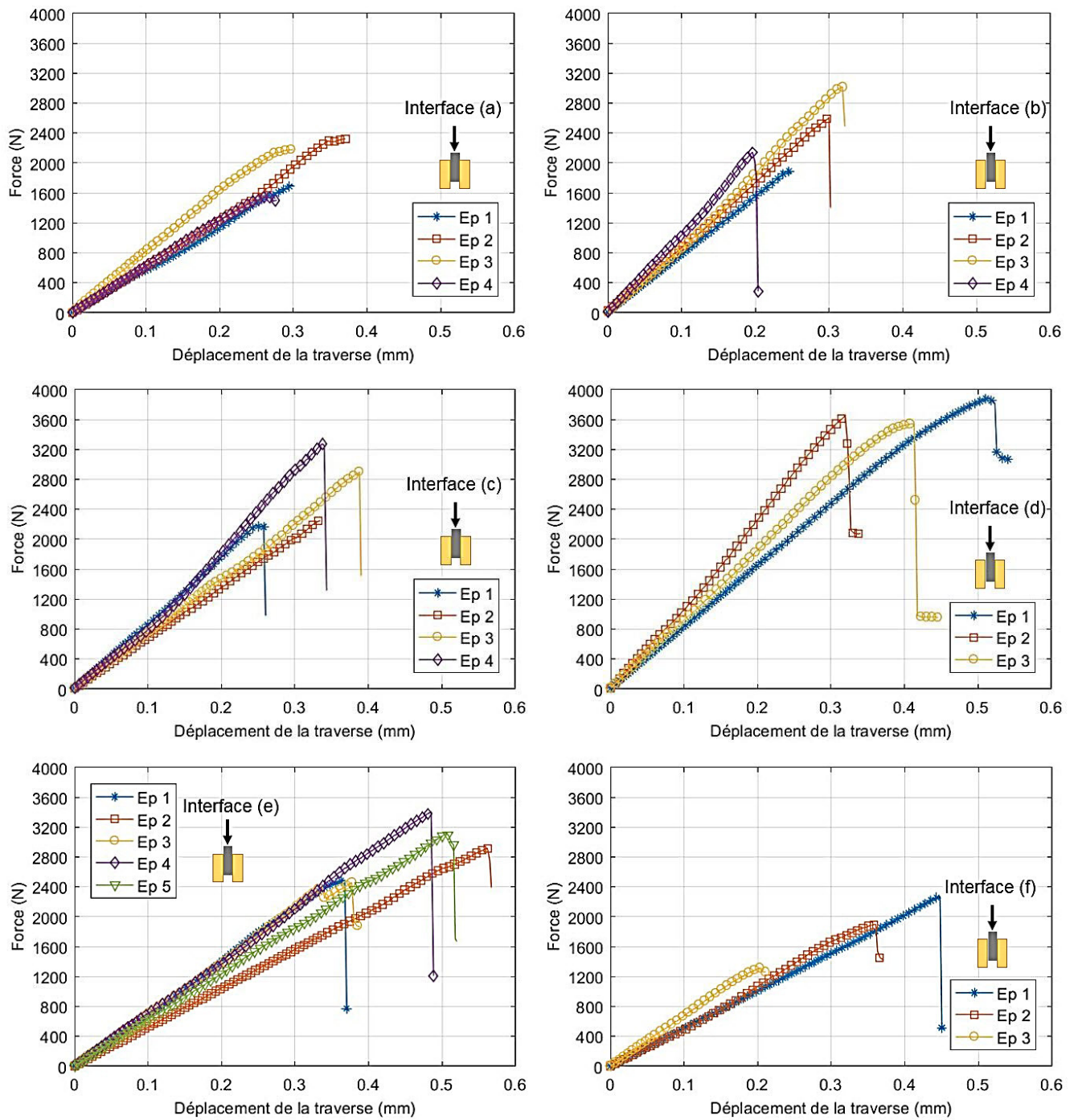


Figure 3.17 Courbes force-déplacement de la caractérisation du mode II par l'essai de push-out.

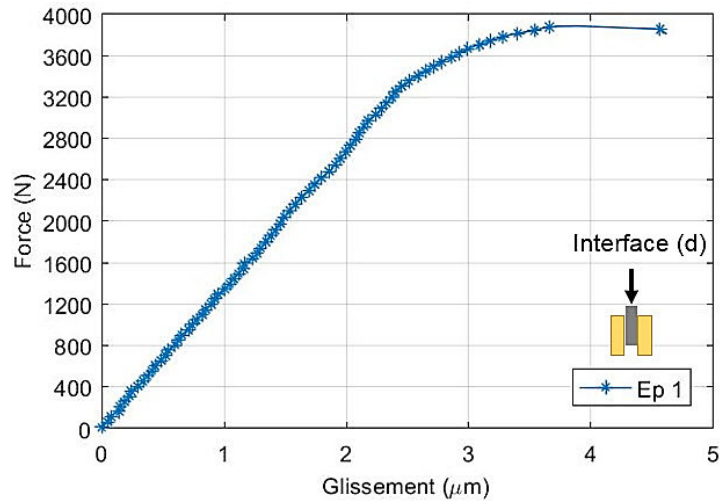


Figure 3.18 Glissement à l'interface entre le matériau minéral et la peau en GFRP : interface (d), éprouvette 1.

Les courbes de la Figure 3.17 et les observations expérimentales indiquent une rupture fragile des éprouvettes testées. Le faciès de rupture des différentes configurations est présenté dans la Figure 3.20. Nous avons enregistré une rupture adhésive dans les interfaces des configurations (a), (b), (c), (e) et (f). Pour la configuration avec l'interface (d), une rupture de la matrice sous des efforts de traction a été observée. Ces efforts sont dus aux déplacements latéraux en pied d'éprouvette qui ne sont pas bloqués (comme dans un comportement de portique avec des appuis simples). Du fait de ce mode de rupture, l'effort maximum enregistré n'est pas considéré comme l'effort ultime pour la rupture de l'interface (d). Du moins, nous pouvons affirmer que ce dernier est supérieur à la force maximum enregistrée.

Par ailleurs, la mise en œuvre des éprouvettes a quelques fois occasionnée des défauts de longueur/planéité dans les peaux en GFRP, aboutissant à un appui partiel de ces dernières (une seule peau appuyée). Cela a provoqué une concentration de contrainte menant à une ruine par flambement de la peau en GFRP. Le cas échéant, les résultats des tests ont été annulés (ce qui explique la présentation de moins de cinq courbes dans cinq graphiques sur six de la Figure 3.17).

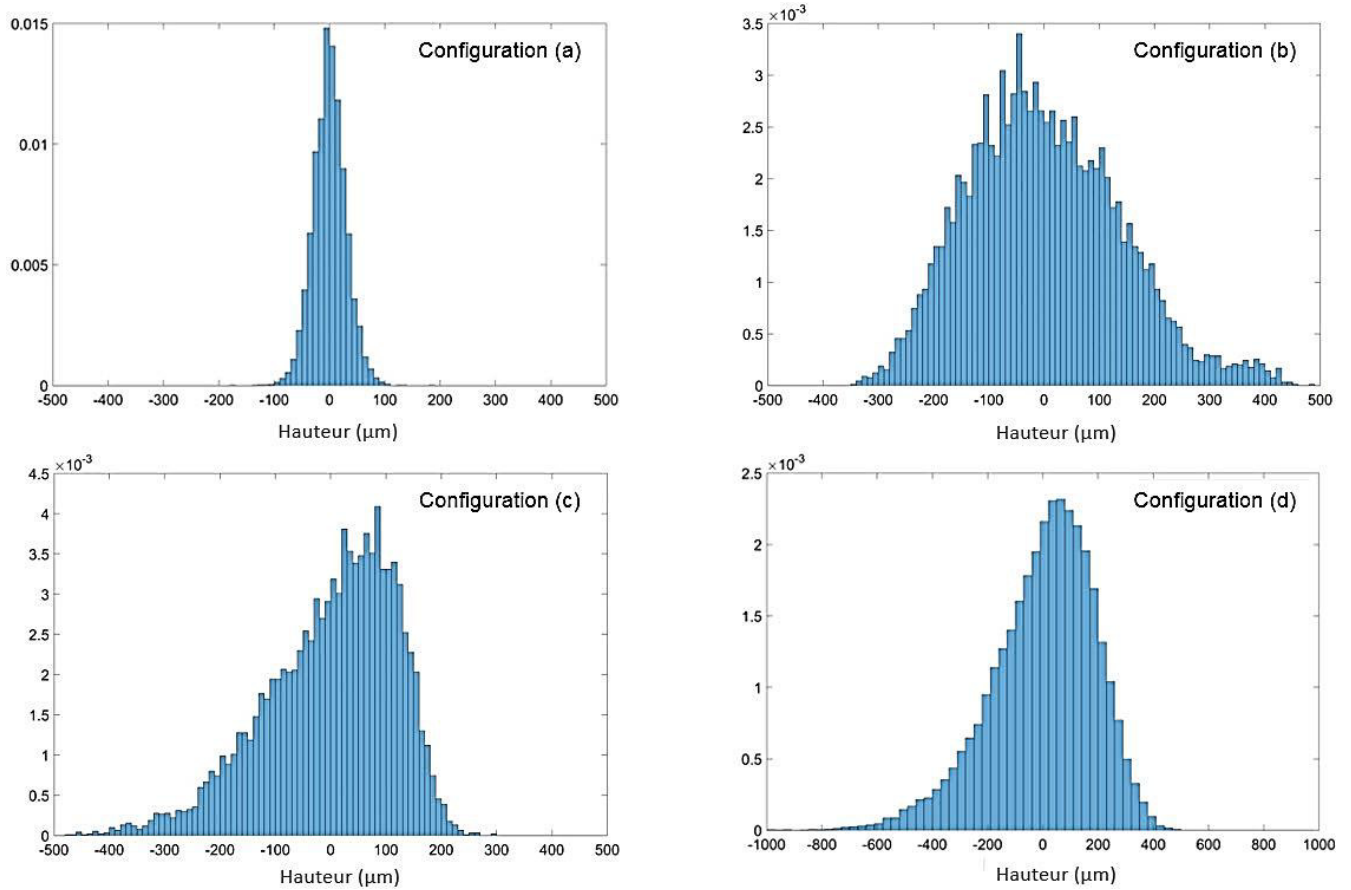


Figure 3.19 Densité de probabilité des hauteurs enregistrées lors du scan optique des interfaces (a), (b), (c) et (d).

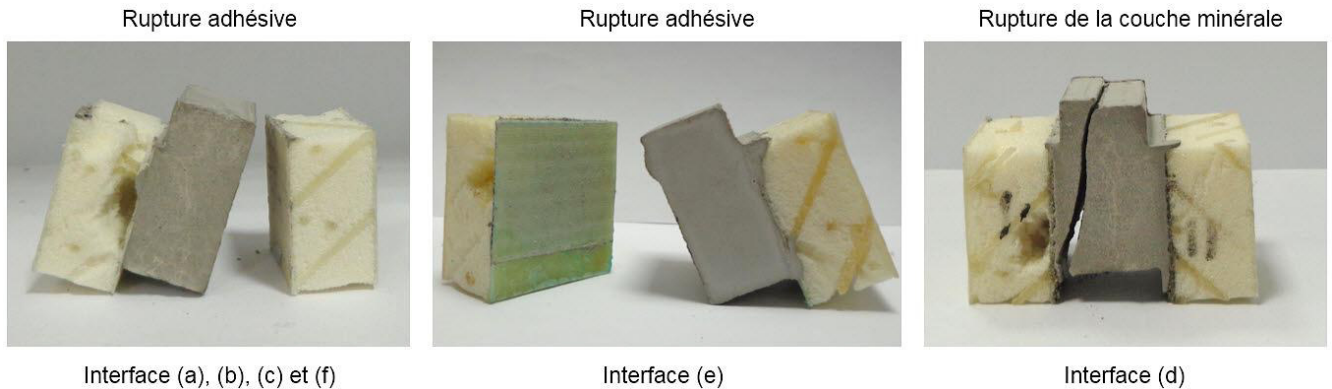


Figure 3.20 Illustration des modes de ruine enregistrés à la rupture de l'interface en mode II.

A défaut d'estimer précisément la contrainte ultime en mode II, la Figure 3.21 compare les contraintes moyennes des différentes configurations d'interface (excepté la configuration (d) où cette contrainte moyenne devrait être au-dessus de la valeur présentée à cause du mode de rupture enregistré). Ces valeurs sont calculées par rapport aux surfaces de contact mesurées pour chaque éprouvette. Comme pour les résultats en mode I, la configuration

présentant la meilleure performance mécanique est la configuration (d) et les configurations présentant les performances les plus médiocres sont la configuration (a) et (f).

Le Tableau 3.5 donne les valeurs des contraintes moyennes enregistrées et les énergies dissipées lors de l'essai push-out. Les coefficients de variation enregistrés pour les contraintes moyennes restent acceptables excepté pour la configuration (f) où l'erreur dépasse largement les 10%. Les erreurs enregistrées sur les énergies dissipées varient quant à elles d'environ 15% à 30%. Ces écarts peuvent s'expliquer par le nombre de connecteur qui peut différer d'une éprouvette à une autre, l'hétérogénéité de la rugosité du substrat, les variations dimensionnelles qui peuvent avoir une grande influence au vu de l'échelle des éprouvettes et les conditions de déplacement latéral en pied d'éprouvette qui ne sont pas contrôlées. De ce fait, les énergies dissipées que présentent ce tableau ne peuvent pas être considérées comme les énergies restituées à la rupture des interfaces en mode II.

Tableau 3.5 Contraintes ultimes et énergies dissipées en mode II pour les différentes configurations d'interface testées.

Configuration	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)
Contrainte moyenne (MPa)	0,83	0,93	1,00	1,58	1,21	0,78
CoV (%)	9,30	8,90	9,20	3,86	12,80	16,56
Energie dissipée (mJ)	322	109	110	225	167	149
CoV (%)	14,94	28,18	14,88	15,76	13,87	32,56

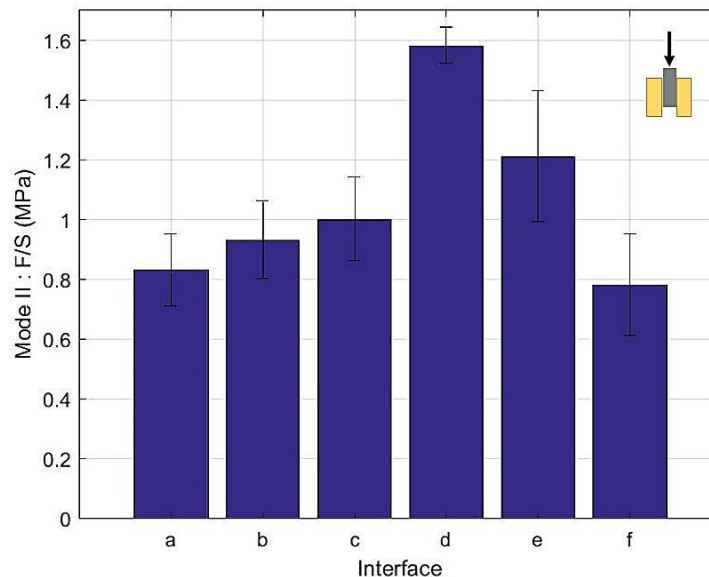


Figure 3.21 Comparaison des contraintes moyenne en mode II obtenues des différentes configurations d'interface testées.

4 Flexion trois-points sur panneaux hybrides

À la suite de la caractérisation des six configurations d'interface en mode I et II, des panneaux hybrides (sandwich en GFRP et couches minérales) ont été testés en flexion trois point de courte portée (25 cm) pour solliciter l'interface entre les peaux en GFRP et les couches minérales supérieures et inférieures. Les configurations d'interfaces testées ont été la configuration de référence (interface (a)) et la configuration ayant présentée les meilleures performances mécaniques en mode I et II (interface (d)). La section de panneau testée a été conforme à celle présentée dans le Tableau 2.1 et les conditions d'essai ont été les mêmes que celles exposées dans le Chapitre 2 (page 76). Trois éprouvettes ont été testées pour chaque configuration.

La Figure 3.22 présente la réponse de cet essai en termes de courbes force-déplacement. La comparaison entre les rigidités flexionnelles des deux configurations indique que le changement d'interface n'influe pas sur la réponse mécanique en phase élastique. En termes de force ultime et d'énergie dissipée, la configuration avec l'interface (d) présente des propriétés plus élevées. Sa rupture se produit à une force plus élevée que dans le cas de l'interface (a) et le comportement post-pic montre une rupture moins fragile.

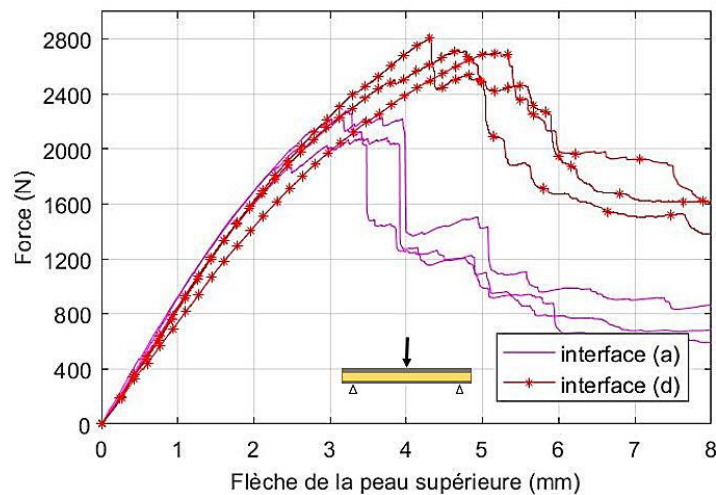


Figure 3.22 Réponse en flexion 3 points des panneaux hybrides avec l'interface (a) et (d).

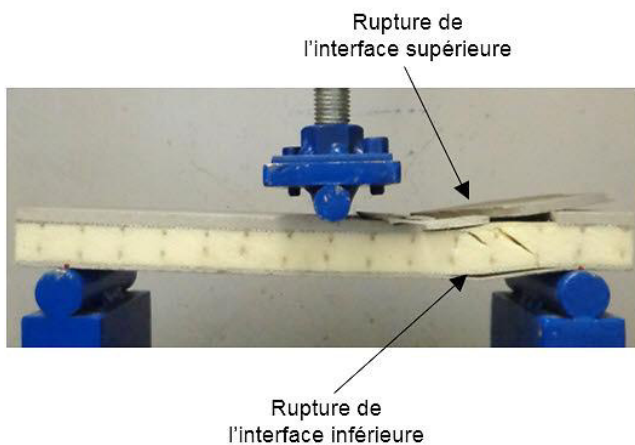
Quantitativement, les paramètres qui gouvernent ces réponses sont donnés dans le Tableau 3.6. Ils confirment les remarques précédentes dans la mesure où l'écart enregistré sur la rigidité flexionnelle est de 9,04% et les gains effectués sur la force ultime et l'énergie dissipée sont respectivement de 24,97% et 52,25%.

Tableau 3.6 Paramètres gouvernant la réponse de l'essai de flexion 3 points sur panneaux hybrides avec interface (a) et (d).

		Ep 1	Ep 2	Ep 3	Moyenne	CoV (%)
Interface (a)	k_{flex} (N/mm)	970	878	905	918	4,22
	F_{max} (N)	2280	2084	2232	2199	3,78
	Energie dissipée (J)	10,4	11,3	11,6	11,1	4,55
Interface (d)	k_{flex} (N/mm)	790	882	832	835	4,50
	F_{max} (N)	2705	2725	2812	2748	1,68
	Energie dissipée (J)	17,1	16,3	17,4	16,9	2,93

Les observations précédentes s'expliquent par un changement de mode entre les deux configurations. Il est dû aux propriétés mécaniques plus élevée de l'interface (d), en comparaison avec l'interface (a). En effet, dans la configuration avec l'interface (a), un décollement entre les couches minérales et les peaux en GFRP a été observé. Il a été suivi de ruine de la couche minérale. Dans la configuration avec l'interface (d), l'amélioration des contraintes ultimes de l'interface a évité le décollement entre les deux matériaux pour laisser place à une multi-fissuration de la couche minérale inférieure, un écrasement de la couche minérale supérieure autour de la ligne de chargement et une fissuration de celle-ci au droit des appuis.

Interface (a)



Interfaces (d)

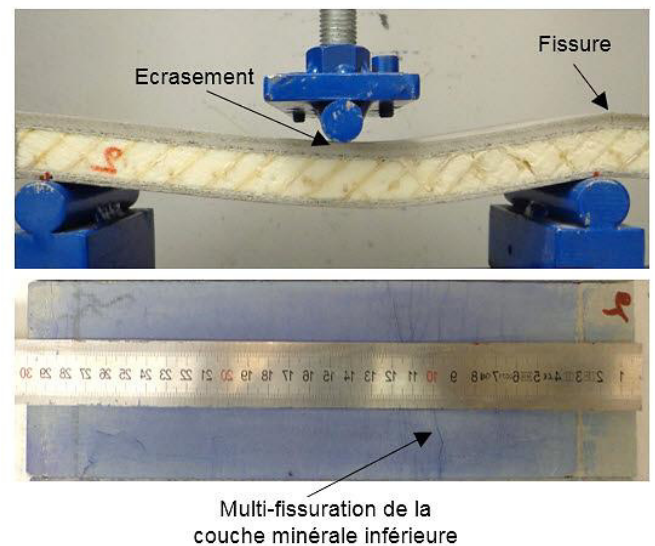


Figure 3.23 Illustration du mode de rupture des panneaux hybrides avec l'interface (a) et (d).

5 Modélisation EF : Rupture de la couche minérale et de l'interface

Dans le but d'éviter la rupture de la couche minérale et de l'interface lors de l'utilisation de cette solution dans des applications concrètes, nous proposons dans cette section une modélisation numérique de ces deux phénomènes. Comme précédemment, celle-ci est conduite sur le logiciel Abaqus. Partant des conclusions de notre revue bibliographique, nous avons fait le choix de décrire le comportement du matériau minéral par le modèle Concrete Damage Plasticity (CDP) [49] et le comportement de l'interface par le modèle Surface-Based Cohesive Behaviour [49]. Les deux essais de flexion trois points présentés précédemment sont modélisés dans cette section. Les résultats numériques sont confrontés par la suite aux courbes expérimentales pour validation.

5.1 Modélisation de la couche minérale

Le modèle plastique endommageable retenu dans cette modélisation est une implémentation dans Abaqus de la contribution de Lubliner et al. [61] où le comportement non-linéaire en compression est décrit par la théorie de la plasticité. Les ruptures en compression et en traction sont différenciées par l'introduction de critère distinct et des paramètres d'endommagement permettent la diminution du module d'élasticité dans le cas de chargement cyclique.

Plus en détail, les comportements mécaniques en traction et en compression qu'adopte le modèle sont présentés dans la Figure 3.24. Le comportement en traction est linéaire jusqu'à la contrainte ultime σ_0^t où s'initie la rupture. Le comportement en compression présente quant à lui une zone de non-linéarité entre la contrainte σ_0^c est la contrainte ultime $\bar{\sigma}^c$. Elle est typique du comportement en compression des matériaux minéraux poreux.

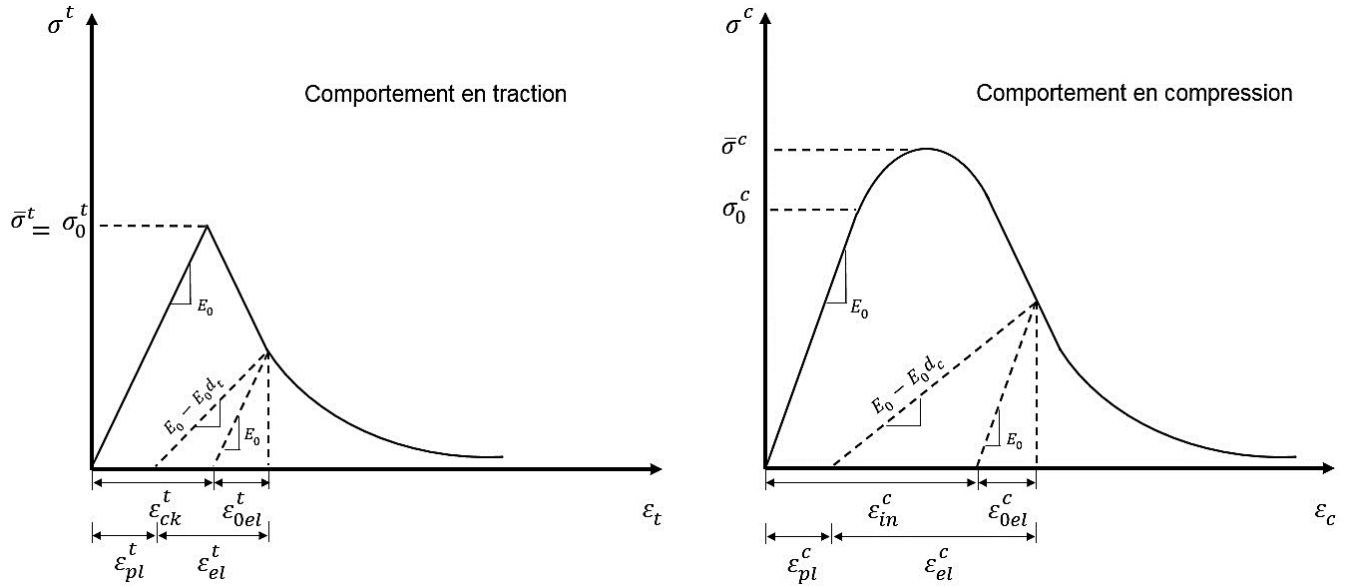


Figure 3.24 Comportement en traction et en compression dans le modèle CDP.

A la décharge, le comportement est gouverné par un module d'élasticité réduit en fonction de la variable d'endommagement d selon l'Équation 3.3. La courbe d - ε des travaux de Sarikaya et Erkmen [74] a été utilisée dans l'implémentation du modèle. Les déformations plastiques sont calculées suivant les Équation 3.4 et Équation 3.5 où ε_{ck}^t est la déformation équivalente après l'apparition d'une fissure et ε_{in}^c est la déformation inélastique en compression.

$$E = (1 - d)E_0 \quad \text{Équation 3.3}$$

$$\varepsilon_{pl}^t = \varepsilon_{ck}^t - \frac{d^t}{(1-d^t)} \frac{\sigma^t}{E_0} \quad \text{Équation 3.4}$$

$$\varepsilon_{pl}^c = \varepsilon_{in}^c - \frac{d^c}{(1-d^c)} \frac{\sigma^c}{E_0} \quad \text{Équation 3.5}$$

Le comportement plastique endommageable prend place au-delà d'une surface seuil du comportement élastique définie dans le plan déviatorique (cf. Figure 3.25) et adopte la fonction hyperbolique de potentiel plastique de Drucker-Prager. Ces deux fonctions utilisent deux invariants du tenseur de contraintes effectives que sont la pression hydrostatique :

$$p = -\frac{1}{3} \text{trace}(\boldsymbol{\sigma}) \quad \text{Équation 3.6}$$

et la contrainte de Van Mises :

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}(\mathbf{S}:\mathbf{S})} \quad \text{Équation 3.7}$$

où \mathbf{S} défini le tenseur de contraintes effectives dans le plan déviatorique :

$$\mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} + p\mathbf{I}$$

La fonction de potentiel plastique est définie dans l'Équation 3.8. Le paramètre ψ est l'angle de dilatation du matériau mesuré dans le plan $p - q$ et ϵ est le paramètre d'excentricité qui définit la vitesse à laquelle la fonction de potentiel plastique approche l'asymptote [49].

$$G = \sqrt{(\epsilon\sigma_0^t \tan \psi)^2 + q^2} - p \tan \psi \quad \text{Équation 3.8}$$

La fonction définissant la surface seuil du comportement élastique est donnée dans l'Équation 3.9.

$$F = \frac{1}{1-\alpha} (q - 3\alpha p + \beta \epsilon_{pl} \langle \hat{\sigma}_{max} \rangle - \gamma \langle -\hat{\sigma}_{max} \rangle) - \sigma^c \epsilon_{pl}^c \leq 0 \quad \text{Équation 3.9}$$

avec :

$$\alpha = \frac{(\bar{\sigma}_b^c / \bar{\sigma}^c) - 1}{2(\bar{\sigma}_b^c / \bar{\sigma}^c) - 1} \quad ; \quad 0 \leq \alpha \leq 0,5$$

$$\beta = \frac{\sigma^c \epsilon_{pl}^c}{\sigma^t \epsilon_{pl}^t} (1 - \alpha) - (1 + \alpha)$$

$$\gamma = \frac{3(1-K_c)}{2K_c - 1}$$

$\hat{\sigma}_{max}$ est la contrainte principale effective maximum. $\bar{\sigma}_b^c / \bar{\sigma}^c$ est le ratio entre la contrainte ultime en compression d'un test equibiaxial et celle d'un essai uniaxial. K_c est le ratio entre le second invariant dans le méridien de traction et le méridien de compression ($0,5 \leq K_c \leq 1$).

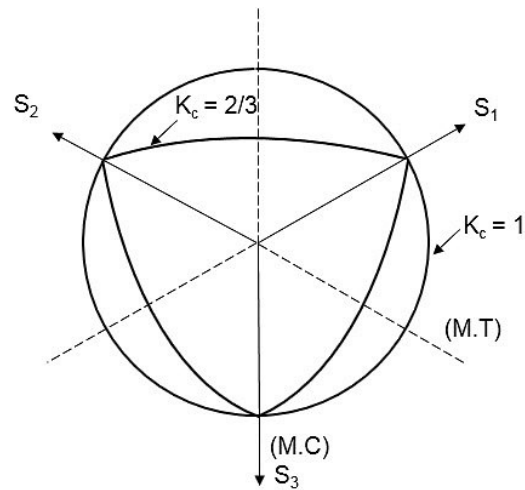


Figure 3.25 Surface seuil du comportement élastique définie dans le plan déviatorique.

