



**HAL**  
open science

# Influence de l'endommagement plan sur le comportement hors-plan des composites stratifiés et des assemblages collés

Alexandre Uguen

► **To cite this version:**

Alexandre Uguen. Influence de l'endommagement plan sur le comportement hors-plan des composites stratifiés et des assemblages collés. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université de Bretagne occidentale - Brest, 2017. Français. NNT : 2017BRES0004 . tel-01576776

**HAL Id: tel-01576776**

**<https://theses.hal.science/tel-01576776>**

Submitted on 23 Aug 2017

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

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



université de bretagne  
occidentale

UNIVERSITE  
BRETAGNE  
LOIRE

**THÈSE / UNIVERSITÉ DE BRETAGNE OCCIDENTALE**

*sous le sceau de l'Université Bretagne Loire*

pour obtenir le titre de

**DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE BRETAGNE OCCIDENTALE**

*Mention : Génie Mécanique*

**École Doctorale des Sciences de la Mer**

présentée par

**Alexandre UGUEN**

Préparée à l'Institut de Recherche Dupuy de  
Lôme à l'ENSTA Bretagne à Brest

# Influence de l'endommagement plan sur le comportement hors-plan des composites stratifiés et des assemblages collés

**Thèse soutenue le 16 janvier 2017**

devant le jury composé de :

**Francis Collombet**

Professeur, Université de Toulouse / *Examineur*

**Eric Martin**

Professeur, ENSEIRB-MATMECA / *Rapporteur*

**Rafael Estevez**

Professeur, Université de Grenoble / *Rapporteur*

**Frédéric Jacquemin**

Professeur, Université de Nantes / *Examineur*

**Eric Lolive**

Maître de conférence, Université de Brest / *Examineur*

**Nicolas Carrère**

Ingénieur-docteur HDR, Groupe SAFRAN A.S. / *Directeur de thèse*



# Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier Francis Collombet pour m'avoir fait l'honneur de présider mon jury, Eric Martin et Rafael Estevez d'avoir accepté de rapporter mes travaux ainsi que Frédéric Jacquemin, Eric Lolive et Cédric Huchette pour leurs remarques et questions toujours pertinentes.

Je souhaite ensuite évidemment remercier mon directeur de thèse Nicolas Carrère pour sa confiance et sa disponibilité qu'il m'a accordées durant ces trois années. C'est toi qui m'as convaincu de mener ces travaux et je ne regrette nullement mon choix. J'ai également une pensée pour Jean-Yves Cognard qui est à l'initiative de cette thèse.

Je remercie ensuite Peter Davies qui m'a conseillé et m'a permis de mener mes vieillissements à l'IFREMER, Nicolas Tual pour son aide et son partage de connaissance. Je souhaite aussi remercier Claudiu Badulescu, Thomas Bonnemains, Malick Diakhaté de m'avoir aidé à mener mes essais et plus généralement je remercie l'ensemble des techniciens qui ont toujours été présents pour résoudre les problèmes rencontrés.

Merci également à tous les collègues du laboratoire pour la bonne ambiance quotidienne et en particulier à mes (ex-)collègues de bureau : Bruno pour sa jovialité et son humour toujours fin et bien senti, Leo pour le support Abaqus et les (nombreuses) séances de relecture de rapport et enfin Nicolas pour la mise en place d'essais qui se transformait en séance de musculation. Je souhaite aussi remercier Cédric, Philippe, Sylvain, David, Pierre, Jérémy et Georgios de m'avoir aidé à préparer la soutenance.

Je remercie également la DGA et la Région Bretagne pour avoir financé cette thèse et m'avoir ainsi permis de travailler dans les meilleures conditions.

Je termine enfin par remercier mes proches, ma famille et en particulier mes parents, mon frère et ma sœur. Ces quelques mots ne sont que peu de choses par rapport au soutien quotidien que vous m'avez apporté durant mes années d'étude.