Ainsi, en plus des contraintes $\bar{\sigma}^t$, σ_0^c et $\bar{\sigma}^c$, les quatre paramètres ϵ , ψ , $\bar{\sigma}_b^c / \bar{\sigma}^c$ et K_c restent à déterminer pour implémenter le modèle. Des valeurs usuelles utilisées pour les bétons sont disponibles dans la littérature mais nous avons préféré mener une étude paramétrique afin de dégager l'influence de chaque paramètre. Celle-ci a été effectuée sur les essais de caractérisation en traction et en compression présentés au début de ce chapitre. Ils ont été modélisés et les paramètres du modèle ont été variés. Les éléments C3D8R ont été choisis pour la modélisation de ce matériau avec une taille d'environ $5 \times 5 \times 5$ mm, retenue après une étude de convergence. Les résultats de l'étude sont présentés dans les Figure 3.26 et Figure 3.27.

Comportement mécanique à l'interface des deux matériaux des peaux hybrides

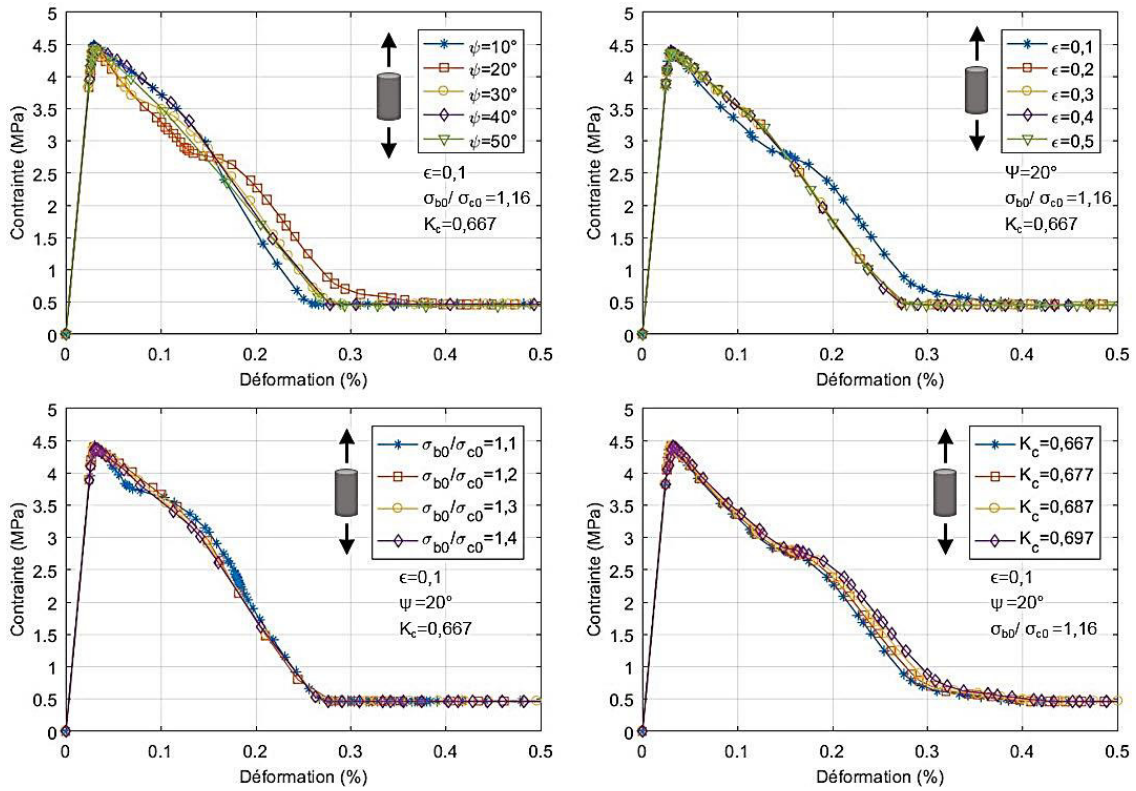


Figure 3.26 Etude de l'influence des paramètres du modèle plastique endommageable sur le comportement en traction.

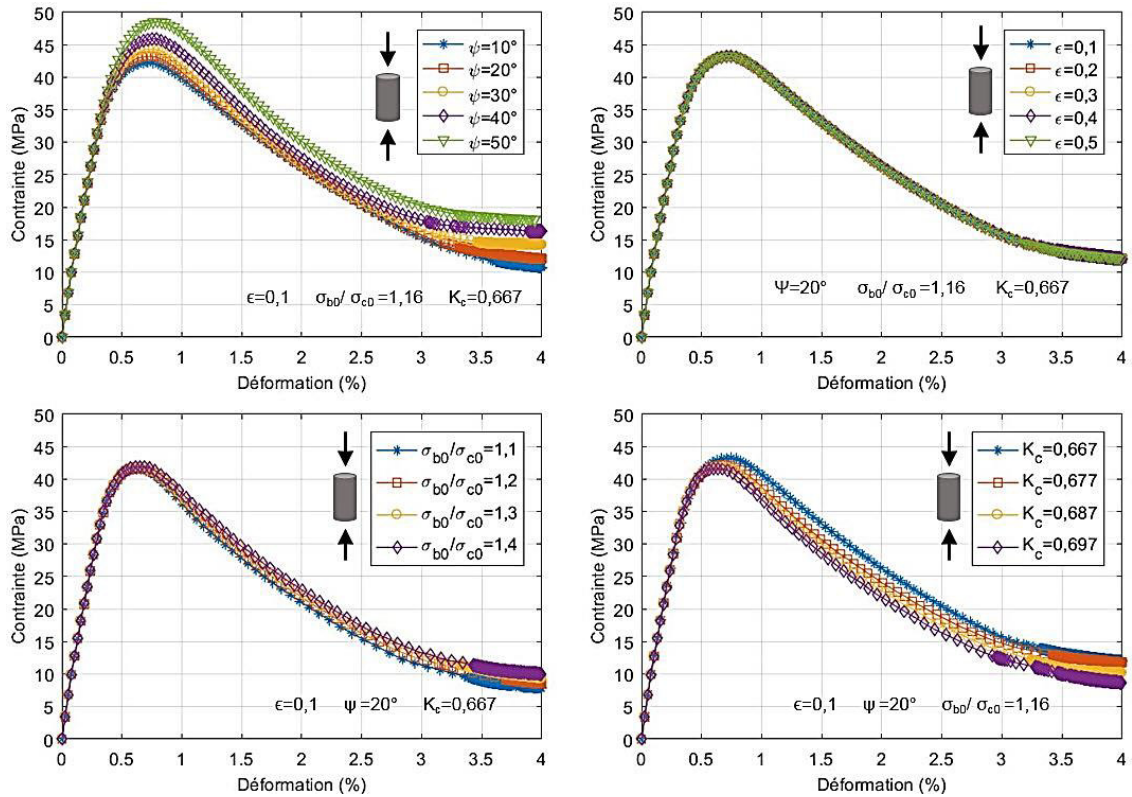


Figure 3.27 Etude de l'influence des paramètres du modèle plastique endommageable sur le comportement en compression.

Les paramètres étudiés n'influent pas sur le comportement élastique. Les paramètres les plus influents sur le comportement post-pic en traction sont le paramètre d'excentricité ϵ et l'angle de dilatation ψ . Concernant le comportement en compression, l'angle de dilatation et le paramètre K_c influent grandement sur la contrainte ultime et le comportement post-pic. Comparativement avec les résultats expérimentaux, le jeu de paramètres présenté dans le Tableau 3.7 a été retenu. Il est conforme aux valeurs usuelles utilisées pour les matériaux granulaires. La confrontation de la réponse numérique de ce jeu de paramètres avec les courbes expérimentales est présentée dans la Figure 3.28.

Tableau 3.7 Jeux de paramètre retenu dans le modèle plastique endommageable.

Paramètre	ψ	ϵ	$\bar{\sigma}_b^c / \bar{\sigma}^c$	K_c
Valeur	34°	0,1	1,16	0,667

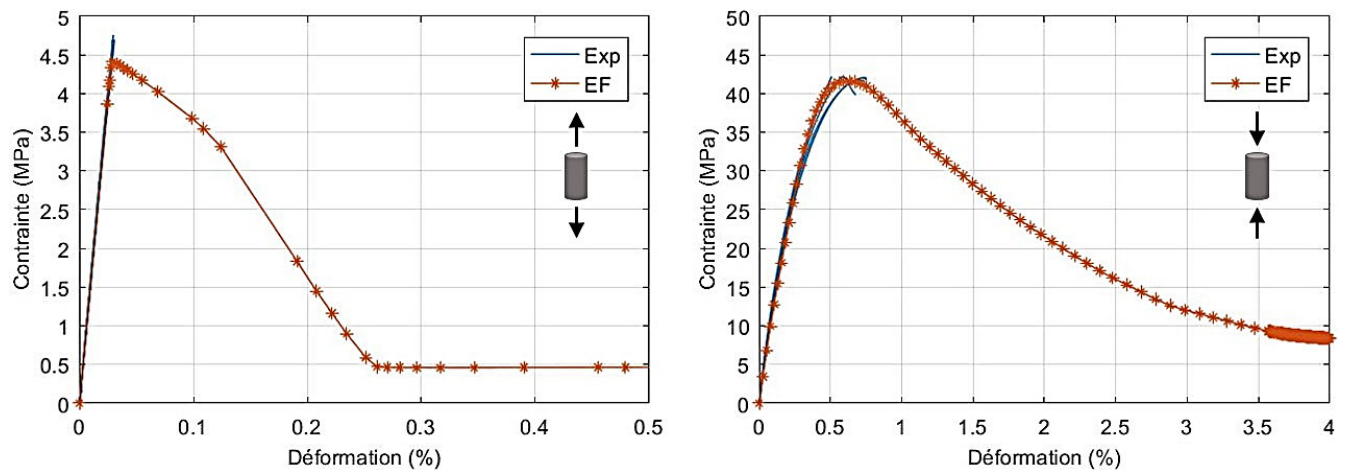


Figure 3.28 Confrontation de la réponse numérique avec les résultats expérimentaux de la caractérisation du matériau minérale.

5.2 Modélisation de l'interface

L'interface entre la peau en GFRP et la couche minérale a été modélisée par le modèle Surface-Based Cohesive Behaviour [49]. Il définit une interaction entre les nœuds par l'intermédiaire d'une loi de comportement, sans faire appel à des éléments finis supplémentaires (connus sous le nom d'éléments cohésifs ou d'éléments joints dans d'autres formulations). L'épaisseur de l'interface a été supposée nulle. Le modèle décrit une loi de comportement dite de traction-séparation (cf. Figure 3.29). Elle est linéaire-élastique avant d'atteindre la contrainte de rupture \bar{t} . Dans cette zone le comportement mécanique est gouverné par l'Équation 3.10. La réponse de la direction normale est découplée des réponses des directions de tangentiellles (une sollicitation pure en mode I ne sollicite pas l'interface en mode II, et vice versa). Les modules d'élasticité K_{ns} , K_{nt} et K_{st} sont alors nuls. La couche minérale étant coulée directement sur le substrat, les modules d'élasticité normaux et

tangentiels de l'interface sont pris comme étant égaux aux modules d'élasticité et de cisaillement du matériau minéral (cf. Tableau 3.8).

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} \quad \text{Équation 3.10}$$

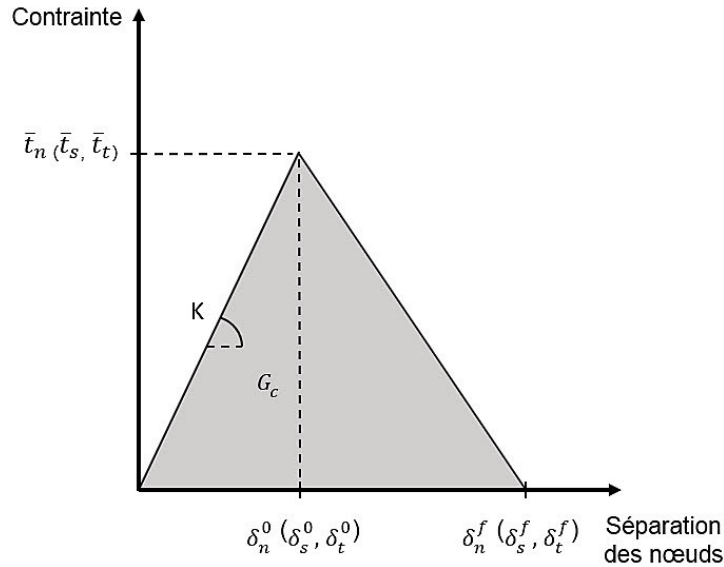


Figure 3.29 Loi de traction séparation gouvernant le comportement à l'interface.

Tableau 3.8 Paramètres gouvernant la réponse linéaire-élastique de l'interface.

Paramètre	K_{nn}	K_{ss}	K_{tt}
Valeur (MPa)	15700	5947	5947

L'initiation de l'endommagement se produit une fois la contrainte \bar{t} atteinte. Le critère défini dans l'Équation 3.11 est appliqué. Suivant la configuration d'interface modélisée (interface (a) ou (d)), les valeurs de contraintes ultimes ont été implémentées conformément aux données présentées dans les tableaux Tableau 3.4 et Tableau 3.5. Une loi linéaire a été adoptée pour la description du comportement post-pic. Le paramètre δ^f complète la définition de la loi de traction-séparation en déterminant l'énergie G_c restituée à la rupture de l'interface. Nous l'exprimons en fonction du paramètre δ^0 suivant l'Équation 3.12 (avec μ un coefficient supérieur à 1).

$$\max \left\{ \frac{t_n}{\bar{t}_n}, \frac{t_s}{\bar{t}_s}, \frac{t_t}{\bar{t}_t} \right\} = 1 \quad \text{Équation 3.11}$$

$$\delta^f = \mu \delta^0 \quad \text{Équation 3.12}$$

Pour décrire l'évolution de l'endommagement dans le cas de combinaison de sollicitations à l'interface de façon plus simple, le paramètre δ_m est introduit (cf. Équation 3.13). La proportion relative de chaque mode dans le cas d'une sollicitation mixte est définie par les variables m_1 , m_2 et m_3 (cf. Équation 3.14). Seulement deux d'entre elles sont indépendantes.

$$\delta_m = \sqrt{(\delta_n)^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2} \quad \text{Équation 3.13}$$

$$m_1 = \frac{G_{cn}}{G_{cT}} ; m_2 = \frac{G_{cs}}{G_{cT}} ; m_3 = \frac{G_{ct}}{G_{cT}} \quad \text{Équation 3.14}$$

avec $G_{cT} = G_{cn} + G_{cs} + G_{ct}$

5.3 Confrontation des résultats

Les réponses des simulations utilisant les modèles introduits précédemment sont présentées dans cette section. Leur confrontation avec les courbes expérimentales est également exposée. Prenant en compte le plan de symétrie de l'éprouvette, la moitié du spécimen a été modélisée pour maintenir un temps de calcul raisonnable (de l'ordre de 4h dans ces simulations). Les conditions aux limites et le pas de temps retenus sont les mêmes que pour la modélisation de flexion trois points présentée dans le Chapitre 2 (page 79). Une étude de convergence de la taille du maillage nous a amené à considérer une taille d'élément de $5 \times 5 \times 1$ mm pour la couche minérale. La taille d'élément des peaux en GFRP et des connecteurs est restée inchangée.

5.3.1 Interface (a)

Afin de conclure sur la quantité d'énergie dissipée à la rupture de l'interface, le paramètre μ a été varié de 1,1 à 1,5. Cela a abouti à cinq jeux de paramètre présentés dans le Tableau 3.9. Les réponses de ces simulations sont comparées aux résultats expérimentaux dans la Figure 3.30. Elles indiquent que l'accroissement de l'énergie restituée à la rupture de l'interface donne une dissipation d'énergie plus conséquente dans la réponse en flexion, traduisant ainsi la ductilité de la rupture de l'interface quand le paramètre μ augmente. Nous avons conclu que la valeur de $\mu = 1,1$ était un bon compromis entre des résultats de modélisation convenable et un temps de calcul acceptable. La comparaison des valeurs G_{cn} et $G_{cs(ct)}$ avec les énergies dissipées lors des essais de caractérisation d'interface donne des erreurs supérieures à 100%, montrant ainsi que ces derniers ne sont pas adéquats pour l'estimation de cette grandeur. Toutefois, les valeurs expérimentales des contraintes ultimes à l'interface sont validées par l'enregistrement d'une force ultime de 2044 N sur la réponse en flexion (7,04% d'erreur avec la moyenne expérimentale).

Tableau 3.9 Jeux de paramètre des simulations de l'interface (a).

μ	δ_n^f (mm)	G_{cn} (N/mm)	$\delta_s^f(t)$ (mm)	$G_{cs(ct)}$ (N/mm)
1,1	$1,54 \cdot 10^{-5}$	$1,70 \cdot 10^{-6}$	$1,54 \cdot 10^{-4}$	$6,37 \cdot 10^{-5}$
1,2	$1,68 \cdot 10^{-5}$	$1,85 \cdot 10^{-6}$	$1,67 \cdot 10^{-4}$	$6,95 \cdot 10^{-5}$
1,3	$1,82 \cdot 10^{-5}$	$2,00 \cdot 10^{-6}$	$1,81 \cdot 10^{-4}$	$7,53 \cdot 10^{-5}$
1,4	$1,96 \cdot 10^{-5}$	$2,16 \cdot 10^{-6}$	$1,95 \cdot 10^{-4}$	$8,11 \cdot 10^{-5}$
1,5	$2,10 \cdot 10^{-5}$	$2,31 \cdot 10^{-6}$	$2,09 \cdot 10^{-4}$	$8,69 \cdot 10^{-5}$

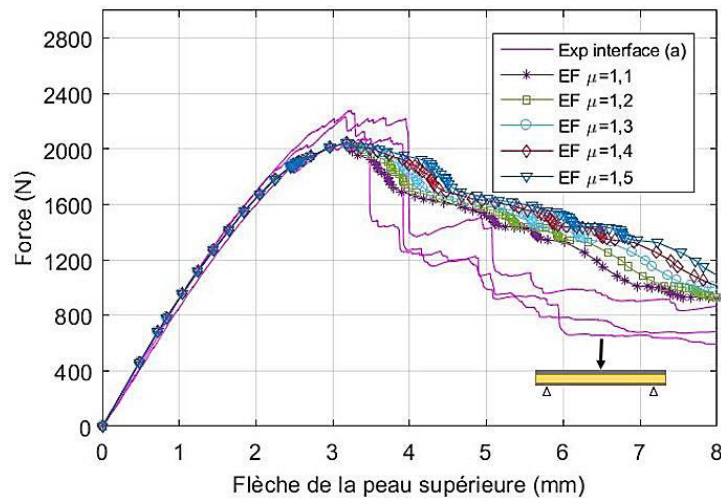


Figure 3.30 Flexion 3 points avec l'interface (a) : confrontation des résultats du modèle avec les courbes expérimentales.

Une vue générale du mode de rupture donné par la simulation est exposée dans la Figure 3.31. En cohérence avec les observations expérimentales du mode de rupture, l'image montre un glissement relatif des nœuds des deux matériaux entre la ligne de chargement et l'appui. Une séparation des deux couches de la peau hybride supérieure est également constatée aux alentours de l'appui. La Figure 3.32 quantifie l'ouverture en mode I et le glissement en mode II à une flèche de 3 mm. Les limites de la légende sont les valeurs des paramètres δ_n^f et $\delta_s^f(t)$. Ainsi, les zones de couleur grises et noir correspondent à des zones d'interface complètement endommagées. La cartographie expose une rupture en mode II qui s'initie aux alentours de la ligne de chargement dans la peau supérieure et vers l'appui dans la peau inférieure. Elle montre aussi l'initiation d'une rupture en mode I dans la peau inférieure au droit de l'appui. Par ailleurs, elle indique clairement une dépendance entre la position des connecteurs et les zones où s'initie la rupture des interfaces, du fait de concentrations de contrainte.

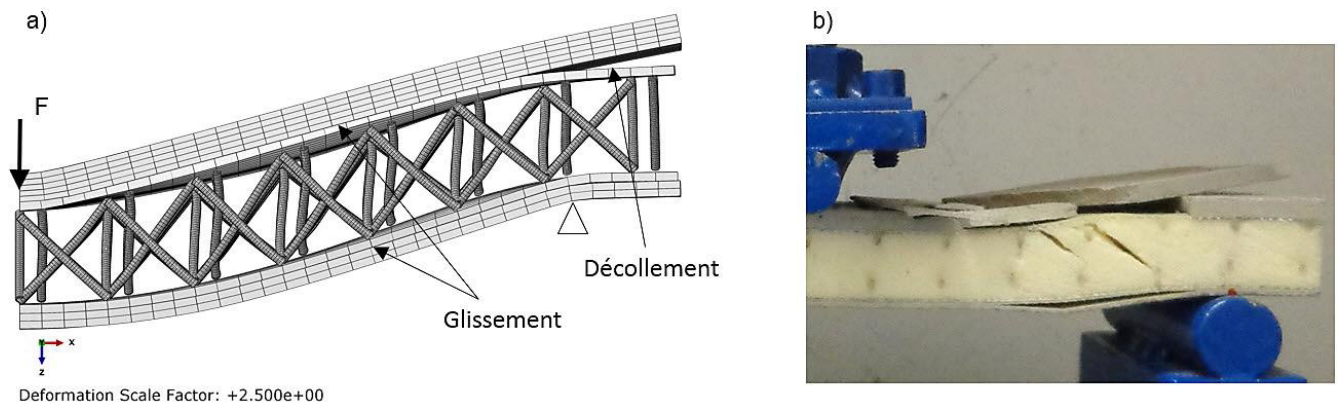


Figure 3.31 a) Vue globale de la rupture du spécimen simulé avec l'interface (a) à 8 mm de flèche. b) Mode de rupture expérimental.

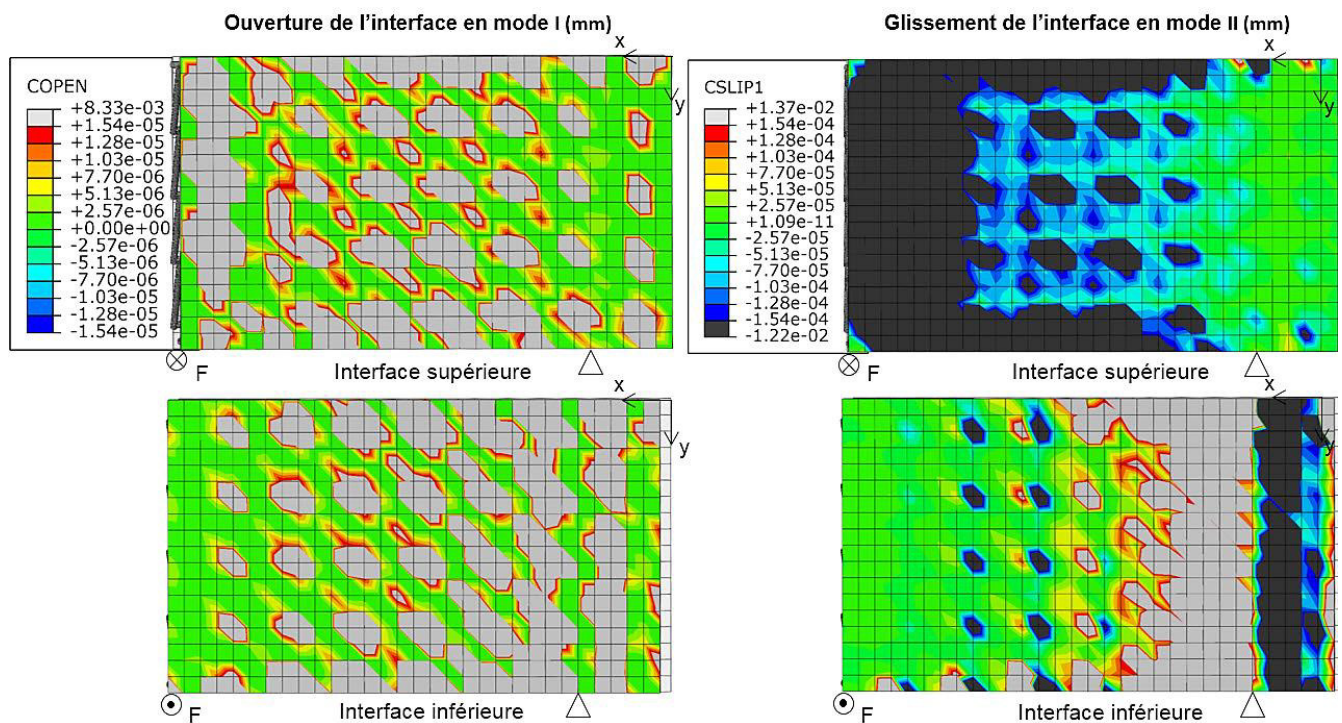


Figure 3.32 Cartographie dans le plan de l'ouverture de fissure et du glissement à l'interface (a) à 3 mm de flèche.

5.3.2 Interface (d)

Le résultat de la modélisation du panneau hybride avec l'interface (d) est présenté dans la Figure 3.33. Il présente un bon accord avec les courbes enregistrées expérimentalement. Le jeu de paramètre utilisé est donné dans le Tableau 3.10. La contrainte ultime déduite de l'essai push-out n'étant pas la contrainte de rupture en mode II de l'interface, cette valeur a été variée de 1,58 à 2 MPa sans pour autant influencer significativement sur la réponse force-flèche. La variation du paramètre μ a abouti à la même observation. De ce fait, nous avons conclu que la rupture est gouvernée par l'endommagement des couches minérales dans une proportion largement plus grande

que ce qu'elle ne l'est par l'endommagement de l'interface. Nous ne pouvons donc pas conclure sur les valeurs de contrainte ultime et d'énergie dissipée à la rupture de l'interface en mode II.

Tableau 3.10 Jeux de paramètre de la simulation de l'interface (d).

μ	δ_n^f (mm)	G_{cn} (N/mm)	$\delta_s^f(t)$ (mm)	$G_{cs(ct)}$ (N/mm)
1,1	$5,18 \cdot 10^{-5}$	$1,92 \cdot 10^{-5}$	$2,92 \cdot 10^{-4}$	$2,31 \cdot 10^{-4}$

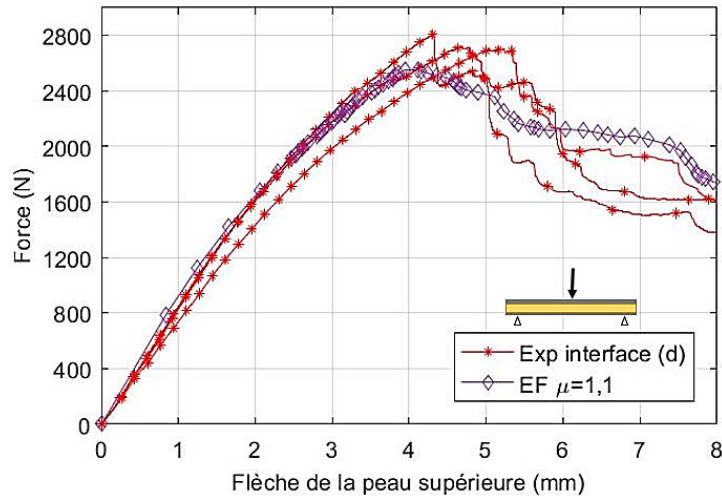


Figure 3.33 Flexion 3 points avec l'interface (d) : confrontation des résultats du modèle avec les courbes expérimentales.

Le mode de ruine de la simulation numérique a été validé en visualisant les contraintes normales dans les couches minérales à 3 mm de flèche. Elles sont présentées dans Figure 3.34. Sur la couche minérale supérieure, nous pouvons voir que la contrainte ultime de compression est atteinte à mi-travée et que la contrainte ultime de traction l'est également au droit de l'appui. Concernant la couche minérale inférieure, la fissuration s'initie numériquement à mi-travée puis se propage, alors qu'expérimentalement celle-ci était plus prononcée à 8 cm environ de l'appui pour l'ensemble des éprouvettes. Cela est attribué à un défaut d'excentricité / perpendicularité dans l'application du chargement. L'illustration de l'endommagement des couches minérales par la visualisation des contraintes normales a été préférée à la visualisation des variables d'endommagement pour limiter la taille de la figure (comme les variables d'endommagement en compression et en traction sont différentes, une illustration au travers de ces paramètres demanderait deux visualisations pour chaque couche).

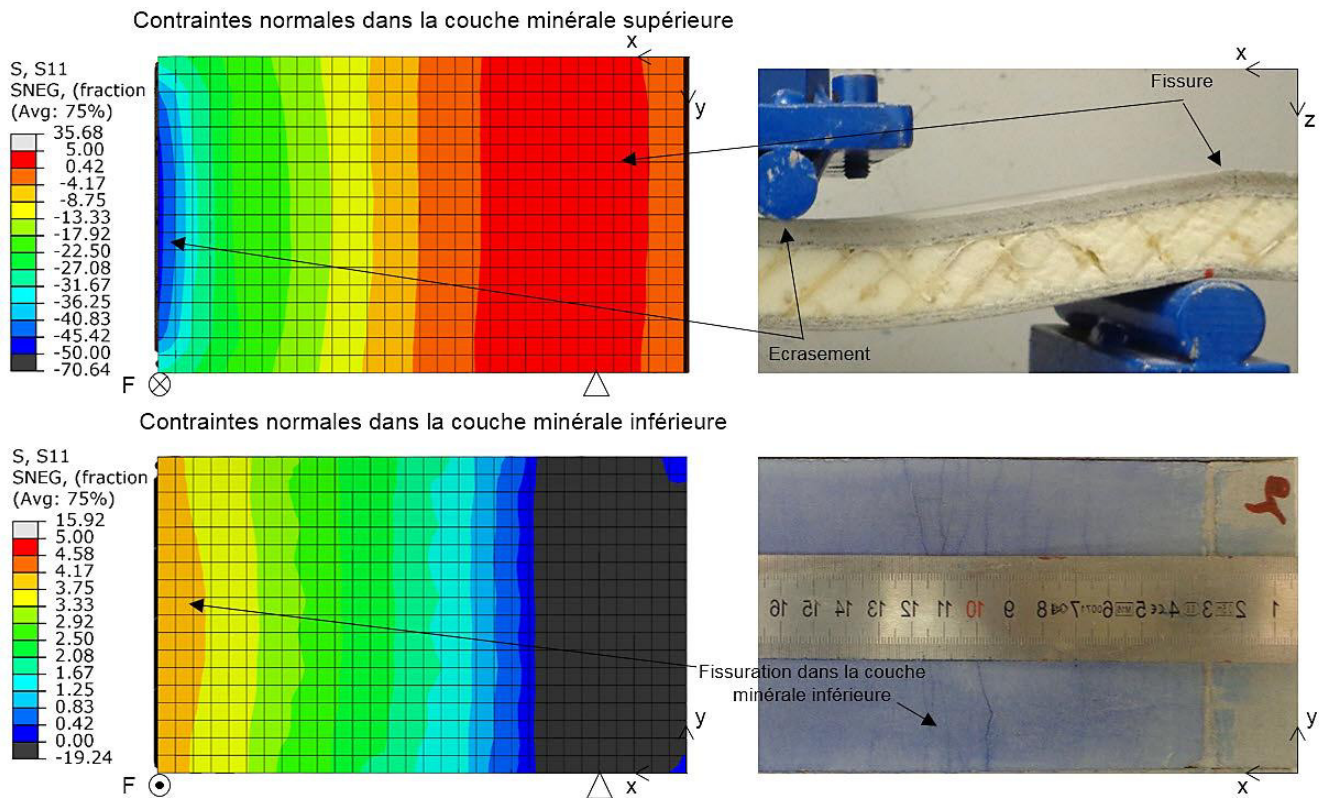


Figure 3.34 Distribution des contraintes normales dans les couches minérales à 3 mm de flèche et validation du mode de rupture de la modélisation.

Conclusions

Globalement, ce chapitre a permis d'expliciter les paramètres gouvernant l'endommagement de la couche minérale et de comprendre les phénomènes mécaniques régissant la rupture de l'interface entre la couche en GFRP et le matériau minéral.

La caractérisation des six configurations d'interface en mode I et II a donné lieu aux conclusions suivantes :

- L'application d'un primaire d'adhérence augmente la contrainte ultime de 227% en mode I et de 46% en mode II. L'ajout d'alcool polyvinylique avant le gâchage du matériau minéral a donné des résultats médiocres ;
- La configuration d'interface présentant les meilleures propriétés mécaniques est celle comportant une couche intercalaire de sable. Par rapport à la configuration de référence, elle présente un gain de 236% pour la contrainte ultime en mode I. Le mode de rupture enregistré dans l'essai push-out de cette configuration ne permet pas de conclure sur une valeur de contrainte ultime en mode II.

La distribution non-homogène de la rugosité dans le substrat donne lieu à des concentrations de contrainte et à des dispersions de résultat conséquentes en mode II.

L'essai de flexion trois points, effectué sur des configurations avec les interfaces (a) et (d), a donné lieu à deux modes de rupture différents : une ruine de l'interface suivi de la rupture de la couche minérale dans le cas de l'interface (a) et une fissuration et un écrasement de la couche minérale dans le cas de la configuration (d). Du fait de l'amélioration des propriétés mécaniques de l'interface, le changement de mode de rupture a permis l'atteinte d'une force de rupture plus élevée (gain de l'ordre de 25%) et la dissipation d'une quantité d'énergie plus grande (gain de l'ordre de 52%).

L'implémentation des paramètres mécaniques de l'interface et de la couche minérale dans le modèle EF a permis l'obtention de résultats numériques cohérents avec les essais expérimentaux, tant sur les courbes force-flèche que sur les modes de rupture. La rupture de la couche minérale et de l'interface est prédite par la modélisation proposée. En addition avec les conclusions du précédent chapitre, le modèle éléments finis proposé est estimé robuste pour le dimensionnement et la vérification de structure. Bien que la valeur de la contrainte ultime en mode II ne soit pas précisant extraite, la valeur implémentée est sécuritaire.

Chapitre 4 Comportement en flexion des panneaux sandwichs de grandes dimensions

Les panneaux sandwichs trouvent leur intérêt dans des applications de grandes portées où ils sont sollicités en flexion. En effet, ils présentent un rapport rigidité / masse permettant de satisfaire les différents critères de dimensionnement avec des structures légères. Comme évoqué dans la revue bibliographique du Chapitre 1 (page 8), les applications du génie civil sont diverses et variées. Les critères normatifs de ces dernières sont définis par rapport aux contraintes et à la flèche, aux états limites ultimes et de services.

Après l'étude du comportement mécanique du panneau sandwich à une échelle intermédiaire dans les chapitres 2 et 3, il est utile d'évaluer le comportement de grands panneaux dans le but de statuer sur la validité des conclusions précédentes à grande échelle, telles que l'utilisation du modèle développé et le transfert de charge à l'interface des deux matériaux qui composent les peaux hybrides. Par ailleurs, le dimensionnement et la vérification du panneau étudié pour des utilisations dans le secteur du bâtiment sont importants pour démontrer ses intérêts.

Dans ce chapitre, nous présentons premièrement un essai de flexion effectué sur des panneaux de 120 cm × 60 cm. Deux interfaces entre le matériau minéral et GFRP ont été testées : l'interface de référence (a) et l'interface avec une couche intermédiaire de sable (d) (cf. page 117 pour plus de détail sur ces interfaces). Ensuite, nous comparons les réponses expérimentales et numériques pour valider le modèle vis-à-vis du comportement global et local à cette échelle. Enfin, nous exposons un dimensionnement de ces panneaux et leurs vérifications par rapport aux différents critères réglementaires, pour des utilisations en tant que panneaux de façade et prédalles pour la réhabilitation de plancher.

1 Essai de flexion sur des panneaux de 120 cm × 60 cm

Des panneaux de 120 cm × 60 cm ont été soumis à un chargement réparti. L'essai est présenté dans la Figure 4.1. La section des panneaux est semblable à celle décrite dans la page 110 du Chapitre 3 (une couche minérale supérieure de 5 mm et une couche minérale inférieure de 2 mm). La portée de l'essai a été de 108 cm. Un chargement réparti a été retenu dans le but de se rapprocher au plus des conditions de dimensionnement et d'exploitation. Il a été appliqué sur une longueur de 64 cm à l'aide d'un coussin gonflable soumis progressivement à une pression d'air. L'essai a donc été conduit par le chargement. Des précautions ont été prises avant de commencer l'essai afin de s'assurer que le coussin soit totalement en contact avec le panneau et ainsi garantir un chargement homogène. Un capteur de pression a permis de suivre la valeur du chargement. A mi-travée, le déplacement a été enregistré par un LVDT et les déformations dans les couches minérales ont été suivies par des jauges. Les données ont été acquises avec une fréquence de 2 Hz. Le bâti d'essai permet une flèche maximum de 50 mm.

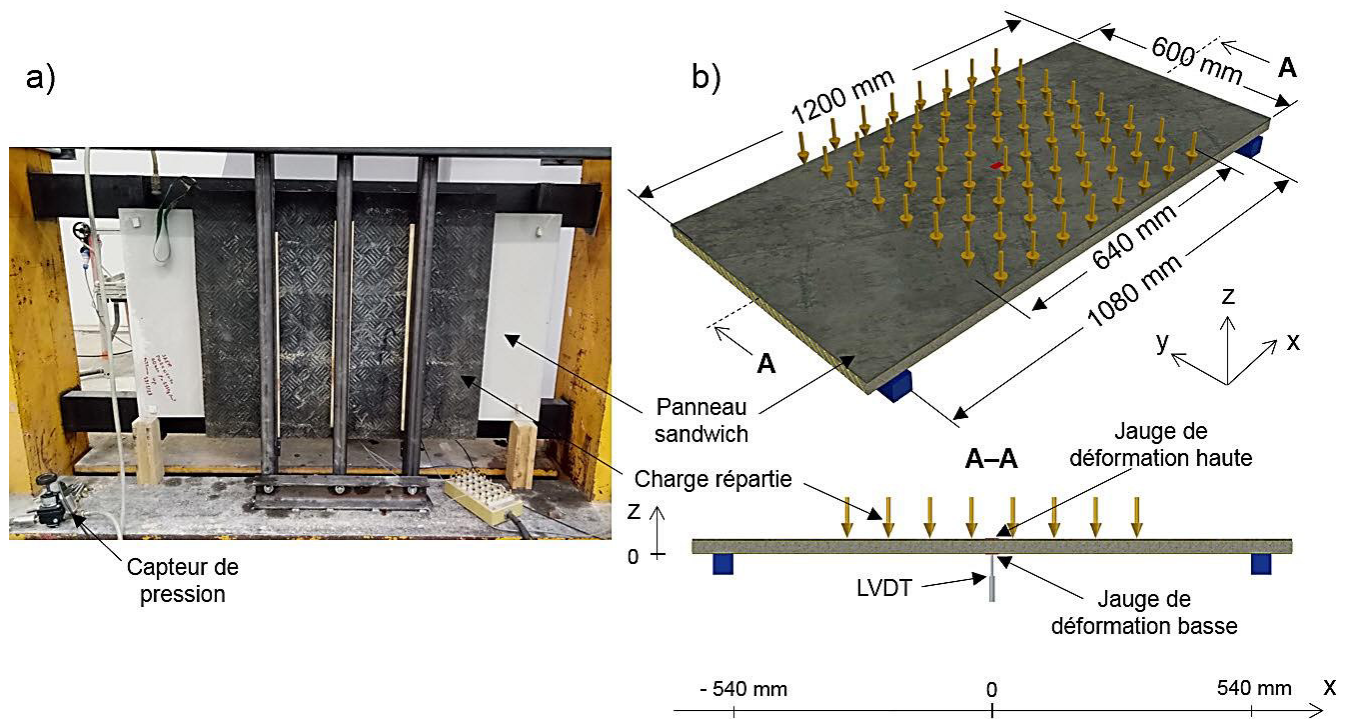


Figure 4.1 a) Illustration de l'essai de flexion sous chargement réparti. b) Schéma de l'essai, portée, position du capteur de déplacement et des jauges de déformation.

Différentes configurations de plaques ont été testées pour évaluer l'impact mécanique de l'épaisseur de l'âme et du grammage du textile en fibre de verre des peaux en GFRP. Elles sont présentées dans le Tableau 4.1. Ainsi, deux épaisseurs d'âme esp_{peaux} , de 10 mm et de 20 mm et deux grammages de textile bidirectionnel, de 200 gr/m^2 et de 400 gr/m^2 (dans chaque direction), ont été retenus. Dans l'ensemble de ces configurations, l'interface séparant les peaux en GFRP et les couches minérales s'agit de l'interface de référence (a) (cf. page 117 pour plus de détail sur cette interface).

Tableau 4.1 Configurations de plaque testées.

Dénomination	Epaisseur de l'âme (mm)	Grammage du textile $[0^\circ, 90^\circ]$ (gr/m^2)	Masse (kg/m^2)
BD400_10	10	200	15,8
BD400_20	20	200	16,7
BD800_20	20	400	17,9

La Figure 4.2 présente les résultats obtenus du test de flexion effectué sur les différentes plaques. Ils sont présentés en termes de courbe pression-flèche. Le comportement global est décrit par une courbe bilinéaire gouvernée par les paramètres k_1 , $P_{fissure}$ et k_2 . k_1 et k_2 correspondant respectivement à la rigidité flexionnelle du panneau avec une couche minérale inférieure non-fissurée et fissurée. $P_{fissure}$ est la pression à laquelle la

première fissure apparaît. Les valeurs de ces caractéristiques sont données dans le Tableau 4.2. La première observation à faire par rapport à ces résultats expérimentaux est la grande dispersion des valeurs de la caractéristique $P_{fissure}$. Cela s'explique par le caractère stochastique de l'apparition de fissures dans le matériau minéral. En effet, outre l'atteinte de la valeur ultime en traction, la fissuration dépend également de la distribution des imperfections (pores, microfissures apparaissant lors de la cure) présentes dans la fine couche de 2 mm. Concernant les valeurs de k_1 et k_2 , nous observons une augmentation de ces caractéristiques lorsque l'épaisseur de l'âme et le grammage du textile des peaux en GFRP augmentent. Néanmoins, la rigidité flexionnelle k_1 du panneau BD400_10 est largement supérieure à celles des panneaux BD400_20 et BD800_20. N'étant pas mécaniquement justifiable, ce résultat a été invalidé et a été attribué à un défaut de mise en contact entre la plaque et le coussin d'air. En début d'essai, cela peut aboutir à un chargement brusque et/ou à un chargement plus ponctuel que réparti. Par ailleurs, la ruine prématurée de plaque 3 de la configuration BD800_20 est à souligner. Un défaut de mise en œuvre lors de l'infusion sous vide a donné lieu à un vide entre les peaux et l'âme aux extrémités de la plaque, aboutissant à une ruine par cisaillement de la plaque (cf. Figure 4.8).

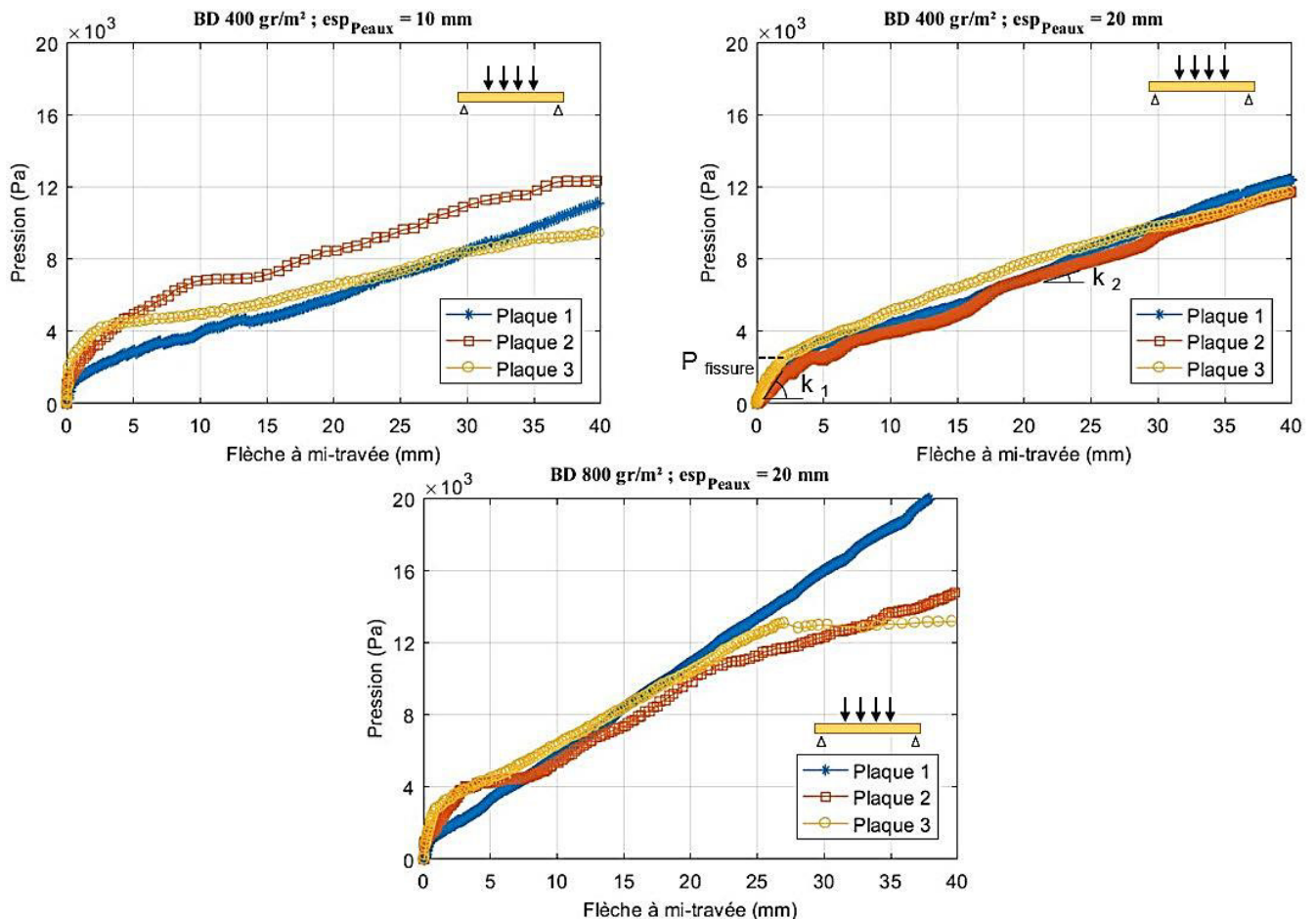


Figure 4.2 Courbes expérimentales pression-flèche des différentes configurations de plaque soumises à un chargement réparti.

Tableau 4.2 Caractéristiques mécaniques extraites de l'essai de flexion effectué sur les plaques de 120 cm × 60 cm.

Dénomination		k_1 (N.m ⁻³)	$P_{fissure}$ (Pa)	k_2 (N.m ⁻³)
BD400_10	Plaque 1	5888×10^3	855	222×10^3
	Plaque 2	5869×10^3	1328	222×10^3
	Plaque 3	4205×10^3	1953	177×10^3
Moyenne		5320×10^3	1379	207×10^3
CoV (%)		14,83	32,62	10,14
BD400_20	Plaque 1	908×10^3	2305	289×10^3
	Plaque 2	817×10^3	1801	276×10^3
	Plaque 3	1257×10^3	2574	241×10^3
Moyenne		994×10^3	2227	269×10^3
CoV (%)		19,08	14,39	7,59
BD800_20	Plaque 1	2578×10^3	931	517×10^3
	Plaque 2	2410×10^3	977	431×10^3
	Plaque 3	3039×10^3	2724	412×10^3
Moyenne		2676×10^3	1544	454×10^3
CoV (%)		9,94	54,05	10,07

La comparaison des rigidités flexionnelles k_1 et k_2 est présentée dans la Figure 4.3. Pour les raisons indiquées précédemment, le résultat k_1 des plaques BD400_10 a été annulé. Les histogrammes indiquent un gain de rigidité k_1 de 169% quand le grammage du textile des peaux en GFRP passe de 200 gr/m² à 400 gr/m². Ils montrent également que des gains de rigidité k_2 de 30% et de 69% sont respectivement enregistrés du fait de la variation de l'épaisseur de l'âme (de 10 mm à 20 mm) et du fait de la variation du grammage du textile des peaux en GFRP.

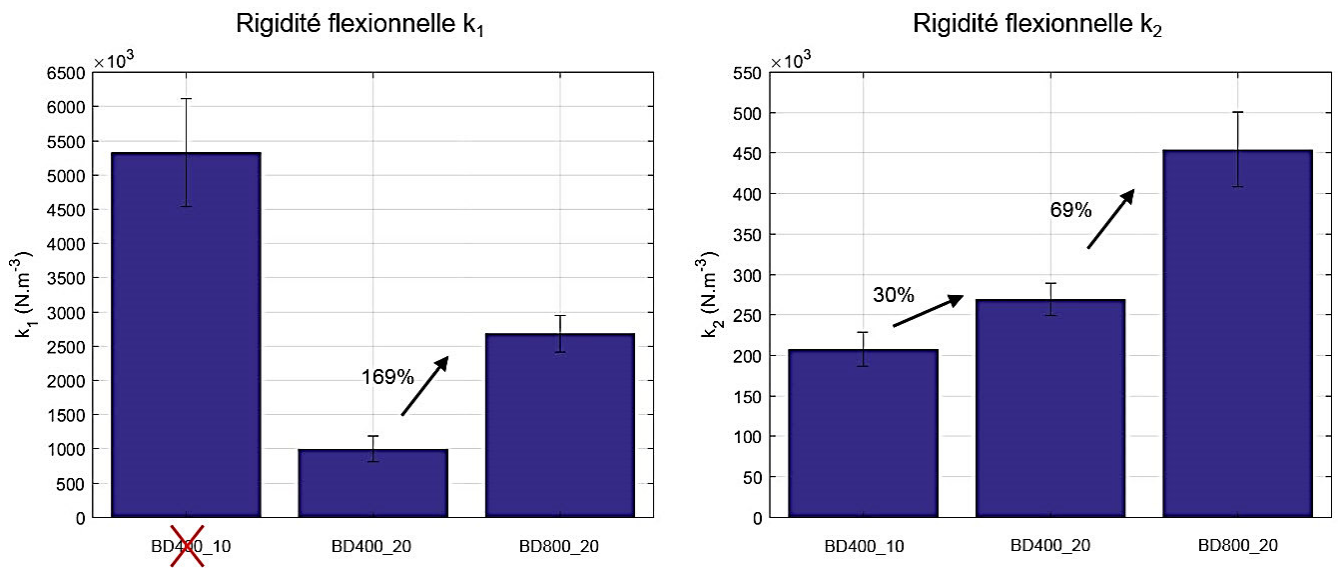


Figure 4.3 Illustration de la variation des rigidités flexionnelles en fonction du type de plaque testé.

Le comportement local des sections à mi-travée est présenté dans la Figure 4.4 en termes de courbes pression-déformation. Les jauges collées sur la fibre supérieure et inférieure de la section sont représentées sur le même graphique. Nous retrouvons dans ces courbes le comportement bilinéaire remarqué sur les courbes pression-flèche. Lors de l'apparition de la première fissure, nous observons une perte de rigidité dans la réponse, qui s'explique par la redistribution des contraintes dans la section et sa réduction occasionnée par la fissuration. Quand la première fissure apparaît au droit de la jauge, dans la plupart des cas cette dernière devient inexploitable (cf. Figure 4.4). Lorsque la première fissure n'apparaît pas exactement à mi-travée, la jauge inférieure enregistre la relaxation du matériau avant que celui-ci se déforme plus rapidement (cf. Figure 4.4), du fait de la réduction de la section. Lors du développement des fissures suivantes, les phénomènes de relaxation se multiplient dans la couche minérale inférieure jusqu'à ce qu'il n'y ait plus d'effort transmis à cette dernière. Dans le cas où il n'y a pas eu de fissure au droit de la jauge inférieure et que ces phénomènes ont été enregistrés, nous avons fait le choix de ne pas les représenter pour des raisons de lisibilité.

En adéquation avec l'essai de caractérisation du matériau minéral, la première fissure de la couche minérale inférieure apparaît à une déformation inférieure ou égale à la déformation ultime enregistrée lors de la caractérisation en traction (0,029%). La déformation de la fibre supérieure pour une flèche de 40 mm ne dépasse pas 0,25%. Cela montre que le matériau minéral n'est sollicité qu'à 36% de sa contrainte ultime en compression et que nous sommes loin d'une ruine par écrasement de celui-ci.

Dans deux cas, des erreurs dans la mise en place de l'essai ont abouti à une défaillance des jauges. Il s'agit de la jauge inférieure de la plaque 3 de la configuration BD400_10 et de la jauge supérieure de la plaque 1 de la configuration BD800_20.

La dispersion de ces courbes se justifie entre autres par la dépendance entre la déformation des peaux et la position des connecteurs. En effet, il est intuitif de penser que la courbe de déformation des peaux le long de la portée n'est pas lisse à cause d'une transmission d'effort ponctuelle, se faisant au droit des têtes de connecteur. Les incertitudes de découpage des panneaux et de positionnement des jauges peuvent donc impacter grandement la déformation enregistrée. Par ailleurs, les variations d'épaisseur du matériau minéral peuvent également avoir une grande incidence vu la faible épaisseur de ces couches.

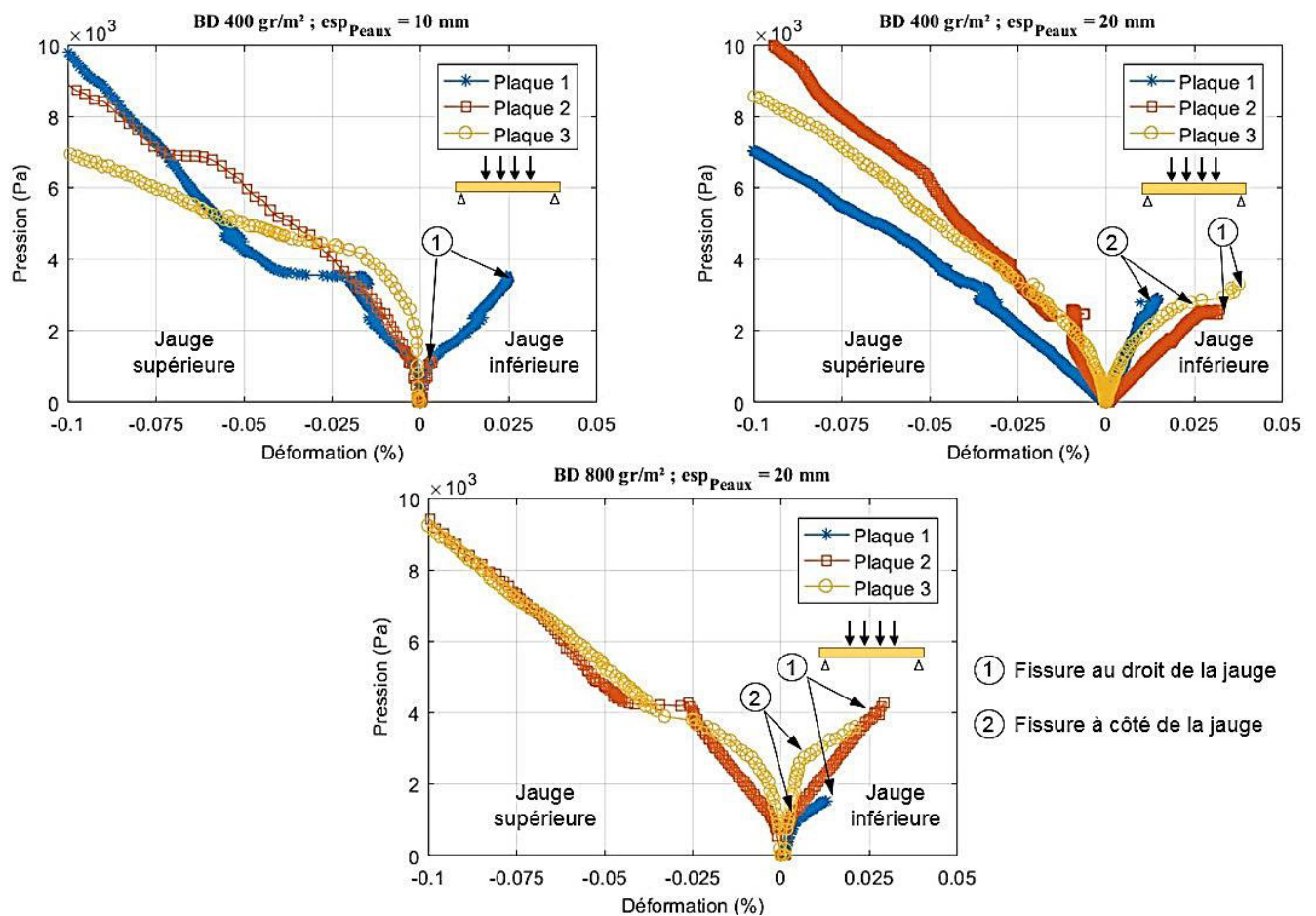


Figure 4.4 Courbe expérimentales pression-déformation des différentes configurations de plaque testées.

Dans le but d'évaluer l'impact de l'augmentation des propriétés mécaniques de l'interface entre les peaux en GFRP et les couches minérales, sur le comportement global et local à cette échelle, nous avons testé une plaque BD800_20 avec l'interface (d) (cf. page 117 pour plus d'information sur cette interface). La couche de sable a

donc été collée sur la plaque en GFRP avant le coulage des deux couches minérale (cf. Figure 4.5). Cette couche intercalaire donne lieu à une augmentation de masse d'environ $4,5 \text{ kg/m}^2$ provoquée par le sable et la résine nécessaire à son collage.

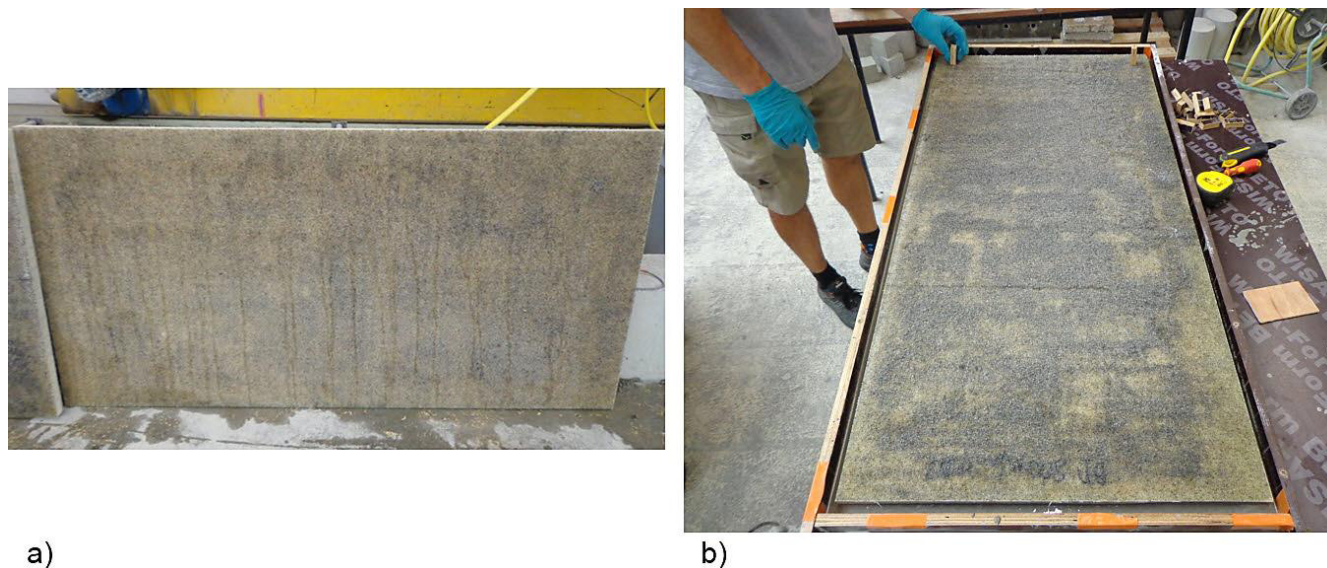


Figure 4.5 a) Plaque BD800_20 avec l'interface (d). b) Plaque BD800_20 avec l'interface (d) pendant la phase de coulage.

Les résultats du comportement global et local de ce test sont présentés dans la Figure 4.6, où ils sont comparés aux résultats des plaques BD800_20 obtenus avec l'interface de référence (a). La comparaison n'indique aucune différence notable dans le comportement global et local en ces deux configurations. Cela nous amène à conclure que l'interface entre les deux matériaux des peaux hybrides n'est pas endommagée à cette échelle et sous ce chargement, dans une configuration comme dans l'autre. Néanmoins, un endommagement de celle-ci se localise certainement au droit des fissures et de part et d'autre de ces dernières, sur une certaine longueur dite « longueur de transfert ».