# Table des matières

<b>0</b>	<b>Introduction générale</b>	<b>1</b>
0.1	Contexte de l'étude . . . . .	2
0.1.1	Industrie éolienne offshore . . . . .	2
0.1.2	Industrie navale militaire . . . . .	3
0.1.2.1	Avantages des matériaux composites . . . . .	3
0.1.2.2	Frégate type « La Fayette » . . . . .	3
0.1.2.3	Sous-marins . . . . .	4
0.1.2.4	Applications potentielles . . . . .	4
0.2	Objectifs de l'étude . . . . .	5
<b>1</b>	<b>Étude bibliographique</b>	<b>9</b>
1.1	Notations . . . . .	11
1.2	Caractérisation de la tenue hors-plan . . . . .	12
1.2.1	Identification des résistances hors-plan . . . . .	12
1.2.1.1	Identification de la résistance en traction hors-plan . . . . .	12
1.2.1.2	Identification des résistances en cisaillement hors-plan . . . . .	13
1.2.2	Identification des ténacités . . . . .	13
1.2.2.1	Identification de la ténacité en mode I . . . . .	14
1.2.2.2	Identification de la ténacité en mode II . . . . .	14
1.2.2.3	Identification de la ténacité en mode III . . . . .	15
1.3	Caractérisation des assemblages collés composites . . . . .	15
1.3.1	Identification des résistances . . . . .	15
1.3.1.1	Essais de simple recouvrement . . . . .	16
1.3.1.2	Essais Arcan . . . . .	19
1.3.2	Identification des ténacités . . . . .	21
1.4	Modélisation de la rupture hors-plan . . . . .	21
1.4.1	Application d'un critère couplé . . . . .	21
1.4.1.1	Présentation du critère couplé . . . . .	21
1.4.1.2	Détermination du chargement critique . . . . .	22

1.4.1.3	Conclusion sur l'application du critère couplé . . . . .	24
1.4.2	Modèles de zone cohésive . . . . .	24
1.4.2.1	Principe des modèles de zone cohésive . . . . .	24
1.4.2.2	Lois de zone cohésive . . . . .	25
1.4.2.3	Conclusion sur les modèles de zone cohésive . . . . .	28
1.5	Bilan . . . . .	30
<b>2</b>	<b>Identification des résistances hors-plan des composites stratifiés à l'état sain et après vieillissement hydrique</b>	<b>31</b>
2.1	Matériau utilisé . . . . .	33
2.1.1	Procédé de fabrication . . . . .	33
2.1.2	Propriétés générales . . . . .	33
2.1.3	Propriétés élastiques . . . . .	35
2.2	Vieillissement hydrique . . . . .	35
2.2.1	Mécanismes de diffusion . . . . .	35
2.2.2	Effets de l'eau sur la résine époxyde . . . . .	36
2.2.2.1	Effets physiques . . . . .	36
2.2.2.2	Effets chimiques . . . . .	37
2.2.3	Vieillissement accéléré . . . . .	37
2.2.3.1	Conditions de vieillissement . . . . .	38
2.3	Campagne expérimentale . . . . .	39
2.3.1	Choix des empilements étudiés . . . . .	40
2.3.2	Choix de la colle . . . . .	40
2.3.3	Géométrie des substrats . . . . .	40
2.3.4	Préparation des éprouvettes Arcan . . . . .	40
2.3.4.1	Préparation des surfaces . . . . .	42
2.3.4.2	Collage du composite . . . . .	42
2.3.4.3	Découpe du système de fixation . . . . .	43
2.3.4.4	Mouchetis . . . . .	43
2.3.5	Choix des angles de sollicitations Arcan . . . . .	43
2.3.6	Mise en place des essais . . . . .	44
2.3.7	Résultats expérimentaux . . . . .	46
2.3.8	Essais de flexion trois-points avec appuis rapprochés . . . . .	49
2.3.8.1	Définition de l'essai . . . . .	49
2.3.8.2	Choix des empilements testés . . . . .	51
2.3.8.3	Résultats expérimentaux . . . . .	52
2.4	Simulations . . . . .	54
2.4.1	Modélisation des essais Arcan . . . . .	54
2.4.1.1	Mise en place du modèle Abaqus . . . . .	54
2.4.1.2	Propriétés élastiques . . . . .	56
2.4.1.3	Identification du module d'élasticité de traction hors-plan . . . . .	57
2.4.1.4	Identification des résistances hors-plan . . . . .	58
2.4.2	Validation des résistances de cisaillement hors-plan . . . . .	64