Bien qu'il n'y ait pas de différence notable sous un chargement statique, l'impact des bonnes propriétés mécanique de l'interface (d) pourrait être plus remarquable pour éviter le décollement de la couche minérale inférieure sous un chargement de fatigue. En effet, une fois que cette dernière est multi-fissurée, ses différents segments seront soumis à un mode mixte à chaque cycle. Dans ce cas, l'intérêt de plus hautes contraintes ultimes en mode I et en mode II peut être souligné par une étude complémentaire allant dans ce sens.

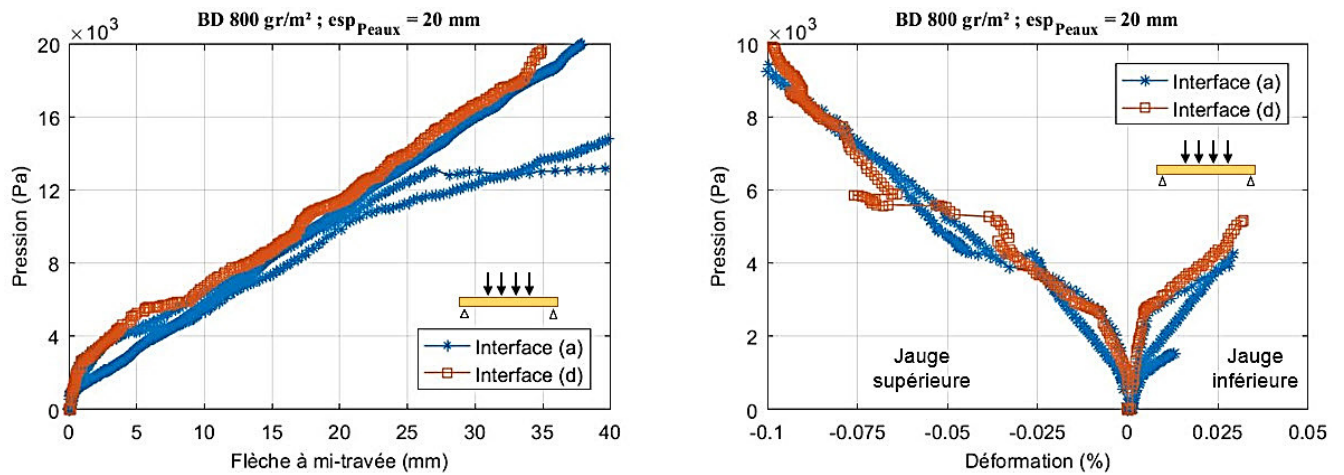


Figure 4.6 Influence de l'interface (a) et (d) sur le comportement local et global de la configuration BD800_20.

Une multi-fissuration de la couche minérale inférieure a été enregistrée pour l'ensemble des plaques testées, sans qu'un décollement de celle-ci ne soit observé. La Figure 4.7 compare qualitativement le faciès de multi-fissuration obtenu avec l'interface (a) et l'interface (d), lors du test de la configuration BD800_20. Nous observons que les fissures sont plus nombreuses dans le cas de l'interface (d) et qu'elles sont moins espacées. Par ailleurs, nous avons pu remarquer pendant l'essai que l'ouverture de fissure est plus conséquente dans le cas de de l'interface (a). Ces constats peuvent s'expliquer par une longueur de transfert plus petite dans le cas de l'interface (d), donnant lieu à une transmission d'effort qui est maintenue plus longtemps pendant l'essai. L'apparition de fissures est ainsi favorisée.

La flèche maximum étant limitée par le bâti à 50 mm, nous n'avons pas pu aller jusqu'à la ruine complète du panneau. Néanmoins, les charges atteintes expérimentalement (au minimum 1000 kg/m²) dépassent largement les charges de dimensionnement usuelles du génie civil. De plus, le critère de flèche de 1 / 150 de la portée a été dépassé. Les panneaux ont donc été sollicités au-delà des plages de chargement et de flèche usuelles.

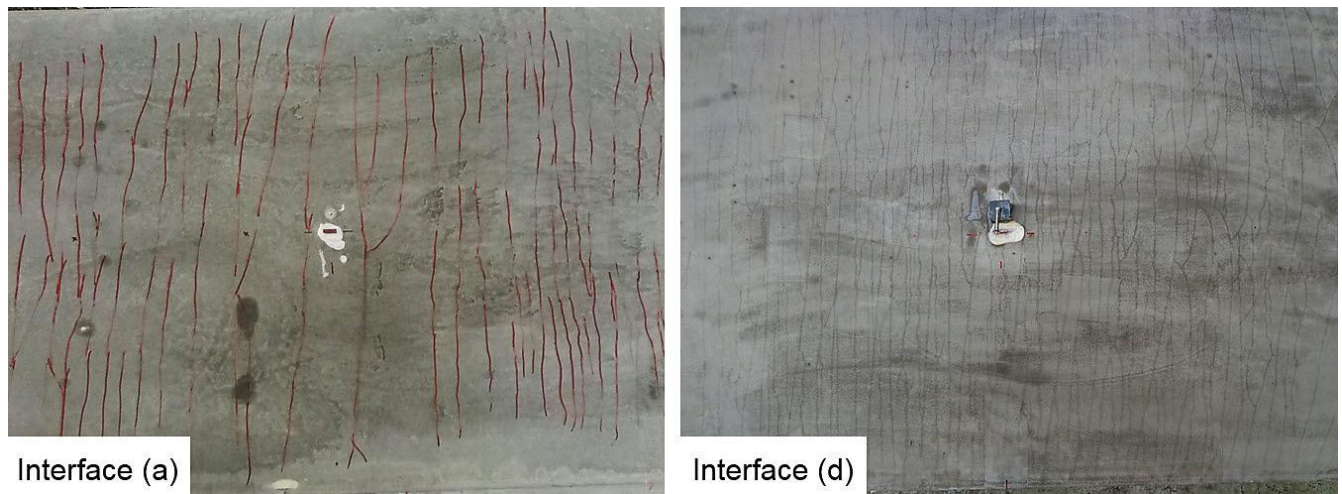


Figure 4.7 Faciès de la multi-fissuration de la couche minérale inférieure de la configuration BD800_20 avec l'interface (a) et l'interface (d).



Figure 4.8 Rupture par cisaillement de la plaque 3 de la configuration BD800_20.

2 Validation du modèle EF vis-à-vis des résultats des panneaux de 120 cm × 60 cm

Dans le but d'utiliser le modèle proposé précédemment dans le dimensionnement de grands éléments pour des applications du bâtiment, il est nécessaire de le valider en termes de rigidité flexionnelle par rapport aux résultats expérimentaux présentés ci-avant et de vérifier que l'endommagement (multi-fissuration) observé expérimentalement est reproduit par celui-ci. Pour maintenir la taille de ce rapport raisonnable, les résultats présentés ci-après concernent le panneau BD400_20. La confrontation des résultats des autres panneaux est présentée dans l'ANNEXE D (les résultats de caractérisation de la peau BD800 sont donnés dans l'ANNEXE C). De

plus, une modélisation avec une homogénéisation de l'âme par la définition d'un volume élémentaire représentatif (VER) est proposée dans cette section pour des fins de réduction de temps de calcul.

2.1 Modélisation des panneaux de 120 cm × 60 cm

La Figure 4.9 présente le maillage, les conditions aux limites, les conditions de chargement et les conditions de liaison des différents composants du panneau sandwich modélisé. Prenant en considération les deux plans de symétrie (Oxz) et (Oyz) du panneau, seulement un quart de celui-ci a été modélisé. L'appui a été simulé en bloquant le déplacement U_z le long de la ligne d'abscisse $x = 540$ mm. Le chargement a été appliqué avec une pression uniforme sur la zone concernée. À propos du maillage, les mêmes éléments finis utilisés dans les chapitres précédents ont été retenus (cf. Figure 4.9). Prenant en considération les conclusions du Chapitre 2 (cf. page 104), des éléments barres ont été choisis pour la modélisation des connecteurs, négligeant ainsi le cisaillement et la flexion de ces derniers. La taille du maillage utilisé est conforme aux études de convergence présentées précédemment. Un côté de 5 mm a été retenu dans la direction longitudinale et transversale des peaux. Le matériau minéral a été divisé en plusieurs couches de 1 mm d'épaisseur. Ayant démontré le faible apport mécanique de la mousse polyuréthane dans le Chapitre 2, cette dernière n'a pas été modélisée. Pour lier les couches minérales aux peaux en GFRP, les déplacements relatifs $U_x, U_y, U_z, R_x, R_y, R_z$ des nœuds de ces deux matériaux ont été bloqués. Ainsi, une interface parfaite a été considérée. De la même manière, les déplacements relatifs U_x, U_y, U_z entre les peaux en GFRP et les têtes de connecteurs ont été bloqués (cf. Figure 4.9). Un schéma implicite avec une résolution par la méthode de Newton a été adopté. Les modèles retenus pour les peaux en GFRP et le matériau minéral sont ceux présentés précédemment : respectivement le modèle d'Hashin et le modèle CDP. Du fait de la modélisation des connecteurs par des éléments treillis, un modèle élastique a été retenu pour ces derniers. Les propriétés mécaniques avec lesquelles le modèle a été implémenté sont celles utilisées dans les modélisations précédentes.

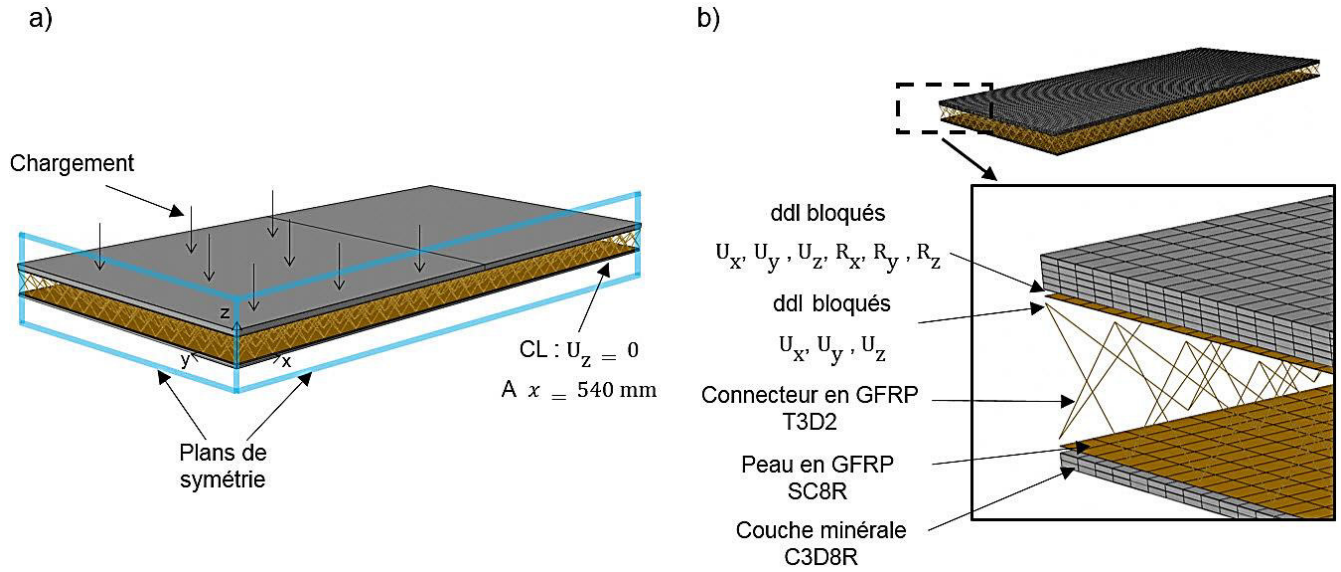


Figure 4.9 a) Conditions aux limites appliquées dans la modélisation des panneaux de 120 cm x 60 cm. b) Types d'éléments finis dans le maillage et les degrés de libertés bloqués entre les connecteurs et les peaux en GFRP et entre les peaux en GFRP et les couches minérales.

La Figure 4.10 présente la confrontation des résultats de modélisation du panneau BD400_20 avec les courbes expérimentales. Le comportement bilinéaire est reproduit par le modèle EF. Nous observons un bon accord en termes de rigidité flexionnelle k_1 et k_2 avec des erreurs respectives de 33% et de 6% par rapport aux résultats expérimentaux. L'erreur conséquente enregistrée sur la rigidité k_1 peut s'expliquer, comme évoqué précédemment (cf. page 150), par la non-maitrise de la vitesse de chargement en début d'essai. La confrontation des courbes pression-déformation reproduit l'initiation de la fissuration à mi-travée dans la couche minérale inférieure par une déformation plastique de l'élément endommagé.

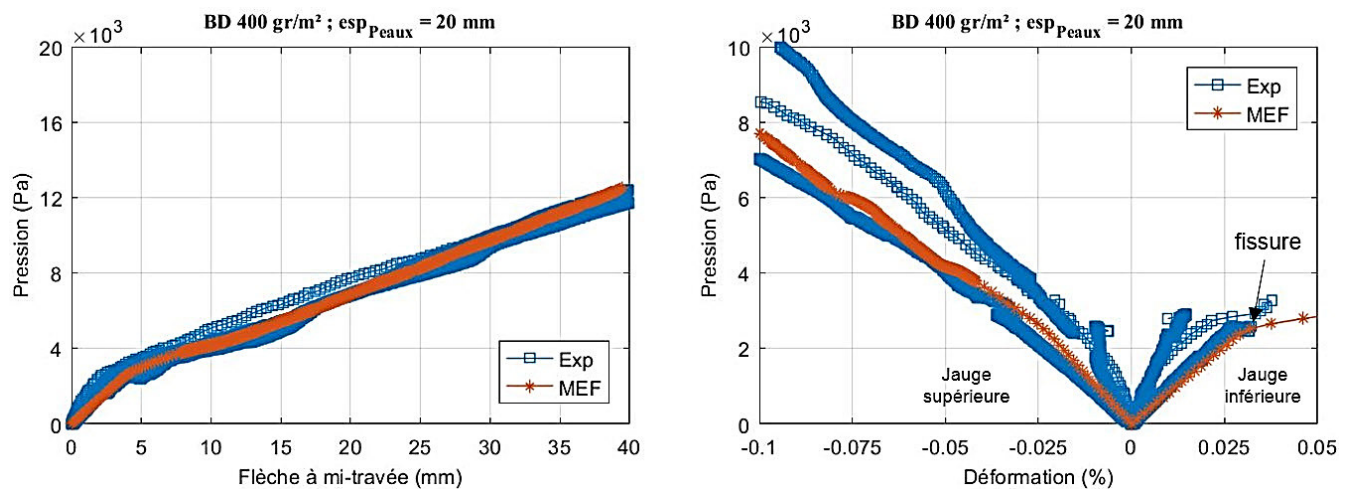


Figure 4.10 Confrontation des résultats de la modélisation du panneau BD400_20 avec les courbes expérimentales.

La visualisation de la distribution de la contrainte normale σ_{xx} dans la section à mi-travée pour différents pas de chargement (cf. Figure 4.11) illustre la redistribution de contrainte s'opérant dans la section quand une fissure se développe, et démontre la prédiction de l'initiation de fissures par le modèle. La Figure 4.11 présente également la distribution de la contrainte σ_{xz} dans la section à mi-travée. Nous pouvons y observer un saut de contrainte à l'interface entre les couches des peaux hybride, conformément à la théorie dite « zig-zag » présentée dans la revue bibliographique (cf. page 26). En mode II, la contrainte à l'interface peut être estimée par la valeur absolue de la soustraction des contraintes des points d'intégrations adjacents au plan de l'interface (cf. Figure 4.11). Cette investigation, montre une concentration de contrainte au droit de la fissure quand celle-ci apparaît. A titre d'exemple, la contrainte σ_{xz} à l'interface inférieure atteint 0,86 MPa à une pression de 4 kPa. Il y a donc un endommagement de cette interface au droit des fissures. A contrario, la contrainte à l'interface supérieure ne dépasse pas 0,32 MPa à mi-travée. L'investigation de celle-ci vers les appuis montre également qu'elle ne dépasse pas la contrainte ultime enregistrée expérimentalement (0,83 MPa). Cela va dans le sens des observations expérimentales où aucun décollement de matériau minéral n'a été remarqué, et conforte notre hypothèse d'interface parfaite pour la modélisation de grands panneaux (à partir d'une portée de 108 cm).

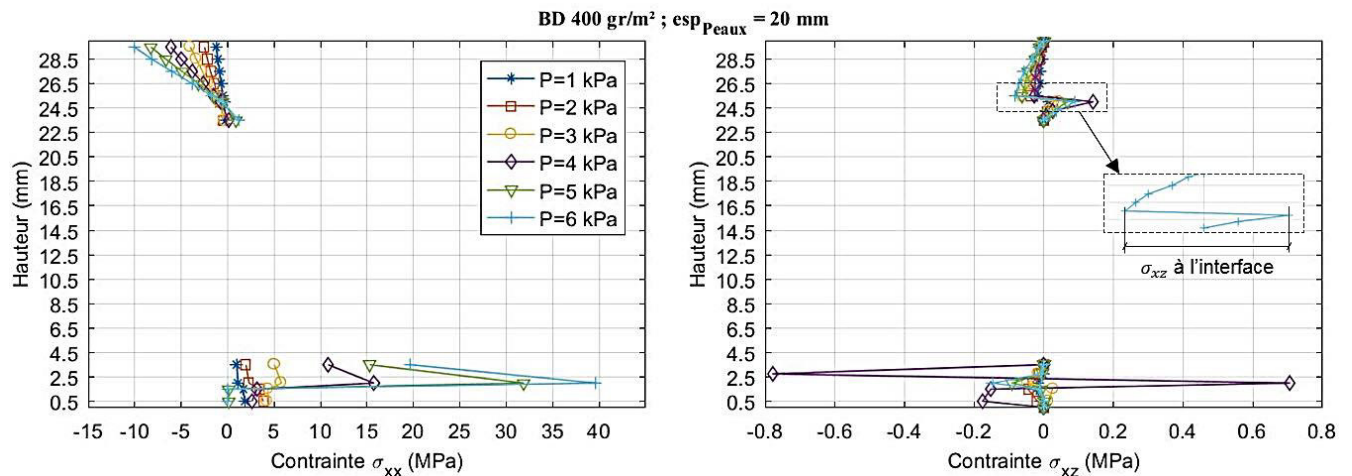


Figure 4.11 Réponse numérique de la distribution des contraintes σ_{xx} et σ_{xz} dans la section à mi-travée.

La distribution de la contrainte normale σ_{xx} le long de la portée est présentée dans la Figure 4.12. Il s'agit de la contrainte dans la couche minérale inférieure à une hauteur de 0,5 mm. La visualisation de cette dernière permet tout d'abord de remarquer que la courbe n'est pas lisse, à cause des effets locaux de la transmission d'effort par les connecteurs de façon ponctuelle. La comparaison des courbes à différents pas de chargement montre la propagation de la fissuration de long de la portée et indique une initiation de celle-ci à mi-travée, avant sa propagation. Cela est confirmé par les cartographies de la variable d'endommagement d_t , accompagnant chaque graphique. Numériquement, l'espacement entre les fissures est régulier et est de 20 mm. Cela correspond à

l'espace entre les têtes de connecteurs esp_{cu} . Ce constat théorique n'est pas vérifié expérimentalement en raison de l'impact des imperfections dans la couche minérale de 2 mm, sur l'apparition des fissures.

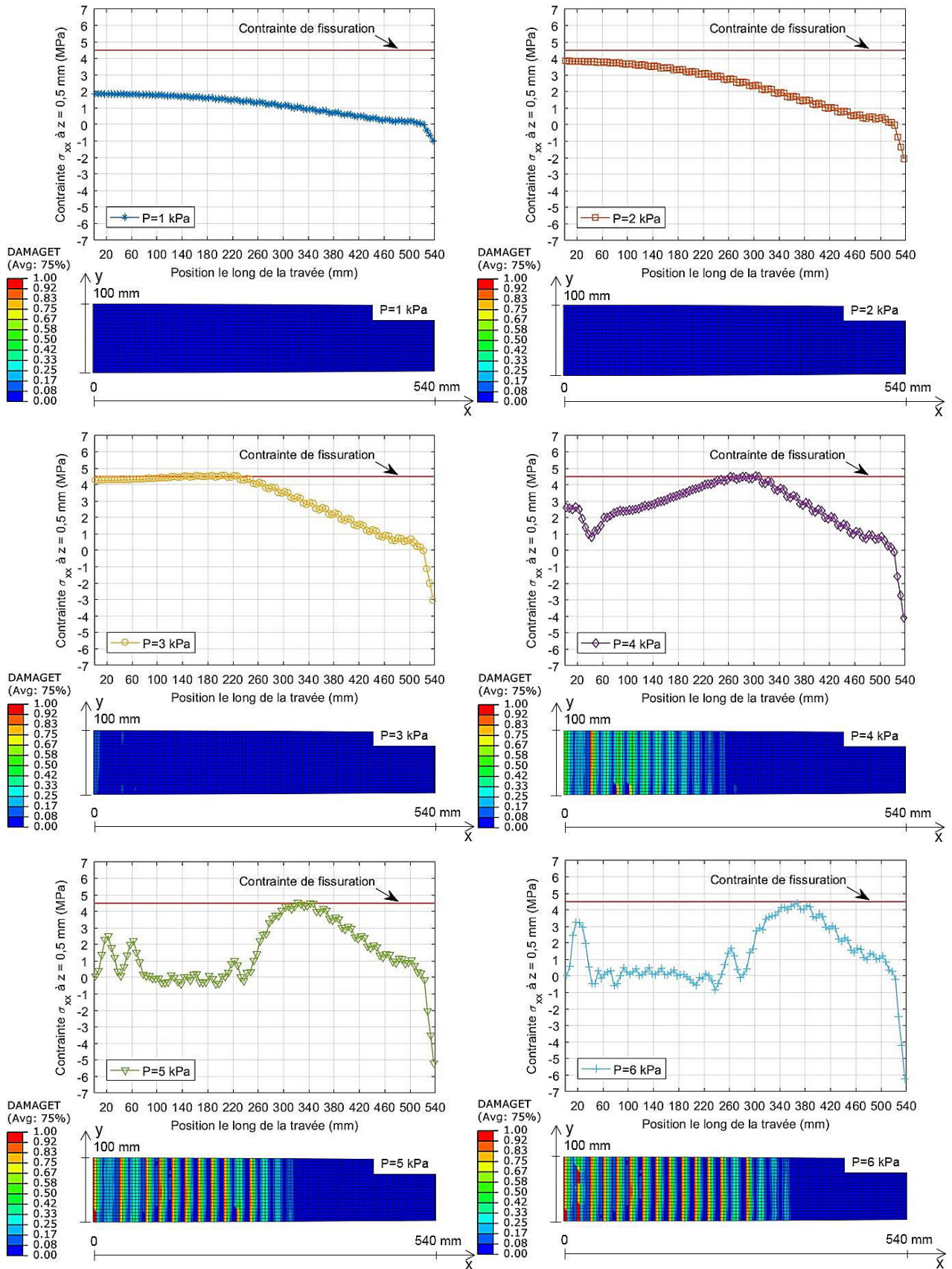


Figure 4.12 Distribution de la contrainte σ_{xx} le long de la travée et visualisation de la propagation de la fissuration.

2.2 Homogénéisation de l'âme

Bien que la modélisation présentée précédemment donne des résultats satisfaisants en comparaison avec les courbes expérimentales, le temps de calcul que dure la résolution du problème EF est de l'ordre de 16 h. Celui-ci est grandement dû au nombre conséquent de nœuds / éléments nécessaire à la modélisation du panneau de 120 cm × 60 cm (96 945 nœuds pour modéliser un quart de panneau). Afin de le réduire, nous proposons dans cette section d'homogénéiser le comportement élastique de l'âme par la définition d'un volume élémentaire représentatif (VER) dont les propriétés mécaniques seront à identifier.

Le comportement mécanique du VER doit satisfaire les relations de Cauchy qui imposent que le tenseur élastique soit symétrique. Les modules de cisaillement G_{yz} , G_{xz} , G_{xy} doivent alors être respectivement égaux aux modules G_{zy} , G_{zx} , G_{yx} . En d'autres termes, le nombre de connecteurs sollicités doit être le même dans les différents plans de cisaillement. Cette condition a conduit au choix du VER présenté dans la Figure 4.13. Il a un volume de 20 × 20 × 20 mm, compte quatre connecteurs et correspond au quart de la cellule unitaire de l'âme défini dans la Figure 2.3.

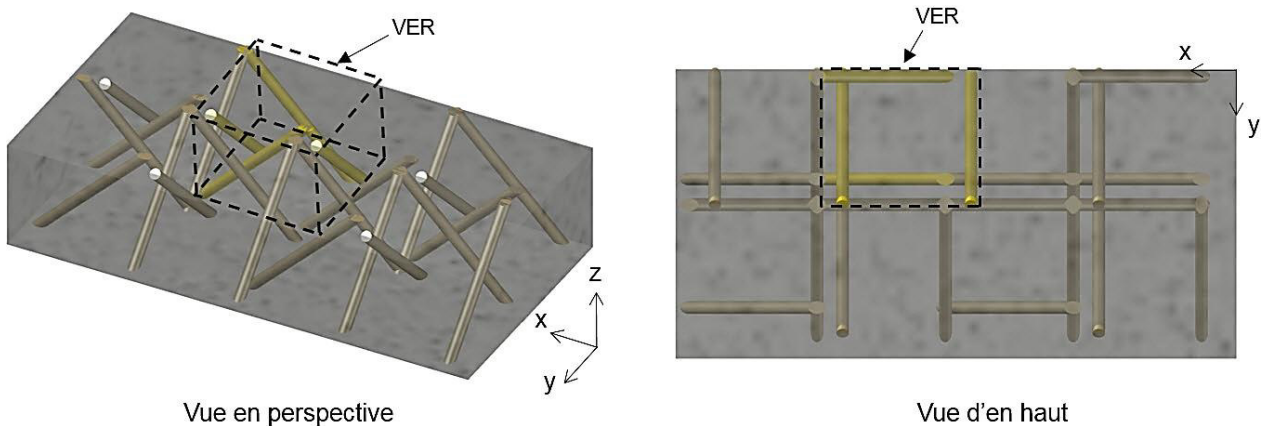


Figure 4.13 Définition du volume élémentaire représentatif (uniquement les connecteurs en jaune font partie du VER).

Pour identifier les propriétés mécaniques élastiques de ce volume élémentaire représentatif, nous l'avons soumis numériquement à des sollicitations de traction et de compression selon les axes x , y et z et à des sollicitations de cisaillement dans les plans yz , zy , xz , zx , xy , yx . Les réponses obtenues sont présentées dans la Figure 4.14. Elles sont exprimées en termes de contraintes équivalentes en fonction de déformations équivalentes. Ces dernières sont calculées par l'intermédiaire de la réaction d'appui totale et du déplacement imposé, qui sont rapportés au volume de 20 mm³ (respectivement rapportés à la surface sollicitée dans le VER et à sa longueur initiale).

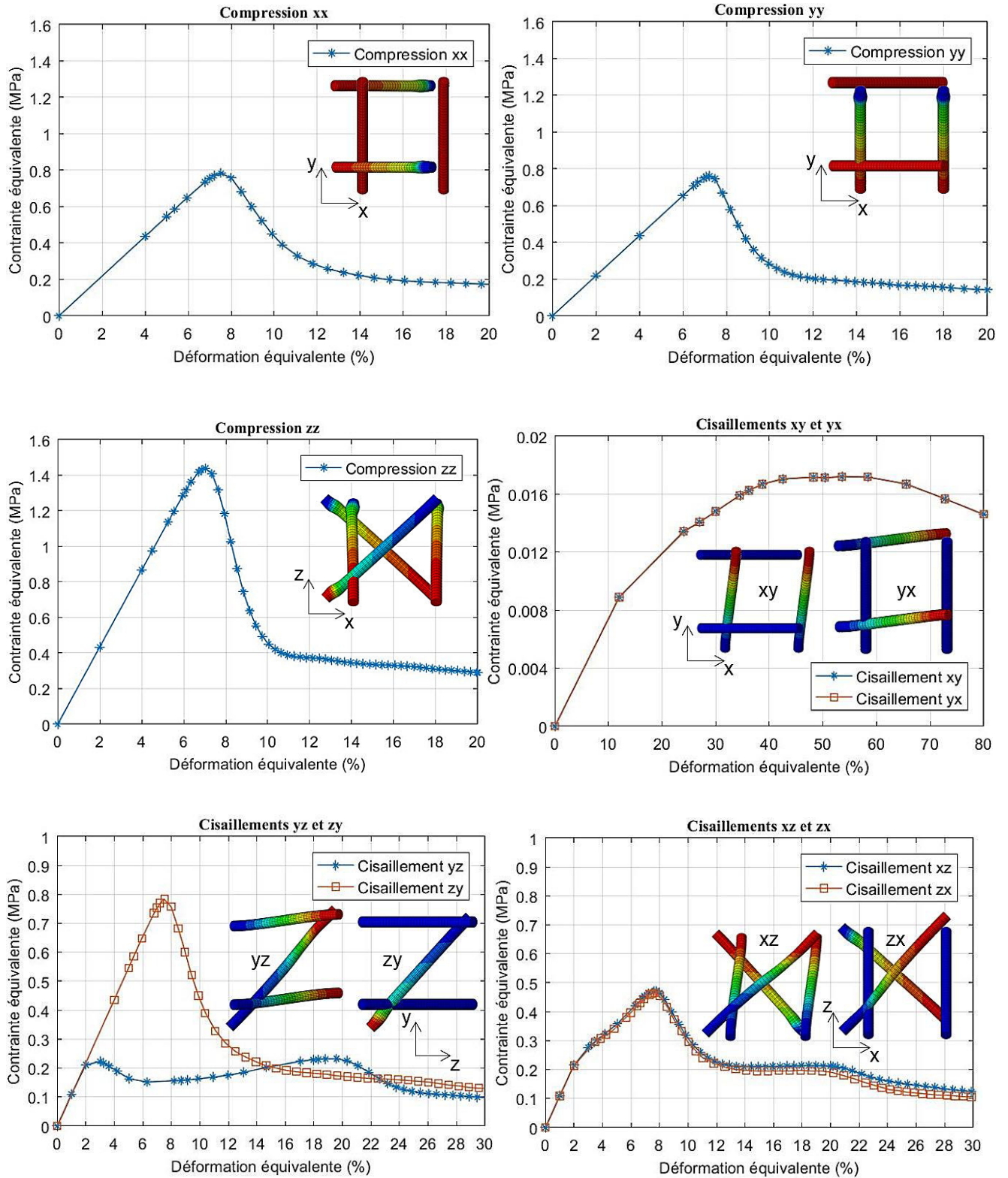


Figure 4.14 Réponses du VER sous des sollicitations de compression et de cisaillement (réponses équivalentes pour le volume de 20 mm³).

Les réponses enregistrées sont différentes en fonction du nombre de connecteur mis en jeu par chaque type de sollicitation. Les compressions selon les axes x et y sollicitent chacune deux connecteurs alors que la compression selon l'axe z en sollicite quatre. Cela explique que cette dernière soit plus rigide que les deux premières. Les cisaillements xy et yx sollicitent chacun deux connecteurs, justifiant la parfaite superposition de leurs réponses mécaniques. Les cisaillements yz et zy mettent respectivement en jeu quatre et deux connecteurs. Néanmoins, les comportements enregistrés en phase élastique sont identiques. Cela s'explique par la faible contribution mécanique des connecteurs transversaux à la direction du cisaillement (cf. la réponse de cisaillement de la Figure 2.48). L'influence sur la contrainte ultime et le comportement post-pic est quant à elle conséquente. Les cisaillements xz et zx sollicitent respectivement quatre et deux connecteurs. Les observations et justifications concernant les connecteurs transversaux sont également valables dans ce cas, mais leur impact est moins significatif. Dans le cisaillement xz comme dans le cisaillement zx , nous avons un connecteur comprimé qui gouverne la deuxième phase de la réponse bilinéaire que nous observons avant la contrainte ultime. Abstraction faites des connecteurs transversaux, les mêmes phénomènes mécaniques tiennent place et justifient la superposition des deux courbes. Ainsi, les réponses de cisaillement enregistrées valident le choix du volume élémentaire représentatif par rapport à la condition de symétrie de Cauchy. Toutefois, celle-ci n'est vérifiée que pour le domaine élastique (cf. cisaillements yz et zy). Cette homogénéisation de l'âme ne concernera donc pas la prédiction de ses contraintes ultimes et de son comportement post-pic (aucun endommagement de l'âme n'a été observé pour les panneaux de 120 cm × 60 cm).

Les résultats des sollicitations en traction selon les axes x , y et z ne sont pas présentés pour ne pas encombrer les figures. Dans leur phase linéaire, ils se superposent parfaitement sur les courbes de compression. La contrainte ultime en traction est différente de celle enregistrée en compression en raison de la différence des contraintes ultimes intrinsèques aux connecteurs (cf. Tableau 2.10).

L'identification du comportement mécanique élastique du VER s'est faite au travers des pentes des courbes de la Figure 4.14 qui donnent les modules d'élasticité et les modules de cisaillement. Ils sont présentés dans le Tableau 4.3. Les déformations transversales à un chargement de traction ou de compression étant abstraites, nous avons supposé le VER incompressible (coefficient de poisson de 0,5).

Tableau 4.3 Modules d'élasticité et modules de cisaillement du VER.

E_{xx} (MPa)	E_{yy} (MPa)	E_{zz} (MPa)	G_{xz} (MPa)	G_{yz} (MPa)	G_{xy} (MPa)
10,9	10,9	21,7	10,9	10,9	0.07

Ces caractéristiques ont été implémentées dans la modélisation EF au travers d'élément C3D8R de la même taille que le VER. La Figure 4.15 compare les résultats de la modélisation avec le VER (panneau BD400_20) et les résultats expérimentaux. Un bon accord entre les deux résultats est observé dans le cas de la réponse globale et locale. Les erreurs enregistrées pour les raideurs flexionnelles k_1 et k_2 sont respectivement de 15% et de 22%. Cette modélisation de l'âme par un VER est intéressante en termes de réduction de temps de calcul. Le nombre de nœuds nécessaire à la modélisation d'un quart du panneau est de 84969. Soit une réduction de 12% par rapport à la modélisation précédente. Le temps de calcul est réduit d'environ 6 h.

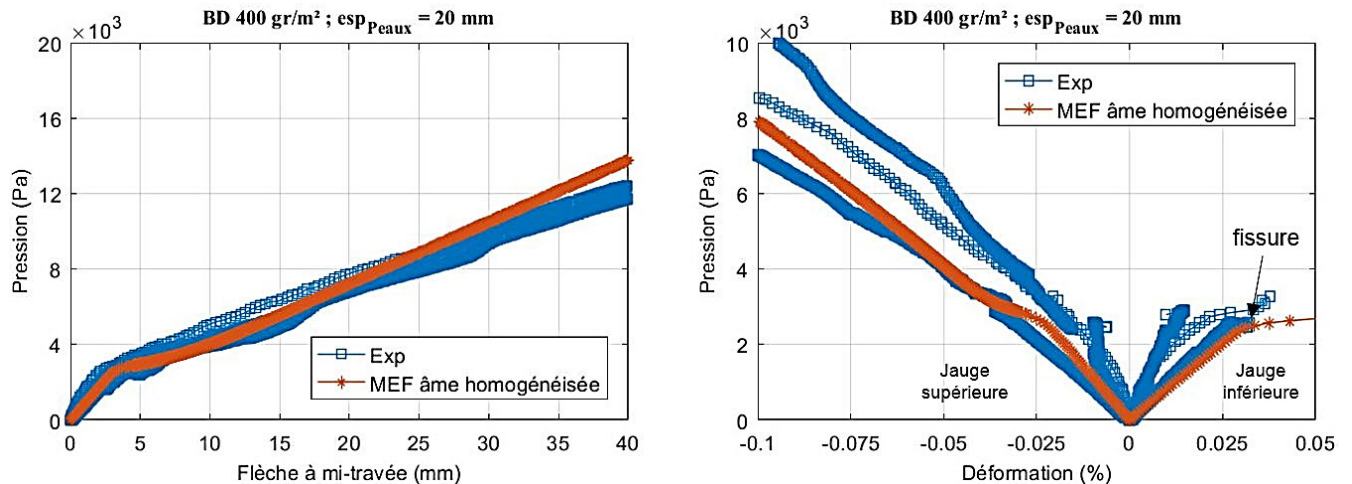


Figure 4.15 Confrontation des résultats de la modélisation du panneau BD400_20 en homogénéisant l'âme, avec les courbes expérimentales.

Au vu des résultats de cette modélisation, il en ressort que l'hypothèse d'incompressibilité prise sur le VER a peu d'impact sur le comportement du panneau. Toutefois, une identification plus rigoureuse des termes de la matrice de rigidité (pour déterminer les coefficients de poisson) peut être effectuée en soumettant le VER à des sollicitations combinées.

3 Application comme panneau de façade

L'intérêt de l'utilisation de ce panneau sandwich comme panneau de façade réside dans la réduction du nombre de montant et de fixation de l'ossature secondaire. En effet, sa rigidité flexionnelle peut permettre d'atteindre des portées plus grandes que les 60 cm d'entraxe usuel. A titre d'exemple, sur un chantier de pose de bardage de la marque *Trespa*, les estimations des conducteurs de travaux indiquent que le temps nécessaire à l'installation de l'ossature secondaire est d'environ 0,6 h/m². Avec une portée de 2m, le nombre de montant est divisé par deux. Dans ce cas, le temps de pose d'un bardage sur une façade de 300 m² (façade 30 m de long d'un

immeuble de trois étages) peut être réduit d'environ 90 h, suivant la complexité de la façade (ouvertures, balcons...).

Dans ce contexte, nous proposons de dimensionner le panneau sandwich étudié pour satisfaire les critères réglementaires en vigueur pour une portée de 2m. Ils sont énoncés par le classement reVETIR qui est explicité dans l'ANNEXE E. Concernant les charges de vent, ce classement définit quatre classes de résistance par rapport à des charges de pression et de dépression. La plus grande exigence est une pression de 1790 Pa et une dépression de 2235 Pa. Le classement reVETIR ne définit pas de critère de flèche. Toutefois il est d'usage dans le génie civil de dimensionner les éléments pour que la flèche ne dépasse pas 1 / 150 la portée (dans le cas des bardages, nous pouvons évoquer la convenance avec les joints des ouvertures et d'autres raisons esthétiques).

Les caractéristiques de la section pouvant être variées pour dimensionner le panneau sandwich sont multiples : le grammage du textile des peaux en GFRP, la géométrie des connecteurs, l'épaisseur des couches minérales et l'épaisseur de l'âme. Nous avons choisi de faire varier l'épaisseur de l'âme car c'est le paramètre donnant le plus grand ratio performances / masse. Une augmentation de 1 cm de cette épaisseur donne lieu à une augmentation de la masse du panneau qui ne dépasse pas 1 kg/m². Le dimensionnement a abouti à la section présentée dans Tableau 4.4. La couche minérale inférieure a été supprimée en raison de son décollement prématuré vis-à-vis des sollicitations de choc (cf. ANNEXE F). En effet, des critères réglementaires sont également à satisfaire par rapport aux impacts de corps dur et mous mais cette partie n'est pas abordée dans ce rapport. La suppression de la couche minérale inférieure impose l'ignifugation du panneau par un autre moyen tel que l'utilisation de matrice polymère avec une bonne réaction au feu ou l'application d'une couche de matériau intumescent.

Tableau 4.4 Section dimensionnée pour une utilisation en tant que panneaux de façade d'une portée de 2m.

Dénomination	esp_{Peaux} (mm)	Couche minérale sup / inf (mm)	Masse avec l'interface (a) / (d) (kg/m ²)
Façade_BD400_40	40	7 / 0	18,7 / 21,0

La Figure 4.16 présente la réponse numérique du panneau dimensionné sous un chargement uniforme de pression et de dépression de vent. Elle est obtenue en utilisant la modélisation présentée dans la section 2.1 de ce chapitre. Les courbes sont mises en contraste avec les critères des classes du classement reVETIR. Nous observons que la section proposée satisfait le critère de flèche de 1 / 150 de la portée pour la pression de vent de la classe V4 et la dépression de vent de la classe V3. La classe à satisfaire dépend de la zone géographique du bâtiment concerné et la classe V4 ne concerne que les DOM / TOM. Le panneau sandwich est donc utilisable comme panneau de façade en France métropolitaine avec la section définie précédemment.

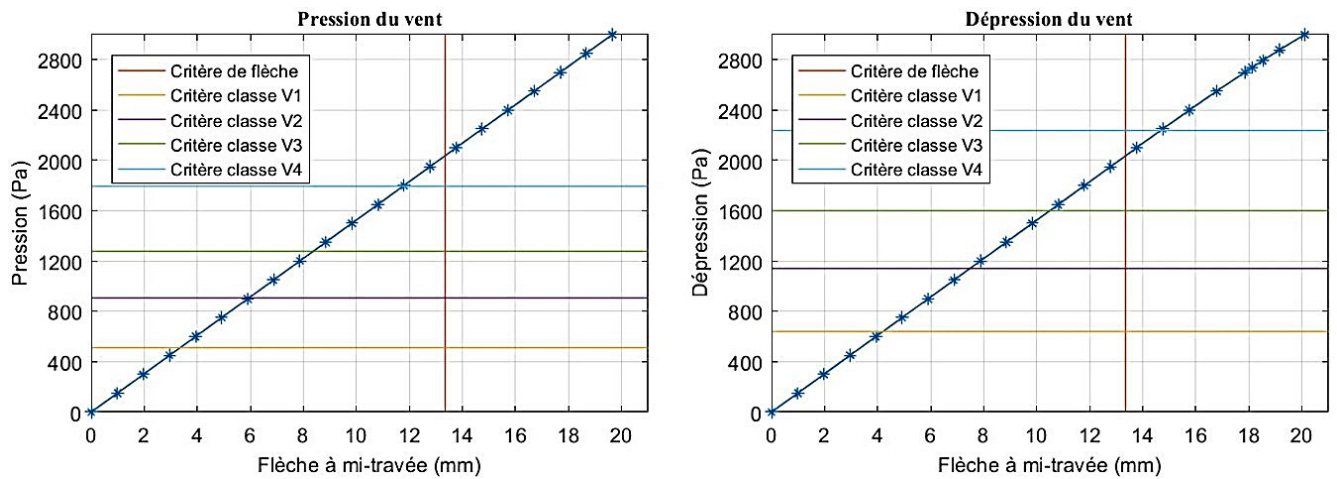


Figure 4.16 Réponse du panneau façade_BD400_40 (portée de 2m) soumis à la pression et à la dépression uniforme du vent : confrontation avec les critères du classement reVETIR.

La Figure 4.17 présente la distribution des contraintes normales σ_{xx} dans la section du panneau. Dans le cas d'une pression de vent, nous observons que les contraintes normales dans la section sont loin d'atteindre les contraintes ultimes des matériaux (environ 10%). La ruine du panneau étant écartée, le critère de flèche est dimensionnant en considérant la pression du vent. Dans le cas d'une dépression de vent, la couche minérale est tendue. En plus du critère de flèche, un œil attentif concernant la fissuration du matériau minérale doit être apporté en phase de dimensionnement. Pour la section proposée, la fissuration n'apparaît pas pour la dépression de la classe V3.

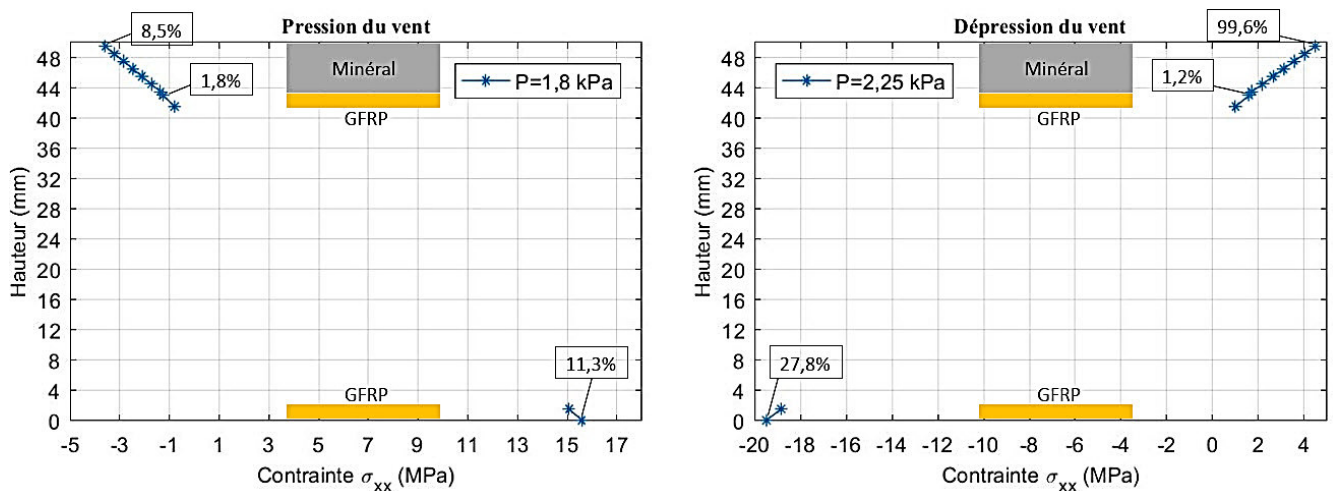


Figure 4.17 Contraintes normales σ_{xx} dans la section du panneau façade_BD40_40 (portée de 2m) et taux de sollicitation par rapport aux contraintes ultimes des matériaux.

4 Application en tant que prédalles dans la réhabilitation de bâtiments

La réhabilitation des plancher de bâtiment est de plus en plus courante devant le vieillissement du parc immobilier français. Dans ce type de chantier, les entreprises intervenantes font souvent face à un espace limité rendant difficile l'utilisation de matériels de levage. Le cas échéant, l'utilisation de panneaux sandwich légers comme prédalles peut s'avérer très intéressante. En plus d'une installation rapide, cette solution permet de ne pas surcharger la structure existante en comparaison avec un plancher en béton armé ou en bac acier.

Afin de conclure sur la possibilité d'utiliser le panneau sandwich étudié dans ce cadre, nous proposons de le dimensionner conformément aux combinaisons de charges de la norme NF EN 1991-1-4 [75]. Pour cela, un cas d'étude est défini dans la Figure 4.18. Le panneau de dalle est un carré de 5 m de côté. Le principe d'installation est de mettre en place des appuis périphériques et une poutre intermédiaire avant de fixer les différents panneaux qui constituent le plancher.

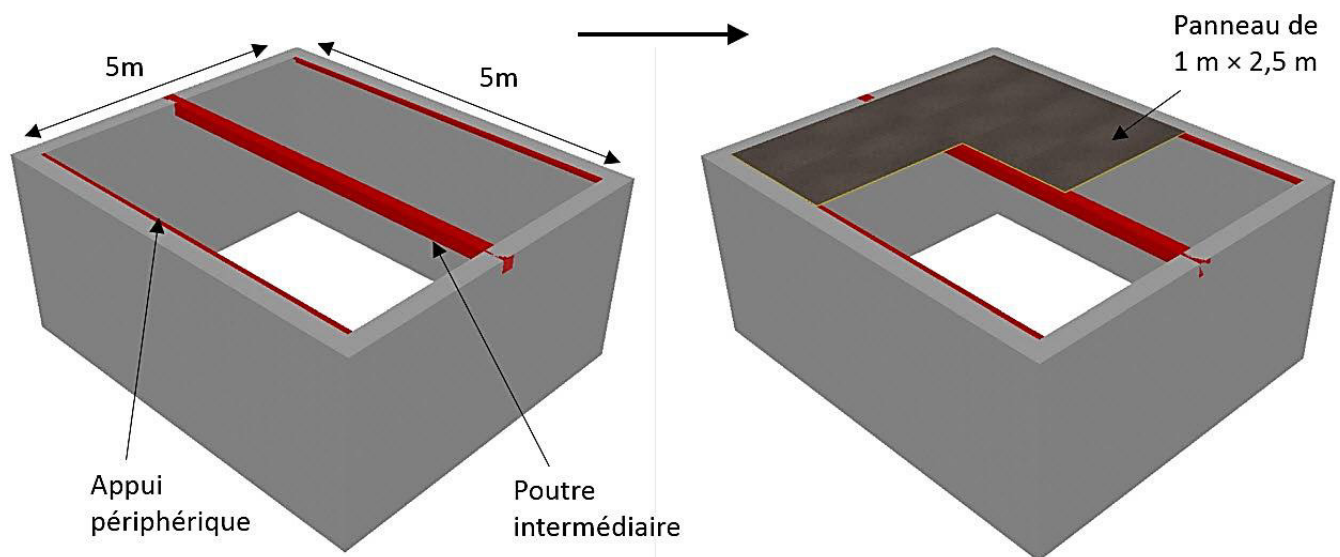


Figure 4.18 Cas d'étude pour l'utilisation du panneau sandwich comme prédalles.

Concernant les charges permanentes, le Tableau 4.5 détaille les valeurs prises en compte. La charge d'exploitation retenue est une charge d'espace courant de 150 kg/m^2 . Le panneau a été dimensionné par rapport aux combinaisons de charge les plus courantes des états limites ultimes et des états limites de service : à savoir, $1,35G + 1,5Q$ dans le premier cas et $G + Q$ dans le deuxième. La première combinaison est utilisée pour vérifier les contraintes dans la section et la deuxième est utilisée pour conclure vis-à-vis des critères de flèche.

Tableau 4.5 Charges permanentes prises en compte dans le cas d'étude.

Dénomination	Valeur (kg/m ²)
Poids propre	30
Revêtement	20
Cloisons	40
Faux plafond	15

Pour réduire la taille du maillage, nous avons fait le choix de ne modéliser qu'un seul panneau sandwich (cf. Figure 4.19). Nous avons retenu un panneau au droit de la mi-travée car les déplacements verticaux les plus importants se localisent à ce niveau-là. Comme le montre la Figure 4.19, les panneaux non modélisés sont pris en compte par des charges linéaires équivalentes, appliquées sur la poutre intermédiaire. Les appuis sont modélisés en bloquant le déplacement U_z aux extrémités de la poutre intermédiaire et au droit de l'appui périphérique du panneau.

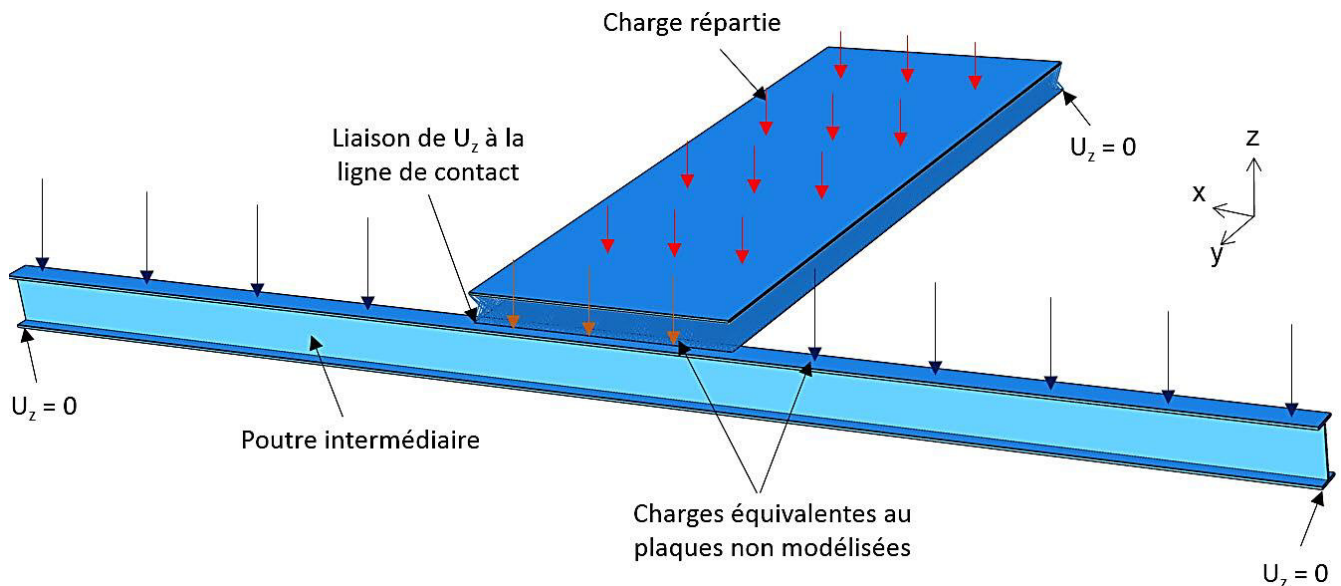


Figure 4.19 Choix de modélisation pour réduire la taille du maillage.

La modélisation présentée dans la section 2.1 de ce chapitre a été utilisée pour le dimensionnement. Après avoir analysé les réponses de différentes configurations en faisant varier l'épaisseur de l'âme, notre choix s'est orienté vers la section dont les caractéristiques sont présentées dans le Tableau 4.6. La couche minérale inférieure a été supprimée pour éviter sa fissuration prématurée (ce choix permet par ailleurs de réduire le temps de calcul à environ 45 mn pour le dimensionnement de cette application comme pour la précédente). La tenue au feu devra donc être garantie par un autre moyen, comme pour la section proposée pour une utilisation comme panneaux

de façade (matrice polymère ignifugée ou couche supplémentaire de matériau intumescent). Le dimensionnement a abouti à un IPE 200 pour la poutre intermédiaire.

Tableau 4.6 Section dimensionnée pour une utilisation comme prédalles de 2,5 m de portée sur un panneau de dalle carré de 5 m de côté.

Dénomination	esp_{peaux} (mm)	Couche minérale sup / inf (mm)	Masse avec l'interface (a) / (d) (kg/m ²)
Plancher_BD400_100	100	7 / 0	24,7 / 27,0

La Figure 4.20 présente la distribution de la contrainte normale σ_{xx} dans la section critique de l'IPE et du panneau, sous la combinaison d'action de l'ELU. Elle est définie comme étant la section où le moment est maximum. La section critique de l'IPE est à sa mi-portée. Dans le panneau sandwich, la position de la section critique dépend du rapport de rigidité entre la poutre intermédiaire et le panneau. Dans notre cas, elle est localisée à 121 cm de l'appui de rive du panneau. L'analyse des contraintes normales dans la section du panneau indique que les valeurs sont éloignées des contraintes ultimes des matériaux. La ruine en flexion est donc écartée. L'analyse des contraintes normales de la section de l'IPE 200 dicte l'utilisation d'un acier S 355 (ou changer d'IPE si un acier S 235 est imposé).

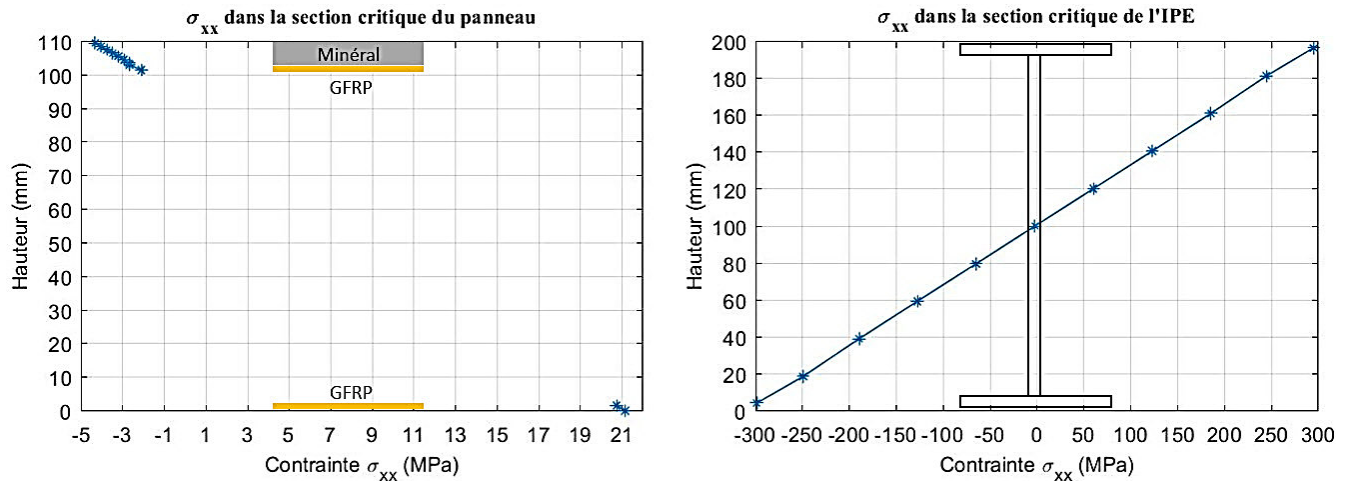


Figure 4.20 Contraintes normales σ_{xx} dans la section critique du panneau et de la poutre intermédiaire (à l'ELU).

Les contraintes normales n'étant pas très significatives, le critère dimensionnant sera donc la flèche du plancher. La Figure 4.21 confronte la flèche des sections critiques dans l'IPE et le panneau sandwich aux critères de flèches usuels ($L / 150$, $L / 200$, $L / 250$). Cette vérification est faite par rapport à la combinaison d'action de l'ELS (les réponses à l'ELU sont données à titre indicatif). Nous concluons que le plancher présenté satisfait les critères de flèche $L / 150$ et $L / 200$ avec des panneaux d'une masse de 67,5 kg (avec l'interface (d)). Selon les articles R. 4541-1 à 9 du code du travail, ces panneaux sont manportables par deux personnes. La norme AFNOR NFX 35-109 est plus restrictive que la réglementation. Elle autorise une masse maximum de 30 kg par personne (homme

entre 18 et 45 ans) avec une portée maximum toute les 5 mn. Une piste d'optimisation de la masse est l'obtention de l'interface (d) en minimisant la quantité de colle et de sable.

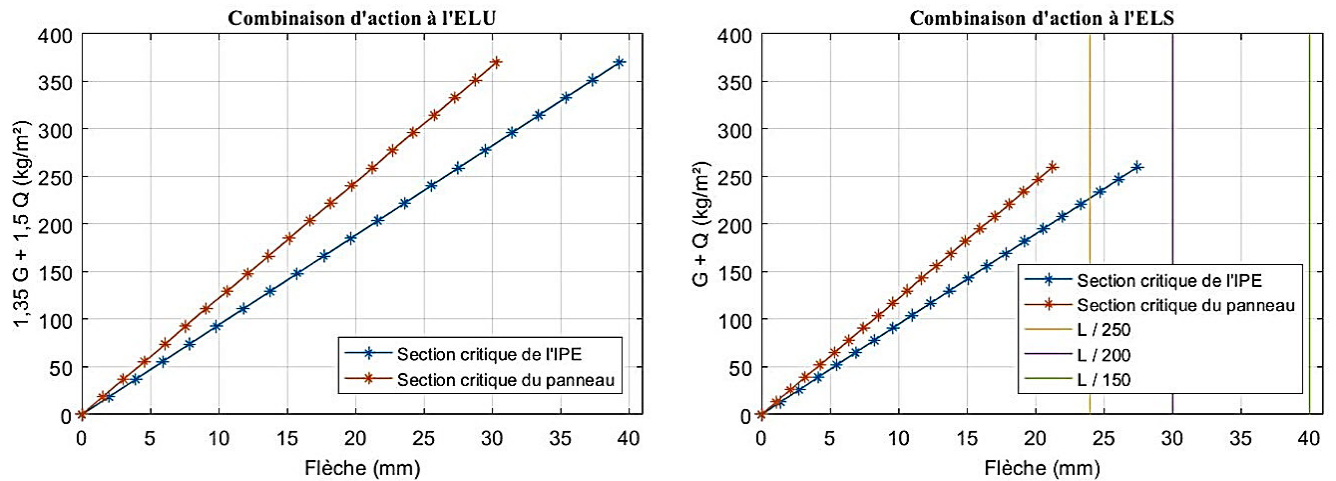


Figure 4.21 Flèche des sections critiques sous les combinaisons d'action de l'ELU et l'ELS : confrontation avec les critères de flèche usuels.

La solution présentée permet la réhabilitation d'un plancher sans étaielement. Cela est intéressant dans le cadre de bâtiments collectifs à plusieurs étages : cela évite l'étaielement des niveaux inférieurs qui peuvent ne pas être concernés par la réhabilitation.

Dans le cas où l'étaielement est permis, les prédalles peuvent être constituées uniquement du panneau en GFRP et le matériau minéral peut être coulé sur place. Le problème de la manutention des panneaux ne se poserait plus car leur masse ne dépasserait pas 34,5 kg.

Suivant l'exploitation du plancher, un panneau peut être sollicité sans que ça soit le cas du panneau adjacent. Ce cas de figure peut générer des contraintes de cisaillement dans le revêtement de sol. Une façon de les minimiser et de lier les panneaux entre eux comme le montre le schéma de principe de la Figure 4.22.

La fixation des panneaux peut se faire de plusieurs façons. Il est préconisé de ne pas bloquer la rotation de la couche minérale pour éviter les contraintes de traction sur appui et l'apparition de fissures. Comme le montre la Figure 4.22, le panneau sandwich peut être fixé en bloquant la peau en GFRP inférieure ou les deux peaux en GFRP. La fabrication du panneau en GFRP par infusion sous vide permet d'ajouter des patches de textile au droit des fixations pour faire aux concentrations de contraintes. Un essai préliminaire a été effectué pour évaluer la force d'arrachement d'une fixation sur le panneau en GFRP. Il est présenté en ANNEXE G.

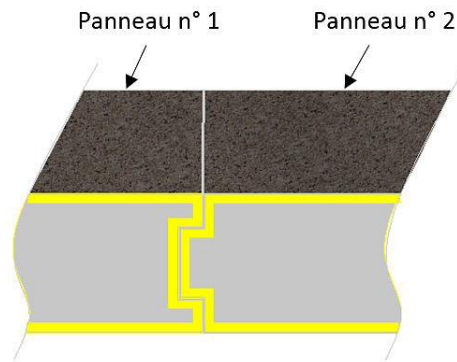


Figure 4.22 Schéma de principe pour éviter le cisaillement du revêtement de sol au droit de la jonction entre les panneaux.

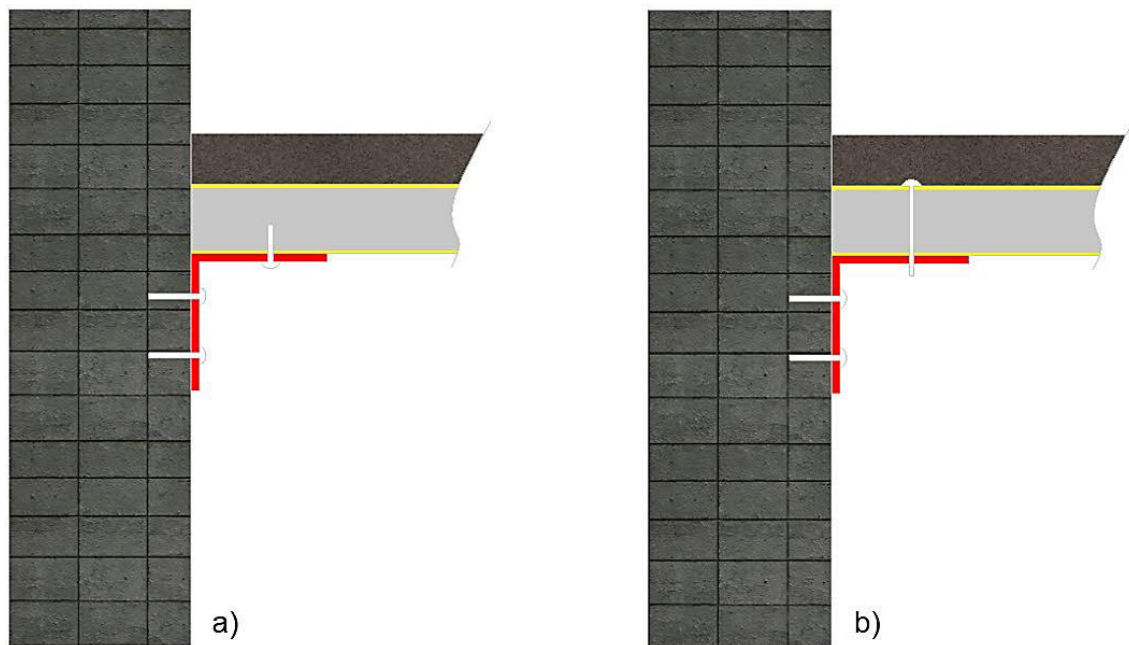


Figure 4.23 a) Principe de fixation du panneau par le blocage de la peau en GFRP inférieure. b) Principe de fixation du panneau par le blocage des deux peaux en GFRP avec un insert introduit pendant la fabrication.

Outres l'étude du panneau vis-à-vis des sollicitations cycliques et à long terme, l'aspect acoustique doit également être étudié pour valider l'utilisation de cette solution comme plancher séparant deux logements distincts.

Conclusions

Ce dernier chapitre a permis l'étude à grande échelle du panneau sandwich hybride. Expérimentalement, l'essai de différentes configurations de panneau a montré que l'optimisation de la réponse mécanique vis-à-vis des critères de dimensionnement est possible en faisant varier l'épaisseur de l'âme et le grammage du textile dans les peaux en GFRP. La variation de ces deux paramètres a un impact minime sur la masse si nous considérons l'augmentation des performances mécaniques qu'elle apporte. Il est également possible de dimensionner le panneau par rapport à l'épaisseur des couches minérales mais l'impact sur la masse est plus conséquent à cause de la masse volumique de 1900 kg/m^3 de ce matériau.

Le choix de l'utilisation d'un coussin d'air pour charger les panneaux est discutable dans le sens où il aboutit à un contrôle difficile de la vitesse de chargement, particulièrement en début d'essai. Par ailleurs, il est difficile de conclure précisément la longueur d'application du chargement dans cet essai.

La modélisation par élément finis présentée dans les Chapitre 2 et Chapitre 3 a été validée à grande échelle par la confrontation des courbes numériques et expérimentales. Cela s'est fait par rapport au comportement global et local. La bonne concordance obtenue en utilisant des éléments treillis pour modéliser les connecteurs conforte les conclusions précédentes quant aux contraintes de cisaillement et de flexion négligeables dans ce composant du panneau.

Conformément aux observations expérimentales où aucun endommagement à l'interface entre le matériau minéral et la peau en GFRP a été observé, l'hypothèse d'une interface parfaite a été prise dans la modélisation de ces grands panneaux. Celle-ci a été validée par les erreurs acceptables enregistrées entre les rigidités flexionnelles expérimentales et numériques.

Le temps de calcul de la MEF des panneaux de $120 \text{ cm} \times 60 \text{ cm}$ est de l'ordre de 16 h. Il est grandement dû au non-linéarités qui tiennent place dans le comportement de la couche minérale inférieure (fissuration). Pour le réduire, une homogénéisation de l'âme par un volume élémentaire représentatif a été proposée. Celui-ci a été soumis à différentes sollicitations pour identifier ses caractéristiques mécaniques. Ces dernières ont ensuite été implémentées dans la MEF comme paramètres mécaniques d'un élément volumique de $20 \times 20 \times 20 \text{ cm}$. Cette modélisation donne également un bon accord avec les courbes expérimentales, tant par rapport au comportement global que local. Le temps de calcul est réduit d'environ 6 h dans ce cas.

Pour montrer l'intérêt de ce travail de recherche, le panneau sandwich a été dimensionné pour deux applications du bâtiment qui sont les panneaux de façade et les prédalles de plancher. Dans le premier cas, les bonnes

performances mécaniques du panneau permettent de diviser par deux le temps d'installation de l'ossature secondaire du bardage et de réduire ainsi le coût global. La section dimensionnée par rapport aux charges du vent à une épaisseur de 5 cm et une masse de 21 kg/m². Dans le deuxième cas, l'utilisation de panneaux légers comme prédalles dans la réhabilitation de plancher dispense de matériels encombrants / lourds sur des chantiers où l'espace est limité, permet une installation relativement rapide et évite l'étalement sur plusieurs niveaux, le cas échéant. La section dimensionnée par rapport au cas d'étude pris en compte a une épaisseur de 11 cm et une masse de 27 kg/m². Les panneaux constituant les prédalles sont de 1 m × 2,5 m et ont une masse de 67,5 kg. Ils sont manportables par deux personnes selon les articles R. 4541-1 à 9 du code du travail.

Conclusions générales et perspectives

Ce travail a porté sur l'analyse expérimentale et numérique du comportement mécanique d'un panneau sandwich à peaux hybrides, constituées d'une couche en GFRP et d'une couche minérale. Le panneau étudié a la particularité d'avoir des connecteurs en GFRP qui lient ses peaux. Ils sont obtenus par l'insertion de fibres de verre dans une mousse polyuréthane, avant de procéder à une infusion sous vide pour imprégner les fibres des connecteurs et des peaux. Le matériau minéral est coulé dans un second temps.

Préalablement à l'étude mécanique à l'échelle du panneau, une caractérisation mécanique des différents matériaux a été conduite. Elle a concerné les connecteurs, les peaux en GFRP et le matériau minéral, constituant ainsi le socle des différentes analyses et interprétations faites par la suite. Du fait des composants et de la géométrie du panneau sandwich étudié, cette thèse a été divisée en 3 chapitres en plus de la revue bibliographique : le comportement du panneau en GFRP et l'étude de l'influence des connecteurs, le comportement à l'interface entre les peaux en GFRP et le matériau minéral, et le comportement des panneaux hybrides à grande échelle.

L'étude expérimentale du panneau en GFRP a permis de mettre en évidence les bonnes propriétés mécaniques de l'âme. Elles sont comparables aux caractéristiques des âmes non-conventionnelles développées durant la dernière décennie, avec un procédé de fabrication plus simple. A échelle réduite, la dissociation entre les connecteurs et les peaux peut donner lieu à une ruine prématurée devant être prise en compte dans les phases de dimensionnement. Le développement d'un modèle numérique par éléments finis a permis de prédire ce phénomène à l'aide du modèle d'Hashin et de comprendre comment se propage l'endommagement dans les connecteurs et les peaux en GFRP. De plus, il a permis d'étudier l'influence des paramètres géométriques et mécaniques des connecteurs sur le comportement en compression, en cisaillement et en flexion du panneau. In fine, nous avons conclu à des équations donnant la rigidité de l'âme (en compression et en cisaillement) en fonction du module d'élasticité des connecteurs, de leur diamètre, de leur inclinaison et de leur densité surfacique.

Afin de garantir un comportement monolithique entre le panneau en GFRP et le matériau minéral, nous avons étudié expérimentalement et numériquement le comportement mécanique de l'interface entre ces deux matériaux. Une caractérisation expérimentale des contraintes ultimes en mode I et II a permis l'implémentation d'un modèle numérique de zone cohésive, permettant de prédire la rupture de l'interface. Différentes configurations ont été testées en faisant varier la rugosité du substrat. Nous avons conclu que l'application d'une couche de sable fin sur le substrat permettait une grande rugosité répartie de façon homogène. Cette configuration d'interface a donné les meilleures performances en comparaison avec les autres.

Le comportement mécanique à grande échelle a été étudié expérimentalement sur des panneaux de 120 cm × 60 cm, en faisant varier l'épaisseur de l'âme et le grammage du textile des peaux en GFRP. Contrairement au teste d'une portée de 25 cm, aucun endommagement de l'interface n'a été observé à cette échelle. Le modèle développé a été validé par rapport aux résultats expérimentaux de ces panneaux vis-à-vis du comportement global et local. Le temps de calcul de la MEF a été réduit de 6 h en proposant une modélisation de l'âme avec un volume élémentaire représentatif.

L'intérêt du panneau sandwich étudié a été souligné au travers de deux applications : des panneaux de façade et des prédalles pour la réhabilitation de plancher. Le dimensionnement a abouti à des panneaux respectant les critères de chargement statique instantané avec des masses respectives de 21 kg/m² (portée de 2 m) et de 27 kg/m² (portée de 2,5 m) pour la première et la deuxième application. Dans une application comme dans l'autre, l'utilisation de ces panneaux sandwichs légers dispense de matériel de levage d'envergure et permet de réduire le temps et le coût global.

Concernant le chargement statique instantané, les perspectives à court terme sont la validation expérimentale du comportement mécanique des sections dimensionnées pour les deux applications citées précédemment. Plus encore, l'étude locale de l'arrachement des fixations est un aspect important pour éviter la ruine prématurée de la structure intégrant ces panneaux.

Ces travaux constituent un premier socle pour l'industrialisation de ce panneau sandwich dans le domaine du génie civil. Néanmoins, plusieurs verrous scientifiques restent à lever comme le comportement à long terme (fluage), le comportement vis-à-vis d'un chargement cyclique (plus spécifiquement, la résistance de l'interface à la fatigue) et le comportement face à des chocs de corps durs et mous.

Bibliographie

- [1] P. M. Hopkins, T. Norris, et A. Chen, « Creep behavior of insulated concrete sandwich panels with fiber-reinforced polymer shear connectors », *Compos. Struct.*, vol. 172, p. 137-146, juill. 2017, doi: 10.1016/j.compstruct.2017.03.038.
- [2] M. R. T. Arruda, M. Garrido, L. M. S. Castro, A. J. M. Ferreira, et J. R. Correia, « Numerical modelling of the creep behaviour of GFRP sandwich panels using the Carrera Unified Formulation and Composite Creep Modelling », *Compos. Struct.*, vol. 183, p. 103-113, janv. 2018, doi: 10.1016/j.compstruct.2017.01.074.
- [3] A. Cecchini et J. R. Yusif, « Fatigue life prediction of shear failure dominated foam cored sandwich composite hull panels under variable water-slamming conditions », *Compos. Struct.*, vol. 227, p. 111282, nov. 2019, doi: 10.1016/j.compstruct.2019.111282.
- [4] X. Wu, H. Yu, L. Guo, L. Zhang, X. Sun, et Z. Chai, « Experimental and numerical investigation of static and fatigue behaviors of composites honeycomb sandwich structure », *Compos. Struct.*, vol. 213, p. 165-172, avr. 2019, doi: 10.1016/j.compstruct.2019.01.081.
- [5] J. R. Vinson, « Sandwich Structures: Past, Present, and Future », in *Sandwich Structures 7: Advancing with Sandwich Structures and Materials*, Springer, Dordrecht, 2005, p. 3-12.
- [6] K. Marguerre, « The optimum buckling load of a flexibly supported plate composed of two sheets joined by a light weight filler when under longitudinal compression », *Dtsch. Vierteljahrsschrift Literalwissenschaft Giests Gesch.*, vol. 2, oct. 1944.
- [7] N. J. Hoff, « Bending and buckling of sandwich beams », *J. Aeronautical Sci.*, vol. 15, p. 707-720, 1948.
- [8] W. Flügge, « Détermination des dimensions optimales des plaques-sandwichs », *Rech. Aéronautique*, vol. 7, p. 43-49, 1949.
- [9] J. Chróścielewski, M. Miśkiewicz, Ł. Pyrzowski, B. Sobczyk, et K. Wilde, « A novel sandwich footbridge - Practical application of laminated composites in bridge design and in situ measurements of static response », *Compos. Part B Eng.*, vol. 126, p. 153-161, oct. 2017, doi: 10.1016/j.compositesb.2017.06.009.
- [10] C. Pascual, J. Montali, et M. Overend, « Adhesively-bonded GFRP-glass sandwich components for structurally efficient glazing applications », *Compos. Struct.*, vol. 160, p. 560-573, janv. 2017, doi: 10.1016/j.compstruct.2016.10.059.
- [11] T. Sharaf et A. Fam, « Analysis of large scale cladding sandwich panels composed of GFRP skins and ribs and polyurethane foam core », *Thin-Walled Struct.*, vol. 71, p. 91-101, oct. 2013, doi: 10.1016/j.tws.2013.05.006.
- [12] N. Williams Portal, M. Flansbjerg, K. Zandi, L. Wlasak, et K. Malaga, « Bending behaviour of novel Textile Reinforced Concrete-foamed concrete (TRC-FC) sandwich elements », *Compos. Struct.*, vol. 177, p. 104-118, oct. 2017, doi: 10.1016/j.compstruct.2017.06.051.
- [13] M. Mastali, I. B. Valente, et J. A. O. Barros, « Flexural performance of innovative hybrid sandwich panels with special focus on the shear connection behavior », *Compos. Struct.*, vol. 160, p. 100-117, janv. 2017, doi: 10.1016/j.compstruct.2016.10.066.
- [14] V. Birman et G. A. Kardomateas, « Review of current trends in research and applications of sandwich structures », *Compos. Part B Eng.*, vol. 142, p. 221-240, juin 2018, doi: 10.1016/j.compositesb.2018.01.027.

- [15] S. Daynes, S. Feih, W. F. Lu, et J. Wei, « Optimisation of functionally graded lattice structures using isostatic lines », *Mater. Des.*, vol. 127, p. 215-223, août 2017, doi: 10.1016/j.matdes.2017.04.082.
- [16] I. Ullah, J. Elambasseril, M. Brandt, et S. Feih, « Performance of bio-inspired Kagome truss core structures under compression and shear loading », *Compos. Struct.*, vol. 118, p. 294-302, déc. 2014, doi: 10.1016/j.compstruct.2014.07.036.
- [17] J. Mei, J. Liu, et J. Liu, « A novel fabrication method and mechanical behavior of all-composite tetrahedral truss core sandwich panel », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 102, p. 28-39, nov. 2017, doi: 10.1016/j.compositesa.2017.07.020.
- [18] W. Yuan, H. Song, L. Lu, et C. Huang, « Effect of local damages on the buckling behaviour of pyramidal truss core sandwich panels », *Compos. Struct.*, vol. 149, p. 271-278, août 2016, doi: 10.1016/j.compstruct.2016.04.031.
- [19] G. Xu, F. Yang, T. Zeng, S. Cheng, et Z. Wang, « Bending behavior of graded corrugated truss core composite sandwich beams », *Compos. Struct.*, vol. 138, p. 342-351, mars 2016, doi: 10.1016/j.compstruct.2015.11.057.
- [20] « Continuous Fiber Manufacturing blurs the line between 3D printing and AFP ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.compositesworld.com/articles/continuous-fiber-manufacturing-blurs-the-line-between-3d-printing-and-afp>. [Consulté le: 26-avr-2019].
- [21] L. Dong, V. Deshpande, et H. Wadley, « Mechanical response of Ti-6Al-4V octet-truss lattice structures », *Int. J. Solids Struct.*, vol. 60-61, p. 107-124, mai 2015, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2015.02.020.
- [22] G. W. Kooistra, V. S. Deshpande, et H. N. G. Wadley, « Compressive behavior of age hardenable tetrahedral lattice truss structures made from aluminium », *Acta Mater.*, vol. 52, n° 14, p. 4229-4237, août 2004, doi: 10.1016/j.actamat.2004.05.039.
- [23] J. P. Vitale, G. Francucci, J. Xiong, et A. Stocchi, « Failure mode maps of natural and synthetic fiber reinforced composite sandwich panels », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 94, p. 217-225, mars 2017, doi: 10.1016/j.compositesa.2016.12.021.
- [24] R. Lameiras, J. Barros, I. B. Valente, et M. Azenha, « Development of sandwich panels combining fibre reinforced concrete layers and fibre reinforced polymer connectors. Part I: Conception and pull-out tests », *Compos. Struct.*, vol. 105, p. 446-459, nov. 2013, doi: 10.1016/j.compstruct.2013.06.022.
- [25] E. Carrera, « Theories and finite elements for multilayered, anisotropic, composite plates and shells », *Arch. Comput. Methods Eng.*, vol. 9, n° 2, p. 87-140, juin 2002, doi: 10.1007/BF02736649.
- [26] S. Timoshenko et S. Woinowsky-Krieger, *Theory of plates and shells*. McGraw-Hill, 1959.
- [27] P. Cicala, *Systematic approach to linear shell theory*, Levrotto & Bella. Torino, 1965.
- [28] J. N. Reddy, *Mechanics of Laminated Composite Plates, Theory and Analysis*, CRC Press. 1997.
- [29] E. Reissner et Y. Stavsky, « Bending and stretching of certain type of heterogeneous elastic plates », *J. Appl. Mech.*, vol. 9, p. 402-408, 1961.
- [30] R. M. Jones, *Mechanics of Composite Materials*. New York: Mc Graw-Hill, 1975.

- [31] E. Reissner, « The effect of transverse shear deformation on the bending of elastic plates », *J. Appl. Mech.*, vol. 12, p. 69-76, 1945.
- [32] Mindlin, « Influence of rotatory inertia and shear in flexural motions of isotropic elastic plates », *J. Appl. Mech.*, vol. 18, p. 1031-1036, 1951.
- [33] B. F. Vlasov, « On the equations of bending of plates », *Dokla Ak Nauk Azerbejjanskoi-SSR*, vol. 3, p. 955-979, 1957.
- [34] J. N. Reddy, « A simple higher order theories for laminated composites plates », *J. Appl. Mech.*, vol. 52, p. 745-742, 1984b.
- [35] J. N. Reddy et N. D. Phan, « Stability and Vibration of Isotropic, Orthotropic and Laminated Plates, According to a Higher order Shear Deformation Theory », *J. Sound Vib.*, vol. 98, p. 157-170, 1985.
- [36] K. H. Lo, R. M. Christensen, et E. M. Wu, « A Higher-Order Theory of Plate Deformation. Part 2: Laminated Plates », *J. Appl. Mech.*, vol. 44, p. 669-676, 1977.
- [37] L. Librescu et R. Schmidt, « Refined theories of elastic anisotropic shells accounting for small strains and moderate rotations », *Int. J. Non-Linear Mech.*, vol. 23, p. 217-229, 1988.
- [38] M. Touratier, « A refined theory for thick composites plates », *Mech. Res. Commun.*, vol. 15, p. 229-236, 1988.
- [39] F. B. Hildebrand, E. Reissner, et G. B. Thomas, « Notes on the foundations of the theory of small displacements of orthotropic shells », *NACA TN*, vol. 1833, p. 59, 1949.
- [40] C. T. Sun et J. M. Whitney, « On the theories for the dynamic response of laminated plates », *Am. Inst. Aeronaut. Astronaut. J.*, vol. 11, n° 372-398, 1973.
- [41] L. Librescu, A. A. Khdeir, et D. Frederick, « A Shear Deformable Theory of Laminated Composite Shallow Shell-Type Panels and Their Response Analysis. Part I: Vibration and Buckling », *Acta Mech.*, vol. 77, p. 1-12, 1989.
- [42] S. G. Lekhnitskii, « Strength Calculation of Composite Beams », *Vestn. Inzhen Tekhnikov*, vol. No 9, 1935.
- [43] S. A. Ambartsumian, « On a theory of bending of anisotropic plates », *Investiia Akad Nauk SSSR Ot Tekh Nauk*, vol. No 4, 1958.
- [44] H. Murakami, « Laminated composite plate theory with improved in-plane responses », *ASME Proc. PVP Conf. New Orleans*, p. 257-263, 1985.
- [45] J. M. Whitney, « The effects of transverse shear deformation on the bending of laminated plates », *J. Compos. Mater.*, vol. 3, p. 534-547, 1969.
- [46] A. Koaik, « Comportement Mécanique Instantané Des Structures Hybrides GFRP-Béton », Thèse de doctorat, Université de Lyon, 2017.
- [47] A. Junes et A. Si Larbi, « An indirect non-linear approach for the analysis of sandwich panels with TRC facings », *Constr. Build. Mater.*, vol. 112, p. 406-415, juin 2016, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.02.190.

- [48] M. Cazenave, *Méthode des éléments finis - Approche pratique en mécanique des structures*, 2^e éd. Dunod, 2013.
- [49] « Abaqus Analysis User's Guide (6.14) ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.sharcnet.ca/Software/Abaqus/6.14.2/v6.14/books/usb/default.htm>. [Consulté le: 25-janv-2019].
- [50] Semyon V. Tsynkov et Viktor S. Ryaben'kii, *A Theoretical Introduction to Numerical Analysis*. CRC Press, 2006.
- [51] J. Nocedal et S. J. Wright, *Numerical optimization*, Corr. 2. print. New York, NY: Springer, 2000.
- [52] P. L. DeVries et J. E. Hasbun, *A First Course in Computational Physics*, 2 edition. Sudbury, Mass: Jones & Bartlett Learning, 2010.
- [53] M. C. Ausín, « Quadrature and Numerical Integration », in *Wiley StatsRef: Statistics Reference Online*, American Cancer Society, 2014.
- [54] S. W. Tsai, « Strength characteristics of composite materials », *Natl. Aeronaut. SPACE Adm.*, p. 105, avr. 1965.
- [55] R. Hill, « A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Materials », *Proc. R. Soc.*, vol. 193, n° Series A, p. 281, 1948.
- [56] O. Hoffman, « The Brittle Strength of Orthotropic Materials », *J. Compos. Mater.*, vol. 1, n° 2, p. 200-206, avr. 1967, doi: 10.1177/002199836700100210.
- [57] S. W. Tsai et E. M. Wu, « A General Theory of Strength for Anisotropic Materials », *J. Compos. Mater.*, vol. 5, n° 1, p. 58-80, janv. 1971, doi: 10.1177/002199837100500106.
- [58] Z. Hashin, « Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites », *J. Appl. Mech.*, vol. 47, n° 2, p. 329-334, juin 1980, doi: 10.1115/1.3153664.
- [59] A. Hillerborg, M. Modéer, et P.-E. Petersson, « Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements », *Cem. Concr. Res.*, vol. 6, n° 6, p. 773-781, nov. 1976, doi: 10.1016/0008-8846(76)90007-7.
- [60] J. C. Chern, A. H. Marchertas, Z. P. Bazant, et F. B. Lin, « Damage-plastic loading surface model for concrete », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 101, n° 2, p. 107-125, mai 1987, doi: 10.1016/0029-5493(87)90027-6.
- [61] J. Lubliner, J. Oliver, S. Oller, et E. Onate, « A plastic-damage model for concrete », *Int. J. Solids Struct.*, vol. 25, p. 299-329, 1989.
- [62] B. Luccioni, S. Oller, et R. Danesi, « Coupled plastic-damaged model », *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 129, n° 1, p. 81-89, janv. 1996, doi: 10.1016/0045-7825(95)00887-X.
- [63] W. M. Haynes, Éd., *Handbook of Chemistry and Physics*, 95 edition. Boca Raton; London; New York: CRC Press, 2014.

- [64] U. Edlund et A. Klarbring, « A geometrically nonlinear model of the adhesive joint problem and its numerical treatment », *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 96, n° 3, p. 329-350, mai 1992, doi: 10.1016/0045-7825(92)90069-V.
- [65] M. Halioui et H. P. Lieurade, « Les joints collés à simple recouvrement : les facteurs du comportement mécanique », *Matér. Tech.*, vol. 79, n° 3-4, p. 17-32, 1991, doi: 10.1051/mattech/199179030017.
- [66] M. Meo et E. Thieulot, « Delamination modelling in a double cantilever beam », *Compos. Struct.*, vol. 71, n° 3, p. 429-434, déc. 2005, doi: 10.1016/j.compstruct.2005.09.026.
- [67] A. Turon, C. Dávila, P. Camanho, et J. Costa, « An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models », *Eng. Fract. Mech.*, vol. 74, p. 1665-1682, 2007.
- [68] F. Frey, *Analyse des structures*. Lausanne: Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2000.
- [69] A. Matzenmiller, J. Lubliner, et R. L. Taylor, « A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites », *Mech. Mater.*, vol. 20, n° 2, p. 125-152, avr. 1995, doi: 10.1016/0167-6636(94)00053-0.
- [70] W. Ritter, « Die bauweise hennebique (hennebiques construction method) », *Schweiz. Bauztg.*, vol. 33, n° 7, p. 59-61, janv. 1899.
- [71] M. Tokyay et M. Özdemir, « Specimen shape and size effect on the compressive strength of higher strength concrete », *Cem. Concr. Res.*, vol. 27, n° 8, p. 1281-1289, août 1997, doi: 10.1016/S0008-8846(97)00104-X.
- [72] B. J. Lee, J. W. Bang, K. J. Shin, et Y. Y. Kim, « The Effect of Specimen Size on the Results of Concrete Adiabatic Temperature Rise Test with Commercially Available Equipment », *Mater. Basel Switz.*, vol. 7, n° 12, p. 7861-7874, déc. 2014, doi: 10.3390/ma7127861.
- [73] T. Brockmann, « Mechanical and fracture mechanical properties of fine grained concrete for textile reinforced composites », Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Berlin, 2005.
- [74] A. Sarikaya et R. E. Erkmen, « A plastic-damage model for concrete under compression », *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 150, p. 584-593, janv. 2019, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2018.10.042.
- [75] « NF EN 1991-1-4 – Eurocode 1 : Actions sur les structures — Partie 1-4 : Actions générales — Actions du vent ». AFNOR, 2005.
- [76] K. Finnegan, G. Kooistra, H. N. G. Wadley, et V. S. Deshpande, « The compressive response of carbon fiber composite pyramidal truss sandwich cores », *Int. J. Mater. Res.*, vol. 98, n° 12, p. 1264-1272, déc. 2007, doi: 10.3139/146.101594.
- [77] M. Li, L. Wu, L. Ma, B. Wang, et Z. Guan, « Mechanical Response of All-composite Pyramidal Lattice Truss Core Sandwich Structures », *J. Mater. Sci. Technol.*, vol. 27, n° 6, p. 570-576, janv. 2011, doi: 10.1016/S1005-0302(11)60110-2.
- [78] L.-J. Feng, L.-Z. Wu, et G.-C. Yu, « An Hourglass truss lattice structure and its mechanical performances », *Mater. Des.*, vol. 99, p. 581-591, juin 2016, doi: 10.1016/j.matdes.2016.03.100.

- [79] A. Stocchi, L. Colabella, A. Csilino, et V. Álvarez, « Manufacturing and testing of a sandwich panel honeycomb core reinforced with natural-fiber fabrics », *Mater. Des.*, vol. 55, p. 394-403, mars 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2013.09.054.
- [80] J. Wang, A. G. Evans, K. Dharmasena, et H. N. G. Wadley, « On the performance of truss panels with Kagomé cores », *Int. J. Solids Struct.*, vol. 40, n° 25, p. 6981-6988, déc. 2003, doi: 10.1016/S0020-7683(03)00349-4.
- [81] S. Jiang, F. Sun, X. Zhang, et H. Fan, « Interlocking orthogrid: An efficient way to construct lightweight lattice-core sandwich composite structure », *Compos. Struct.*, vol. 176, p. 55-71, sept. 2017, doi: 10.1016/j.compstruct.2017.05.029.
- [82] Y. Hu, W. Li, X. An, et H. Fan, « Fabrication and mechanical behaviors of corrugated lattice truss composite sandwich panels », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 125, p. 114-122, mars 2016, doi: 10.1016/j.compscitech.2016.02.003.
- [83] L. Dong et H. Wadley, « Mechanical properties of carbon fiber composite octet-truss lattice structures », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 119, p. 26-33, nov. 2015, doi: 10.1016/j.compscitech.2015.09.022.
- [84] G. Zhang, L. Ma, B. Wang, et L. Wu, « Mechanical behaviour of CFRP sandwich structures with tetrahedral lattice truss cores », *Compos. Part B Eng.*, vol. 43, n° 2, p. 471-476, mars 2012, doi: 10.1016/j.compositesb.2011.11.017.
- [85] « Classement reVETIR des systèmes d'isolation thermique des façades par l'extérieur », *CSTB*, déc-1996.
- [86] *Règles NV 65 – Règles définissant les effets de la neige et du vent sur les constructions et annexes*, 1^{re} éd. CSTB Editions, 2009.
- [87] « NF P08-302 – Murs extérieurs des bâtiments - Résistance aux chocs - Méthodes d'essais et critères ». AFNOR, oct-1990.
- [88] Groupe spécialisé n° 2, « Note d'information n° 11 – Résistance aux chocs des bardages rapportés, vêtues et vêtages ». e-Cahiers du CSTB, févr-2008.
- [89] « NF P08-301 – Ouvrages verticaux des constructions - Essais de résistance aux chocs - Corps de chocs - Principe et modalités générales des essais de choc ». AFNOR, avr-1991.
- [90] Groupe spécialisé n° 2, « Note d'information n° 5 – Révision n° 2 – Modalités des essais de chocs de performance sur les bardages rapportés, vêtues et vêtages ». e-Cahiers du CSTB, déc-2005.
- [91] H. Rouanet, « Arrêté du 30 juin 1983 – classification des matériaux de construction et d'aménagement selon leur réaction au feu et définition des méthodes d'essais. » .
- [92] « NF EN 13501-1+A1 – Classement au feu des produits et éléments de construction - Partie 1 : classement à partir des données d'essais de réaction au feu ». AFNOR, févr-2013.

ANNEXES

ANNEXE A Fiches produit des matériaux utilisés

Tableau A.1 Fiche produit de la résine utilisée lors de l'infusion sous vide.

Atlac E-Nova MA 6215

Fiche Technique

a **DSM** Product

Propriétés physiques de la résine polymérisée non renforcée (valeurs usuelles)

Propriété	Valeur	Unité	TM
Dureté Barcol	45	Barcol	ASTM D 2580
Contrainte en traction	70	MPa	ISO 527-2
Module d'élasticité en traction	2.0	GPa	ISO 527-2
Allongement à la rupture	4-5	%	ISO 527-2
Contrainte en flexion	120	MPa	ISO 178
Module d'élasticité en flexion	4.0	GPa	ISO 178
Température de fléchissement sous charge (HDT)	105	°C	ISO 75-A
Absorption d'eau, 60°C, 24h.	0.5	%	ISO 175

Conditions de polymérisation

Toutes les propriétés sont mesurées à 20°C sauf spécifications contraire

Système de réticulation: Atlac E-Nova MA 6215 avec moins d'inhibiteur et 1.5% Butanox M-50.

Tous les échantillons ont été soumis à une post cuisson pendant 24 heures à température ambiante, suivi d'une post cuisson de 6 heures à 100°C.

Spécifications du produit à la livraison

Propriété	Min - max	Unité	TM
Viscosité,	80 - 90	mPa.s	2013
Extrait sec, IR	58.5 – 60.5	%	2033
Aspect	limpide	-	2265
Teneur en eau	0.01-0.10	%	2350
Temps de 25 à 35°C	43 – 49	minutes	2625
Temps de 25°C au pic	70 – 82	minutes	2625
Pic exotherme	105 - 135	°C	2625

Remarques

Conditions : 100 g resin + 3.0 g. Butanox M 50

Spécifications de la résine liquide (valeurs usuelles)

Propriété	Valeur	Unité	TM
Point éclair	33	°C	2800
Stabilité, non catalysée, à l'obscurité, 25°C	6	mois	-

Tableau A.2 Fiche produit de la mousse polyuréthane utilisée.

Caractéristiques

Sous certification ACERMI N° 13/173/881

Longueur x largeur hors tout (EN 822)	1200 x 1000 ±7,5mm
Longueur x largeur utile (EN 822)	1190 x 990±7,5mm
Epaisseur (EN 823)	25-30-40-48-52-56-68-75-80-90-100-120mm
Usinage	Rainuré-Bouveté- 4 côtés
Masse volumique apparente (EN 1602)	32,5±2,5 (kg/m ³)
Réduction bruit de choc ΔLw	< 18 dB pour 56mm uniquement < 19 dB pour 120mm uniquement
Coefficient de Conductivité thermique certifié ACERMI (EN 13165)	0,025 W/ (m.K) (e=25mm) 0,023 W/ (m.K) (e=30 à 35mm) 0,022 W/ (m.K) (e=40 à 120mm)
Contrainte de compression à 10% (EN 826)	≥175 kPa
Profil d'usage ISOLE	I5-S2-O3-L2-E4
Spécification pour application sol (Norme NFP 61-203 – DTU 26.2/52.1)	SC1a2Ch (e=25 à 120mm) SC1b1 (e=40 à 100mm)
Rcs mini certifié ACERMI (EN 826 et NF-P75-401)	≥105kPa (e=25 à 100mm)
ds mini /ds maxi certifié ACERMI (EN 826 et NF-P75-401)	1,2/1,7% (e=25 à 100mm)
Module d'élasticité de service Esi (NF P 11 231-1)	> 2,1 MPa (e=25 à 100mm)
Equerrage (EN 824)	≤ 6mm
Planéité pour application Sol (EN 824 et NF P 61-203)	≤ 4mm
Classe de réaction au Feu	Euroclasse F

Tableau A.3 Fiche produit du matériau minéral utilisé.

Grandeur	Valeur
Masse volumique durcie (kg/m ³)	1900
Humidité résiduelle à 28 jours (%)	0,5
Retrait : variation dimensionnelle à 28 jours (mm/m)	-0,7
Temps de début de prise (min)	80
Temps de fin de prise (min)	100
Granulométrie (mm)	≤0,5
Adhérence sur béton (MPa)	>1,5
Résistance en traction par flexion (MPa)	9
Résistance en compression (MPa)	40

Tableau A.4 Composition type du primaire d'adhérence utilisé dans l'interface (e).

Composant	Pourcentage sous forme liquide
Résine	42,63
Solvant	2,19
Eau	20,94
Agent mouillant	0,97
Agent anti mousse	0,13
Agent conservateur	0,30
Dioxyde de titane	31,89
Agent rhéologique	0,95

ANNEXE B Comparaison des propriétés mécaniques de l'âme étudiée avec d'autres solutions

Tableau B.1 Comparaison des caractéristiques mécaniques de l'âme étudiée avec d'autres âmes non-conventionnelles.

Géométrie de l'âme	Matériau	Masse volumique (kg/m ³)	Densité relative ² (%)	Résistance de compression (MPa)	Résistance spécifique de compression ³ (10 ⁶ m ² s ⁻²)	Résistance de cisaillement (MPa)	Résistance spécifique de cisaillement ³ (10 ⁶ m ² s ⁻²)
Pyramidale	GFRP ¹	1200	3,05	1,43	0,0391	0,50	0,0136
	CFRP [76]	1440	2,0	3,14	0,109	\	\
	CFRP [77]	1638	2,24	2,61	0,071	0,77	0,0211
	Acier [78]	7930	2,64	3,28	0,0157	\	\
Nid d'abeille	Jute/VE [79]	1189	13,2	13,48	0,0859	\	\
Kagomé	Cu-2%Be [80]	8920	2,0	4,79	0,029	0,034	0,00019
Raidisseurs orthogonaux	CFRP [81]	2000	8,15	21,7	0,1331	2,3	0,0141
Ondulée	CFRP [82]	2000	24,1	11,7	0,0243	3,4	0,0071
Octet	Ti-6Al-4V [21]	4400	7,8	26,3	0,0766	2,3	0,0218
	CFRP [83]	1440	9,4	7,98	0,0589	\	\
Tétraédrique	CFRP [17]	1500	2,31	3,1	0,0895	0,39	0,0113
	CFRP [84]	1560	3,45	4,6	0,0855	0,92	0,0171
	Alliage Alu [22]	2690	3	4,01	0,0497	\	\

¹ Résultats de l'âme étudiée dans cette thèse

² Ratio entre la masse volume apparente de l'âme et la masse volumique du matériau

³ Ratio entre la contrainte ultime et la masse volumique apparente

ANNEXE C Résultats de caractérisation de la peau en GFRP BD800

Afin d'avoir les caractéristiques de la peau en GFRP BD800 et de pouvoir les implémenter dans le code EF pour la modélisation du panneau BD800_40, nous avons testé cette dernière en traction conformément à l'essai présenté dans la Figure 2.11. Les résultats obtenus sont présentés ci-après.

Tableau C.1 Caractéristiques mécaniques extraites de la caractérisation en traction de la peau en GFRP BD800.

Désignation		$\sigma_{\text{peau-t}}^{\text{max}}$ (MPa)	$E_{\text{NF EN 527-5}}$ (MPa)	E_2 (MPa)
Direction 0°	Eprouvette 1	259,7	13010	9787
	Eprouvette 2	224,2	15236	9902
	Eprouvette 3	243,9	14068	11125
	Eprouvette 4	242,1	15008	11628
	Eprouvette 5	206,3	13852	10654
	Moyenne	235,2	14235	10619
	CoV (%)	7,80	5,68	6,63
Direction 90°	Eprouvette 1	225,4	15576	10316
	Eprouvette 2	215,3	12899	8967
	Eprouvette 3	179,1	13903	8810
	Eprouvette 4	198,3	15552	10154
	Eprouvette 5	203,7	13591	8719
	Moyenne	204,3	14304	9393
	CoV (%)	7,70	7,54	7,39

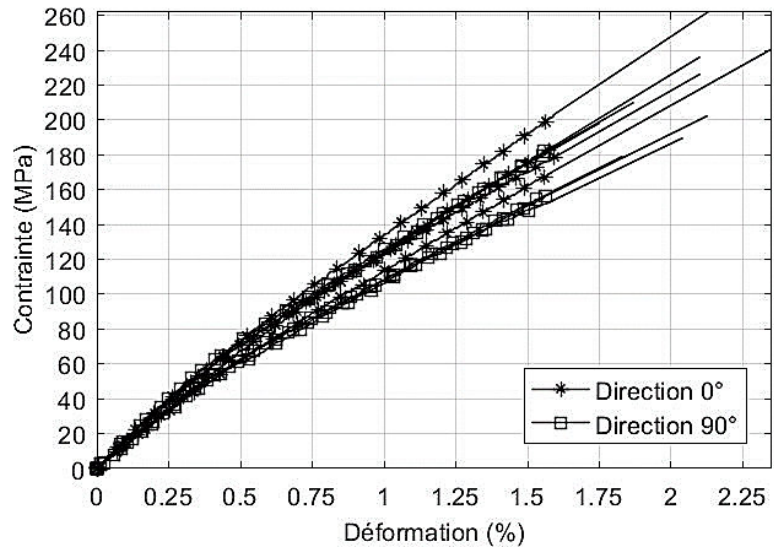


Figure C.1 Courbes contrainte - déformation de la caractérisation en traction de la peau en GFRP BD800.

ANNEXE D Confrontation des résultats de modélisation des panneaux BD400_10 et BD800_20 avec les résultats expérimentaux

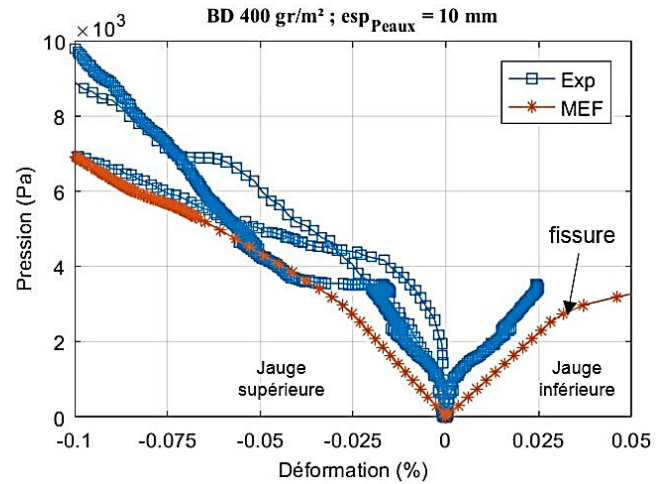
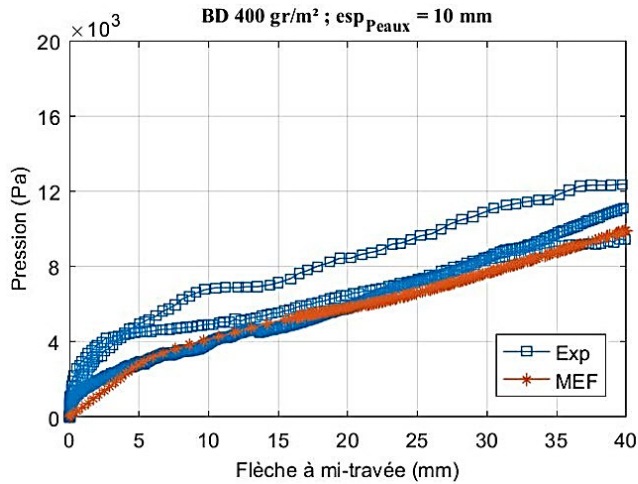


Figure D.1 Confrontation des résultats de la modélisation du panneau BD400_10 avec les courbes expérimentales.

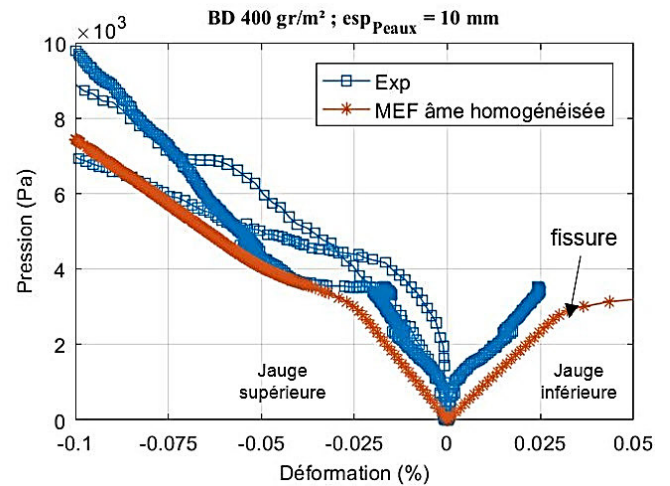
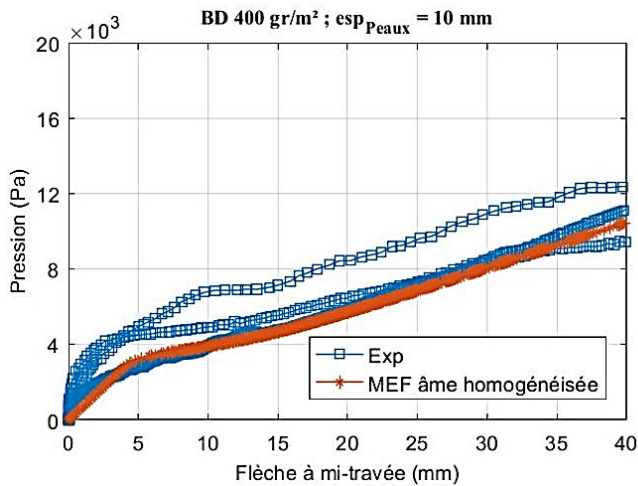


Figure D.2 Confrontation des résultats de la modélisation du panneau BD400_10 en homogénéisant l'âme, avec les courbes expérimentales.

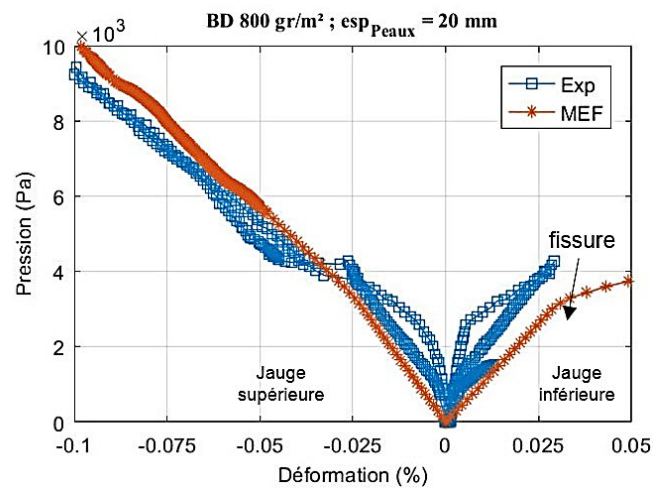
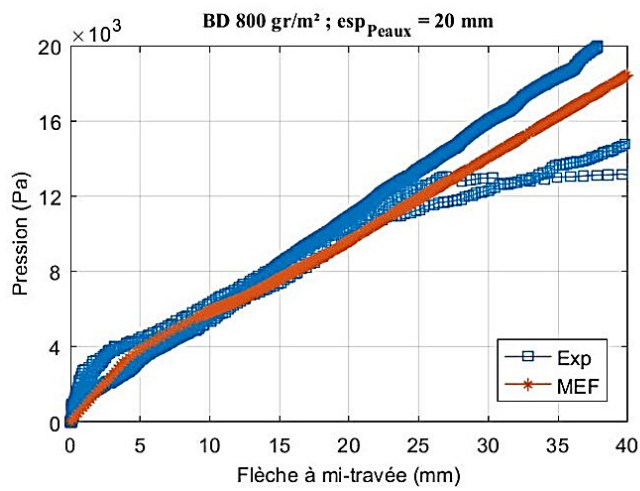


Figure D.3 Confrontation des résultats de la modélisation du panneau BD800_20 avec les courbes expérimentales.

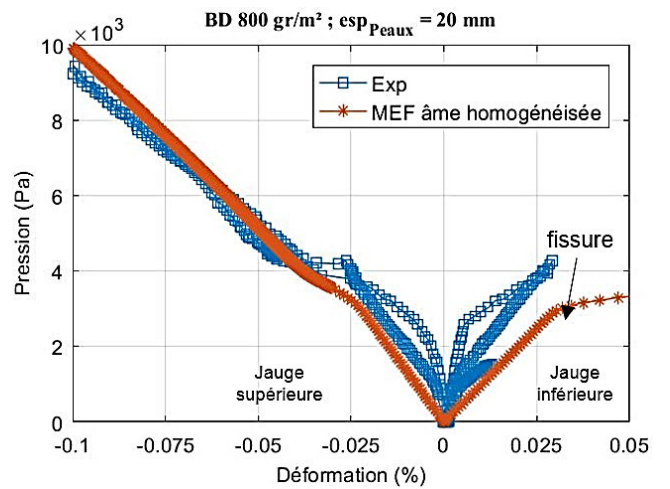
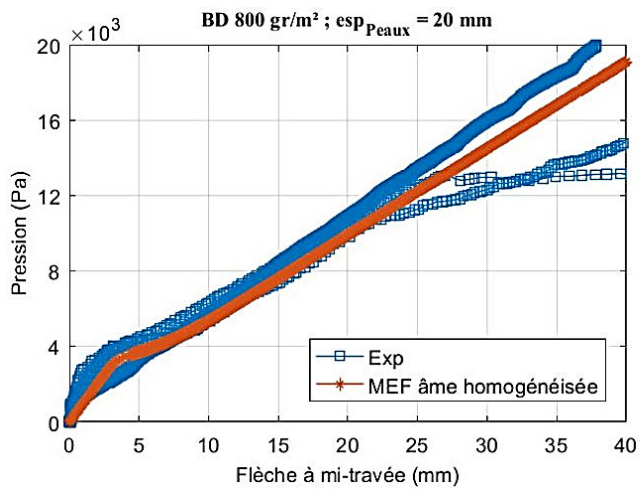


Figure D.4 Confrontation des résultats de la modélisation du panneau BD800_20 en homogénéisant l'âme, avec les courbes expérimentales.

ANNEXE E Classement reVETIR pour les panneaux de façade

Les réglementations différencient les bardages traditionnels (clins, cassettes...) dont les applications et la mise en œuvre sont régis par les D.T.U (Documents Techniques Unifiés), des bardages non conventionnels qui sont soumis à Avis Technique du CSTB (Centre Scientifique et Technique du Bâtiment). Le bardage rapporté peut être non conventionnel du fait de sa géométrie, des matériaux utilisés ou de son mode de fixation. Les normes et réglementations sont élaborées vis-à-vis des actions du vent, de la tenue aux chocs de corps mous et durs, de la réaction et de la résistance au feu, et vis-à-vis des sollicitations sismiques. Ce dernier point est généralement traité par des dispositions constructives dans les D.T.U ou les avis techniques, pour éviter la sollicitation des panneaux de bardage par le mouvement relatif des éléments de la structure durant le séisme. La réglementation thermique est énoncée suivant des critères englobant l'ensemble des éléments de l'enveloppe. Elle ne sera donc pas abordée pour ne pas s'éloigner du sujet principal.

Le classement reVETIR a été élaboré pour aider les maitres d'ouvrages dans leurs choix des systèmes d'isolation thermique par l'extérieur. Il constitue actuellement une référence permettant une comparaison rapide par rapport à sept variables [85] :

- r : la facilité de réparation ou de remplacement ;
- e : la fréquence d'entretien ;
- V : la résistance aux effets du vent ;
- E : l'étanchéité à l'eau ;
- T : la tenue aux chocs et au poinçonnement ;
- I : comportement au feu ;
- R : résistance thermique.

Au regard du comportement mécanique, les bardages rapportés sont à évaluer par rapport à la résistance aux effets du vent et vis-à-vis de la tenue aux chocs et au poinçonnement. La satisfaction de ces critères est conditionnée entre autres par le choix des matériaux. Celui-ci impacte directement le comportement au feu. Les matériaux utilisés doivent donc être un compromis pour la satisfaction des différents critères du cahier des charges par rapport au classement reVETIR.

1 Résistance aux actions du vent

Les charges du vent agissant sur les façades sont estimées selon la norme NF EN 1991-1-4 [75] ou par des essais en soufflerie pour les immeubles de très grande hauteur ou de forme particulière. Selon la norme NF EN 1991-1-4, cette estimation dépend de la catégorie du terrain, de sa rugosité, de la direction du vent et de la hauteur du bâtiment. En conséquence, une vitesse de référence du vent V_b et une pression dynamique caractéristique de pointe q_p sont définis. Après l'estimation des coefficients de pression extérieure C_{pe} et intérieure C_{pi} (dépendamment de la distribution des ouvertures dans les façades), les pressions aérodynamiques extérieures et intérieures sont calculées en multipliant les coefficients de pression par la pression dynamique de pointe caractéristique q_p . La pression nette s'exerçant sur une façade est égale à la différence entre les pressions intérieures et extérieures. Dans le cas du bardage rapporté, l'élément n'est pas solidaire en tout point au support et la distribution des ouvertures dans les façades du bâtiment n'est pas connue. Pour unifier les critères de pression et de dépression à satisfaire par les bardages rapportés, le classement reVETIR les catégorise selon quatre classes (cf. Tableau E.1). Chacune correspond à des valeurs de pression et de dépression que doit pouvoir reprendre l'élément de bardage. Elles sont estimées selon les règles NV 65 [86].

Tableau E.1 Les classes de résistance aux effets du vent selon le classement reVETIR [85].

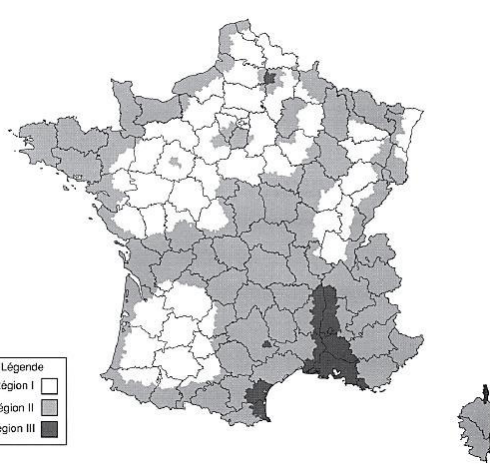
Classement	Pression (Pa)	Dépression (Pa)
V ₁	510	640
V ₂	910	1140
V ₃	1280	1600
V ₄	1790	2235

Les critères de classement à satisfaire selon la zone géographique et la hauteur du bâtiment sont donnés dans le Tableau E.2. La région IV correspond aux DOM-TOM. Ce tableau est édité selon la méthode simplifiée des règles NV 65 valable pour les bâtiments d'une hauteur inférieure ou égale à 30 m. Les valeurs pour des hauteurs supérieures à cette limite sont données à titre indicatif.

Tableau E.2 Les classes de bardage à satisfaire selon la hauteur du bâtiment et la zone géographique (Pour un bâtiment fermé à base rectangulaire satisfaisant la définition de la méthode simplifiée des Règles NV 65 [86]).

Région Hauteur en m	Site normal				Site exposé					
	I	II	III	IV	I	II	III	IV		
10	V1	V2	V2	V3	V2	V2	V2	V3		
15							V3			
20			V3			V4				
25										
30	V2	V2	V2	V2	V3	V3	V4			
35*										
40*								V3	V3	V4
45*										
50*										

Zones géographiques (NV 65) :



Légende
Région I
Région II
Région III

* L'application stricte de la méthode simplifiée est limitée à 30 m, les valeurs pour des hauteurs supérieures à 30 m n'ont donc qu'un caractère indicatif.

En comparaison avec les règles NV 65 qui donnent une valeur de pression de 1790 Pa pour la classe V₄ (à garantir pour les édifices supérieurs à 15m dans les DOM-TOM), la détermination des effets du vent selon la norme NF EN 1991-1-4 aboutit à une valeur de pression de 2353 Pa selon les hypothèses suivantes :

- Catégorie du terrain : zone 0 (mer ou zone côtière exposée aux vents de mer) ;
- Vitesse de référence du vent : $V_{b,0} = 28 \text{ m/s}$;
- Direction dominante du vent : $C_{dir} = 1$;
- Construction permanente : $C_{season} = 1$;
- Vent de référence : $V_b = C_{dir} \cdot C_{season} \cdot V_{b,0} = 28 \text{ m/s}$;
- Pression dynamique de référence : $q_b = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V_b^2 = 480,2 \text{ Pa}$;
- Coefficient d'exposition : $C_e = 3,5 (H = 15\text{m})$;
- Pression dynamique de pointe : $q_p = q_b \cdot C_e = 1680,7 \text{ Pa}$;
- Coefficient de pression : $C_{pe,1} = -1,4$; $C_{pi} = 0$ (pas d'ouverture) ;
- Pression aérodynamique extérieure agissant sur les surfaces : $W_e = q_p \cdot C_{pe}$.

Avec ces hypothèses, la norme NF EN 1991-1-4 donne une valeur de pression extérieure supérieure de 563 Pa à celle calculée par la méthode simplifiée des règles NV 65.

Les flèches admissibles sont limitées par les règles de l'art à L/150, L/200 ou L/300 pour des raisons d'esthétique et de compatibilité avec les autres éléments de la façade (jointure avec le cadre extérieur des portes et des fenêtres par exemple).

2 La tenue aux chocs

Les exigences que doivent satisfaire les éléments verticaux vis-à-vis des chocs sont définis dans la norme NF P08-302 [87]. Elle définit deux types d'exigence :

- Une exigence de résistance au choc de sécurité où l'élément doit reprendre une énergie de 900 J générée par un impact d'un corps mou de 50 kg. L'endommagement de l'élément est permis sans que la ruine se produise ;
- Une exigence de conservation des performances où les propriétés mécaniques doivent être maintenues après l'impact, et l'endommagement inexistant. Pour cette exigence, la norme catégorise les éléments selon quatre classes présentées dans le Tableau E.3.

Tableau E.3 Classification vis-à-vis des chocs de conservation de performance par la norme NF P08-302 [88] (énergie en joules).

Q	Corps de choc	Parois difficilement remplaçables	Parois facilement remplaçables
Q1	M 50 M 3 D 1 D 0,5	0 J 10 J T ₂ 0 J 3 J	0 J 3 J T ₁₊ 0 J 1 J
Q2	M 50 M 3 D 1 D 0,5	0 J 60 J 0 J 3 J	0 J 20 J 0 J 1 J
Q3	M 50 M 3 D 1 D 0,5	300 J 60 J 0 J 3 J	100 J 20 J 0 J 1 J
Q4	M 50 M 3 D 1 D 0,5	400 J 60 J T ₄ 10 J 0 J	130 J 20 J T ₃ 3 J 0 J
Sont indiqués les niveaux équivalents T extraits du classement reVETIR des systèmes d'isolation thermique des façades par l'extérieur.			

La note d'information n°11 du groupe spécialisé n°2 du CSTB [88], relative à la résistance au choc des bardages rapportés, vêtues et vêtages, donne la possibilité de passer outre l'exigence de résistance au choc de sécurité pour les panneaux de façade installés sur des murs en maçonnerie d'élément ou en béton banché. Ces derniers sont réputés satisfaisant vis-à-vis de l'exigence de résistance au choc de sécurité.

Le classement reVETIR définit cinq niveaux de résistance aux chocs (exigences de conservation des performances) [85] à l'aide de deux indicateurs dont le premier correspond à la masse du corps impacteur et le deuxième à l'énergie d'impact:

- **T₁** : si le système résiste à un choc de corps dur de 0,5 kg/ 0,35 J et à un choc de corps mou de 3 kg/ 3 J ;
- **T₁₊** : s'il résiste à un choc de corps dur de 0,5 kg/ 1 J et à un choc de corps mou de 3 kg/ 3 J ;
- **T₂** : s'il résiste à un choc de corps dur de 0,5 kg/ 3 J et à un choc de corps mou de 3 kg/ 100 J ;

- **T₃** : s'il résiste à un choc de corps dur de 0,5 kg/ 3 J, à un choc de corps mou de 3 kg/ 20 J et à un choc de corps mou de 50 kg/ 130 J ;
- **T₄** : s'il résiste à un choc de corps dur de 1 kg/ 10 J, à un choc de corps mou de 3 kg/ 60 J et à un choc de corps mou de 50 kg/ 400 J.

Dans ce classement, les essais de poinçonnement ne concernent que les enduits minces sur isolant.

La classe minimale que doit satisfaire un système de bardage dépend aussi de l'environnement du bâtiment et de la position de l'élément de bardage dans la hauteur de l'édifice. Le Tableau E.4 y fait référence.

Tableau E.4 Classe T à respecter en fonction de l'exposition des éléments de bardage [88].

Situation de l'ouvrage	Systèmes difficilement remplaçables				Systèmes facilement remplaçables			
	Type d'Aire d'Activités				Type d'Aire d'Activités			
	AA1	AA2	AA3	AA4	AA1	AA2	AA3	AA4
En étage	T ₂	T ₂	T ₂	T ₂	T ₁₊	T ₁₊	T ₁₊	T ₁₊
En rez-de-chaussée protégé	T ₂	T ₄	T ₄	T ₄	T ₁₊	T ₃	T ₃	T ₃
En rez-de-chaussée	T ₄	T ₄	T ₄	T ₄	T ₃	T ₃	T ₃	T ₃

Les Aires d'Activités AA1, AA2, AA3 et AA4 sont définies dans la norme NF P08-302 [87] qui les distingue en fonction du risque de choc. Le Tableau E.5 en donne la définition.

Tableau E.5 Définition des Aires d'Activités selon la norme NF P08-302 [87].

	Accès privé	Accès public
Sans voie piétonne, ni aire de jeux	AA1	AA3
Avec voie piétonne, ou avec aire de jeux	AA2	AA4

Les essais de choc sont définis par la norme NF P08-301 [89]. Deux corps durs y sont définis : une sphère d'acier de 500 g et de 50 mm de diamètre désignée par D 0,5 et une sphère d'acier de 1 kg et de 63,5 mm de diamètre, désignée par D 1. Deux corps mous y sont également définis. Le premier est une sphère de 3 kg constituée d'une peau en caoutchouc de 1,5 mm d'épaisseur, remplie d'un mélange d'une granulométrie de 0 / 2 mm composé de sable fin et de grenaille de plomb (cf. Figure E.1). Il est désigné par M 3.

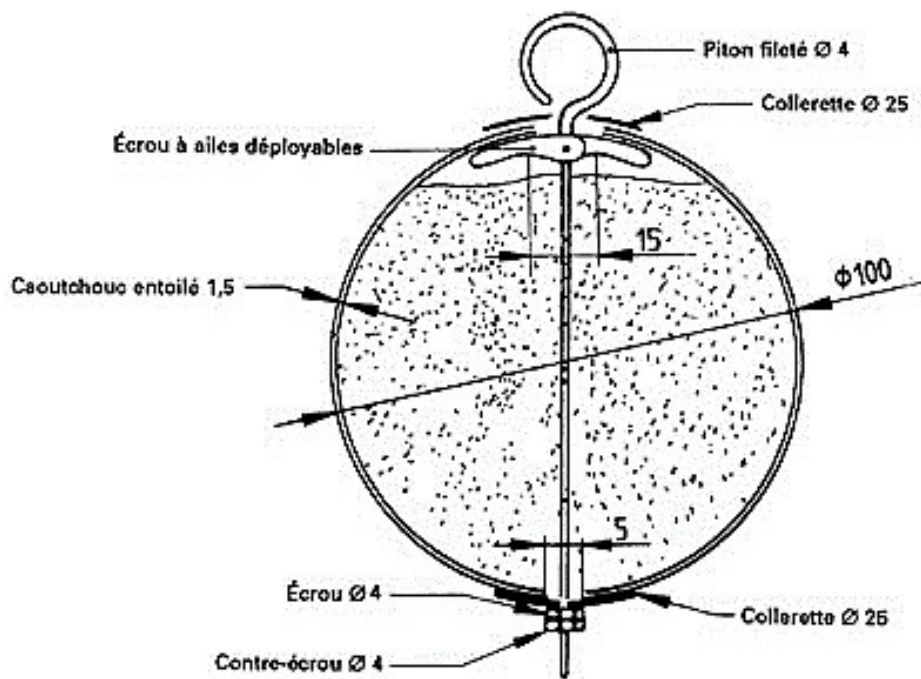


Figure E.1 Schéma du corps mou M 3 défini par la norme NF P08-301 [89].

Le deuxième corps mou est un sac sphéroconique d'une masse de 50 kg désigné par M 50. Il est rempli de bille de verre de 3 mm de diamètre. Ses dimensions sont données dans la Figure E.2.

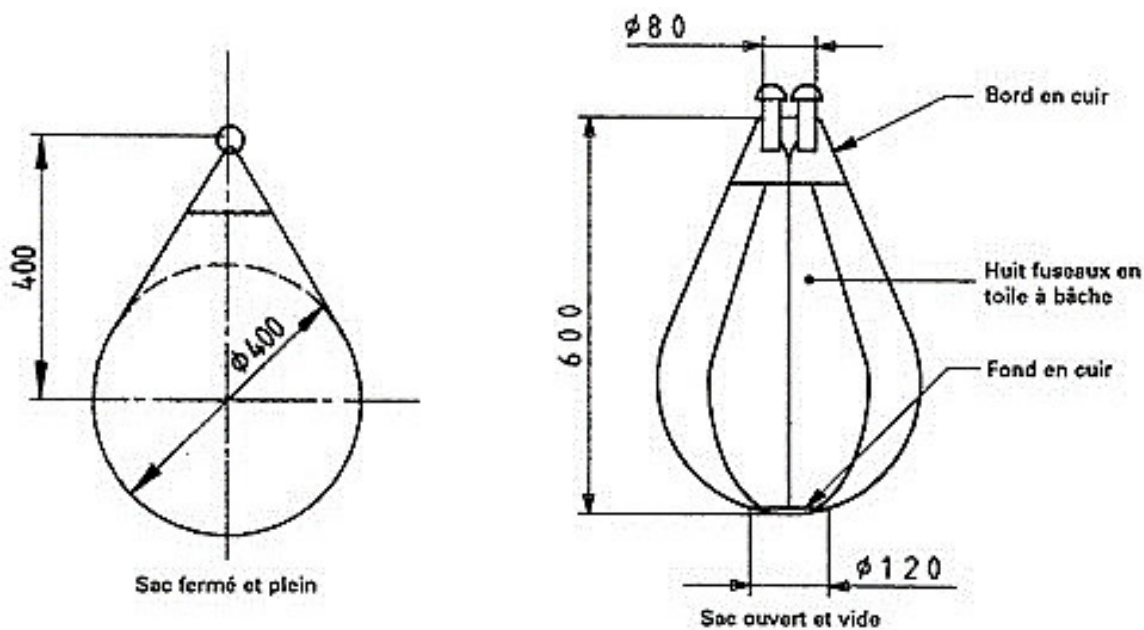


Figure E.2 Schéma du corps mou M 50 défini dans la norme NF P08-301 [89].

La norme NF P08-301 indique que les essais de choc sont effectués en faisant chuter le corps de choc perpendiculairement sur le corps d'épreuve. Les points d'impact sont choisis de façon à appliquer le choc dans les parties du corps d'épreuve appréciées comme étant les moins résistantes [90]. La masse des corps de choc restant invariable, la hauteur de chute est ajustée afin d'avoir l'énergie d'impact voulue. La vitesse d'impact varie donc en fonction de la hauteur. Les impacts dus au rebond éventuel du corps de choc doivent être évités par son maintien après le premier impact. La fixation du corps d'épreuve doit reproduire les conditions d'appui réelles et ne doit pas permettre une absorption d'énergie supplémentaire. Pour cela, les déplacements des points de fixation et du bâti doivent être inférieurs à 1 mm. La Figure E.3 présente un schéma de dispositif d'essai de choc de corps mou M 50.

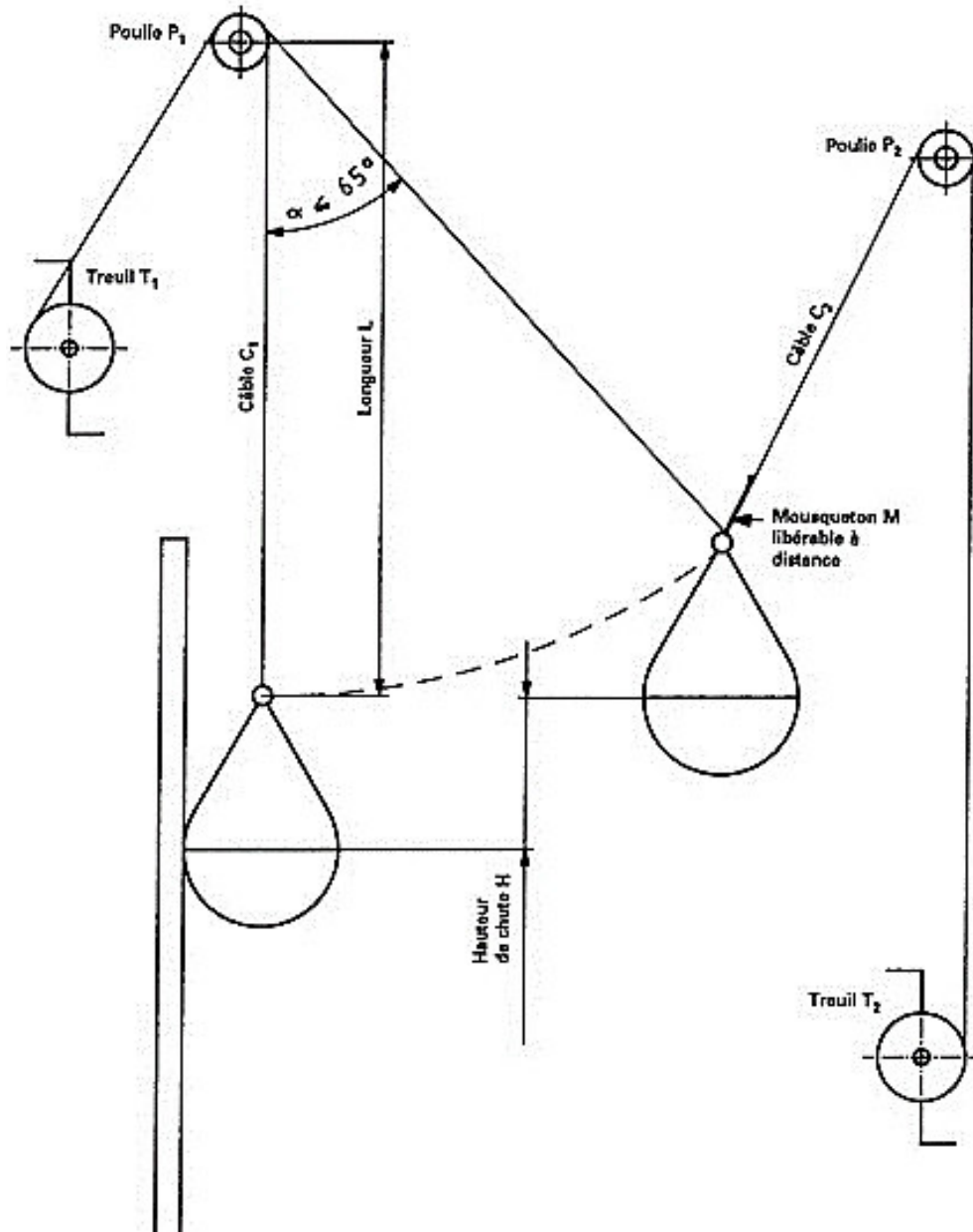


Figure E.3 Exemple de schéma de dispositif d'essai de choc avec le corps mou M50 [89].

3 Comportement en cas d'incendie

La résistance au feu et la réaction au feu sont les deux notions les plus importantes en cas d'incendie. La première caractérise le comportement des éléments de construction lors de l'incendie. Elle indique le temps pendant lequel ils peuvent jouer leur rôle malgré l'action de l'incendie. Cette notion prend toute son importance quand il s'agit d'éléments structurels. La réaction au feu décrit le comportement du matériau lors des premières phases de l'incendie et la possibilité du feu à se propager. Dans le cas de panneaux de façade, les éléments n'ont pas de rôle structurel. Nous nous limitons donc dans ce qui suit à la notion de réaction au feu.

L'arrêté du 30 juin 1983 [91] régleme la classification des matériaux de construction et d'aménagement selon leur réaction au feu et définit les méthodes d'essai appropriées. Les essais sont conduits en respectant les conditions d'utilisation prévues et le mode de pose. Les matériaux rigides et les matériaux souples de plus de 5mm d'épaisseur sont concernés par l'essai principal dit « essai par rayonnement ». Il consiste à soumettre les éprouvettes à l'action d'une source de chaleur rayonnante afin de provoquer éventuellement l'inflammation des gaz dégagés, d'observer la propagation de la combustion et d'estimer la quantité de chaleur libérée par le matériau.

D'autres essais complémentaires doivent être conduits si les matériaux présentent un comportement particulier au cours de ce premier essai principal :

- Les matériaux fusibles font l'objet d'un essai permettant d'évaluer la chute des gouttes enflammées ou non-enflammées à l'aide d'un réceptacle ;
- L'essai de propagation de flamme consiste à soumettre les éprouvettes à l'action d'une source de chaleur constituée par un bruleur à gaz pour provoquer éventuellement l'inflammation de l'éprouvette et la de propagation de la flamme, et en mesurer la vitesse [91].

Les appareillages et les modalités de conduite des essais sont explicités dans ledit arrêté du 30 janvier 1983 [91]. Selon ce dernier, les panneaux multicouches à parement incombustible étanche doivent être soumis à l'essai par rayonnement après avoir créé une discontinuité par un trait de scie dans le parement exposé (épaisseur du trait de scie : 3 mm, longueur : 180 mm depuis le bord inférieur dans la direction longitudinal), et après avoir réalisé une étanchéité aux gaz de pyrolyse par le collage d'un film d'aluminium adhésif sur les quatre chants de l'éprouvette [91].

Cinq catégories sont à distinguer : M0, M1, M2, M3 et M4. Les critères retenus pour ce classement sont : le délai d'inflammation qui est défini par l'indice d'inflammabilité (Équation E.1), la somme des longueurs maximums de flamme et la durée de combustion.

$$i = \frac{1000}{15 \cdot t_1} + \frac{1000}{15 \cdot t_2} \quad \text{Équation E.1}$$

t_1 et t_2 sont les temps d'inflammation en secondes de chacune des deux faces de l'élément testé. S'il n'y a pas d'inflammation sur l'une des faces, le temps correspondant est considéré comme infini. Les différentes catégories sont succinctement résumées dans le Tableau E.6. Ce dernier donne également les euroclasses correspondantes de la norme NF EN 13501-1+A1 [92]. Celles-ci sont définies par un système de classement en

sept catégories d'exigence : A1, A2, B, C, D, E, F (correspondant au classement M). La norme tient compte de deux autres critères :

- La quantité et la vitesse de dégagement des fumées notées s pour « *smoke* » (s1 correspondant à la quantité et la vitesse de dégagement la plus faible) ;
- Les gouttelettes et les débris enflammés notés d pour *droplets* (d0 correspondant à l'absence de débris).

Tableau E.6 Classification des matériaux de construction vis-à-vis de la réaction au feu [91], [92].

Classification française [91]	Critères [91]	Classification européennes [92]
M0	<ul style="list-style-type: none"> – S'il est de catégorie M1 et que son pouvoir calorifique supérieur est inférieur ou égal à 2,5 MJ / kg. 	A2-s1-d0
M1	<ul style="list-style-type: none"> – Si l'indice d'inflammabilité est inférieur à 2,5 (temps d'inflammation supérieur à 27 secondes) ; – Cas des éléments multicouches : si les gaz dégagés par le joint créé ne s'enflamment pas ; – S'il y a percement du matériau sans inflammation, le classement est fait par rapport à article 79 de l'arrêté. 	A2-s1-d1 A2-s2-d0 A2-s3-d1 B-s1-d0 B-s2-d1 B-S3
M2	<ul style="list-style-type: none"> – Quand l'élément n'est pas de catégorie M1 ; – Si l'indice d'inflammabilité est inférieur à 15 (temps d'inflammation supérieur à 5 secondes) ; – Cas des éléments multicouches : si les gaz dégagés par le joint simulé s'enflamment. 	C-s1-d0 C-s2-d1 C-s3
M3	<ul style="list-style-type: none"> – Quand l'élément ne fait pas partie des catégories précédentes ; – Si l'indice d'inflammabilité est inférieur à 50 (temps d'inflammation supérieur à 1,3 secondes). 	D-s1-d0
M4 non gouttant	<ul style="list-style-type: none"> – Quand l'élément ne fait pas partie des catégories précédentes ; – Si la vitesse de propagation de la flamme est inférieure à 2 mm / sec. 	D-s2-d1 D-s3
M4		Toutes classes autres que E-d2 et F

Le classement minimal requis pour les systèmes de panneaux de façade dans le cadre des bâtiments neufs est donné dans le Tableau E.7.

Tableau E.7 Classement minimal des systèmes d'habillage de façade sur bâtiments neufs par rapport à la réaction au feu [85].

Type de bâtiment		Niveau minimal requis selon le classement reVETIR	Classe française correspondante
Habitat 1 ^{ère} famille avec distance à limite de parcelle supérieure à 4 m		I ₁	M4
Habitat 1 ^{ère} famille autre cas et habitat 2 ^e famille		I ₂	M3
Habitat 3 ^{ème} et 4 ^{ème} familles et ERP	en étage avec $P/H \geq 0,8$	I ₂	M3
	rez-de-chaussée et en étage avec $P/H \leq 0,8$	I ₃	M2
IGH		I ₄	M0
P : distance minimale à laquelle peut se trouver l'immeuble vis-à-vis. H : hauteur la plus élevée des deux immeubles.			

Le classement des bâtiments d'habitation, l'habillage de façade dans le cadre d'une réhabilitation et l'ensemble des autres dispositions concernant le comportement en cas d'incendie sont décrits par des arrêtés, des circulaires et des normes européennes cités dans le classement reVETIR [85].

ANNEXE F Réponses mécaniques sous des sollicitations de chocs de corps mou

Comme indiqué dans l'ANNEXE E, le comportement mécanique vis-à-vis des chocs tient une place importante dans les critères réglementaires pour l'utilisation du panneau sandwich en tant que panneau de façade (particulièrement en RDC). Dans ce contexte, un essai préliminaire a été effectué en soumettant le panneau à des chocs répétés de corps mou, avec une énergie croissante d'un impacte à un autre. L'impacteur est lâché à une hauteur fixe (1 m) pour garder une vitesse d'impact constante (environ 4,5 m/s). L'énergie d'impact est augmentée au travers de la masse. L'acquisition des données s'est faite à une fréquence de 100 Hz. Le rebond de l'impacteur est évité. L'essai est illustré dans la Figure F.1.

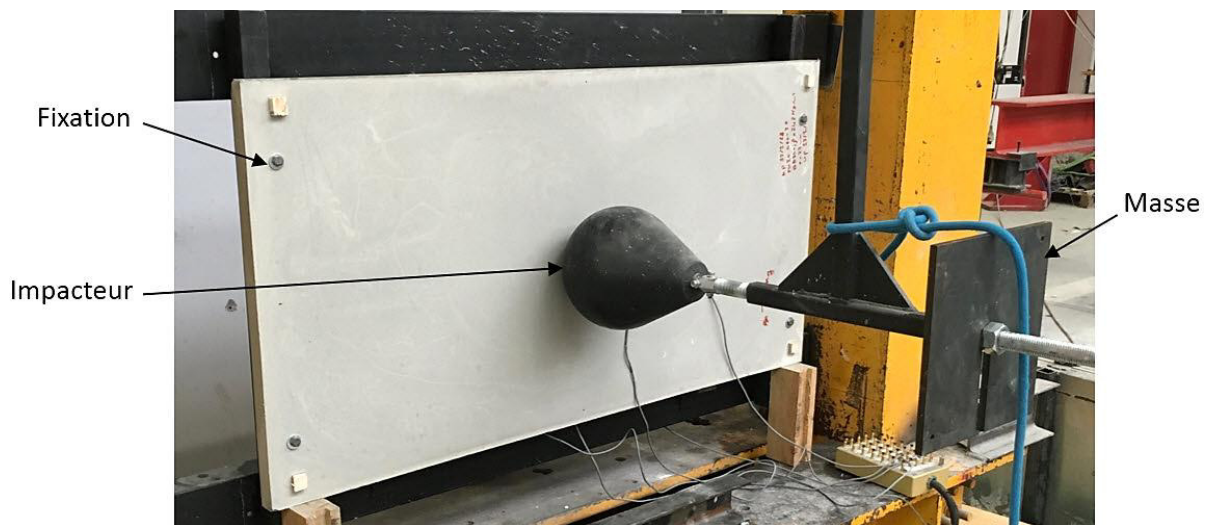


Figure F.1 Illustration de l'essai de chocs de corps mou.

La Figure F.2 présente la réponse mécanique enregistrée lors de cet essai. Un décollement de la couche minérale inférieure a été constaté au deuxième impact, comme l'illustre la Figure F.3. Cette observation expérimentale à un impact de 61 J indique qu'il est difficile de satisfaire les critères de choc du classement reVETIR en conservant la couche minérale inférieure. Cela justifie donc notre choix de la supprimer dans la section dimensionnée pour une application comme panneau de façade.

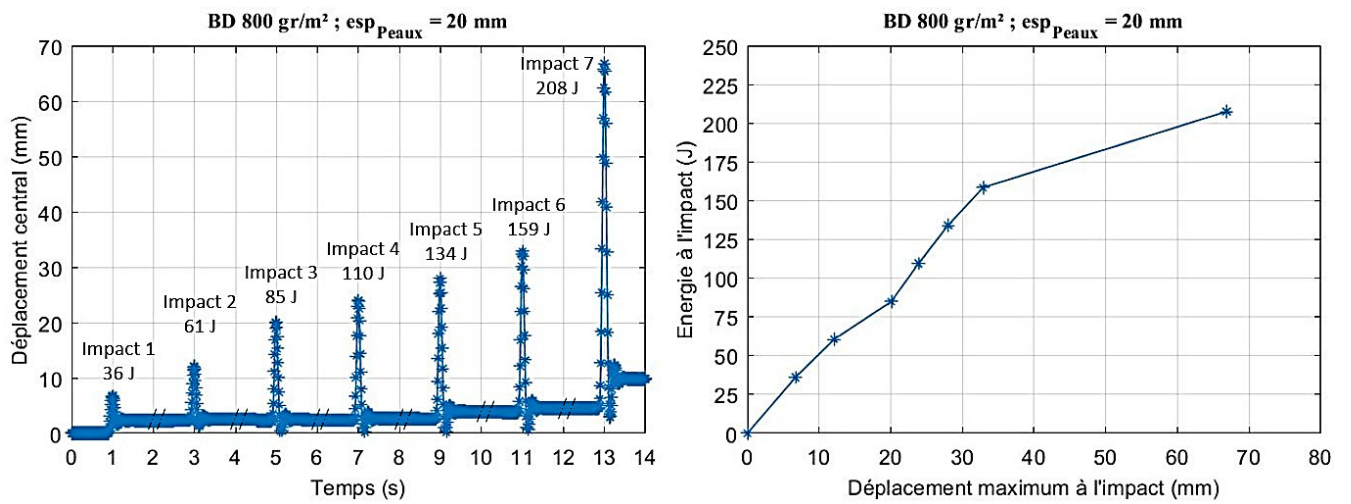


Figure F.2 Courbes décrivant la réponse de l'essai de chocs en termes d'énergie d'impact en fonction du déplacement.

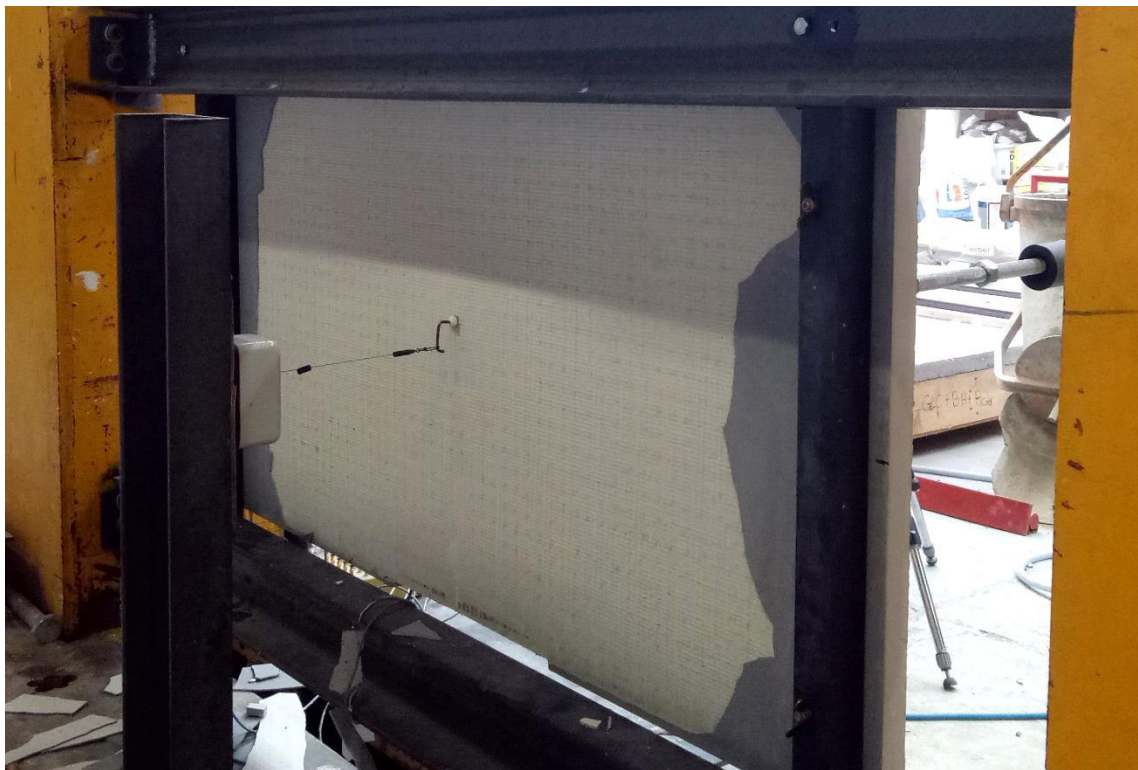


Figure F.3 Décollement de la couche minérale inférieure au deuxième impact.

ANNEXE G Essais préliminaires à l'étude des fixations

La Figure G.1 présente l'essai d'arrachement effectué et le faciès de rupture du spécimen. Une vise auto-perforante de 4,5 mm × 60 mm a été utilisée.

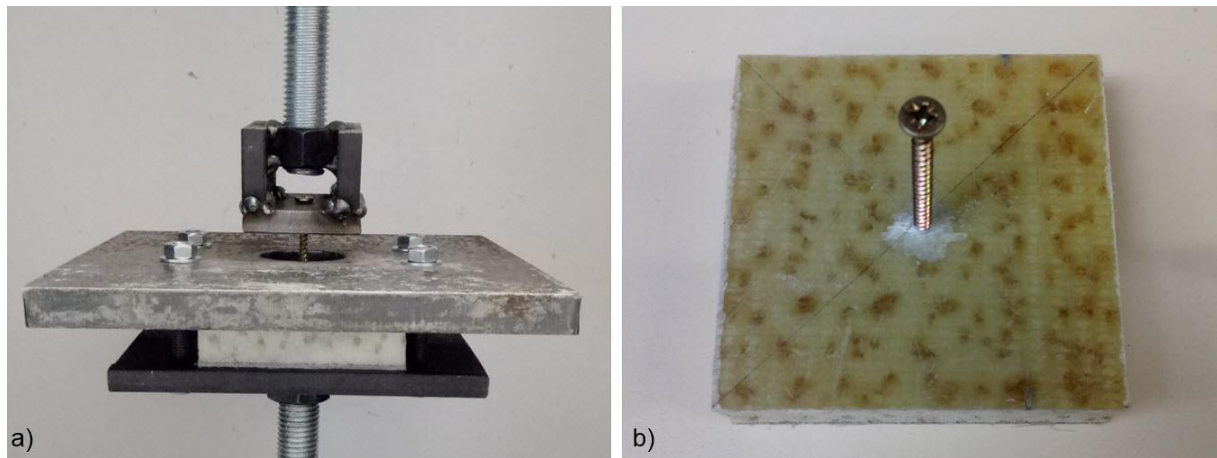


Figure G.1 Illustration de l'essai d'arrachement. b) Faciès de rupture après l'essai.

Dans le cadre d'une application comme panneaux de façade, la courbe présentée dans la Figure G.2 donne un résultat prometteur et indique qu'une dépression de 2235 Pa sur un panneau de 1 m × 2 m peut aisément être reprise par six fixations de ce type.

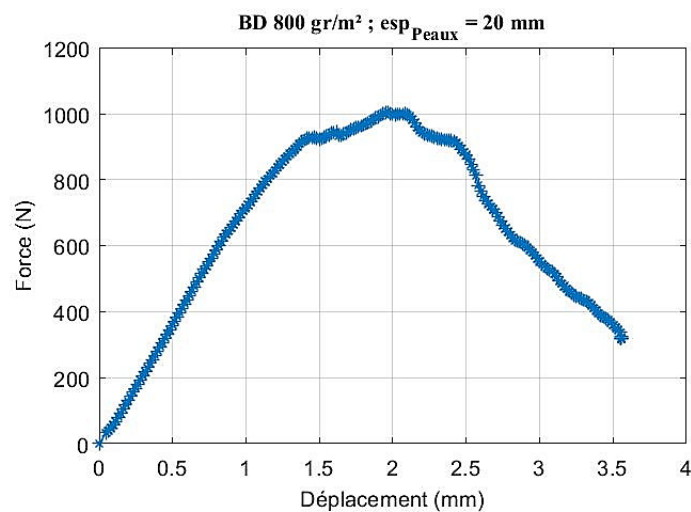


Figure G.2 Résultat d'essai en termes de courbe force – déplacement.