2.4.2.1	Validation de la résistance de cisaillement en mode II . . . . .	64
2.4.2.2	Validation de la résistance de cisaillement en mode III . . . . .	65
2.4.3	Mise en place de l'enveloppe de rupture hors-plan . . . . .	69
2.5	Conclusions . . . . .	71
<b>3</b>	<b>Validation de modèles pour la prédiction de l'apparition du délaminage</b>	<b>73</b>
3.1	Modèles de prédiction d'apparition du délaminage . . . . .	75
3.1.1	Mise en place d'un modèle élémentaire . . . . .	75
3.1.1.1	Modèle complet . . . . .	75
3.1.1.2	Modèle élémentaire . . . . .	76
3.1.1.3	Validation du modèle élémentaire . . . . .	77
3.1.2	Modèle de zone cohésive . . . . .	78
3.1.2.1	Étude paramétrique . . . . .	78
3.1.2.1.1	Raideur initiale . . . . .	78
3.1.2.1.2	Résistance . . . . .	80
3.1.2.1.3	Ténacité . . . . .	82
3.1.2.1.4	Loi d'endommagement . . . . .	83
3.1.2.1.5	Viscosité . . . . .	83
3.1.2.2	Conclusion sur les modèles de zone cohésive . . . . .	84
3.1.3	Application du critère couplé . . . . .	85
3.1.3.1	Étude paramétrique . . . . .	85
3.1.3.1.1	Modélisation . . . . .	86
3.1.3.1.2	Application du critère couplé . . . . .	87
3.1.3.1.3	Résistance et ténacité . . . . .	89
3.1.4	Conclusions sur l'application du critère couplé . . . . .	90
3.2	Validation des modèles . . . . .	90
3.2.1	Campagne expérimentale . . . . .	90
3.2.2	Résultats expérimentaux . . . . .	91
3.2.3	Modèles de zone cohésive . . . . .	92
3.2.3.1	Modélisation et maillage . . . . .	92
3.2.3.2	Prédiction d'apparition du délaminage . . . . .	93
3.2.4	Critère couplé . . . . .	96
3.2.5	Discussion . . . . .	97
3.3	Conclusions . . . . .	98
<b>4</b>	<b>Prédiction de l'apparition du délaminage sur un matériau composite pour application marine</b>	<b>101</b>
4.1	Campagne expérimentale . . . . .	103
4.1.1	Viellissement des éprouvettes de traction . . . . .	103
4.1.2	Résultats expérimentaux . . . . .	104
4.2	Prédiction de l'apparition du délaminage . . . . .	108
4.2.1	Modèle de zone cohésive . . . . .	108
4.2.1.1	Modélisation et maillage . . . . .	108



---

4.2.1.2	Prédiction de l'apparition du délaminage . . . . .	109
4.2.2	Critère couplé . . . . .	112
4.2.3	Discussion . . . . .	114
4.3	Observations microscopiques . . . . .	116
4.3.1	Microstructure du composite . . . . .	116
4.3.2	Faciès de rupture des éprouvettes de traction . . . . .	118
4.3.3	Discussion . . . . .	118
4.4	Conclusions . . . . .	119
<b>5</b>	<b>Effet de l'endommagement mécanique plan sur les résistances hors-plan</b>	<b>121</b>
5.1	Endommagement mécanique . . . . .	123
5.1.1	Protocole expérimental . . . . .	123
5.1.2	Suivi de l'endommagement . . . . .	123
5.2	Campagne expérimentale . . . . .	124
5.2.1	État sain . . . . .	125
5.2.2	État fissuré . . . . .	125
5.2.3	Résultats expérimentaux . . . . .	126
5.3	Simulations . . . . .	127
5.3.1	Prédiction de la rupture . . . . .	127
5.3.2	Mise en place des modèles éléments finis . . . . .	127
5.3.2.1	État non-fissuré . . . . .	127
5.3.2.2	État fissuré . . . . .	130
5.3.3	Résultats numériques . . . . .	133
5.3.3.1	État non fissuré . . . . .	133
5.3.3.2	État fissuré . . . . .	135
5.3.3.3	Bilan . . . . .	137
5.4	Conclusions . . . . .	137
<b>6</b>	<b>Assemblages collés composites</b>	<b>139</b>
6.1	Essais de flexion trois-points avec appuis rapprochés . . . . .	141
6.1.1	Préparation des éprouvettes . . . . .	141
6.1.2	Campagne expérimentale . . . . .	141
6.1.3	Résultats expérimentaux . . . . .	142
6.1.4	Essais ILSS sur assemblage aluminium/colle/aluminium . . . . .	147
6.2	Essais de simple recouvrement . . . . .	148
6.2.1	Campagne expérimentale . . . . .	148
6.2.2	Résultats expérimentaux . . . . .	151
6.2.3	Prédiction de la rupture . . . . .	154
6.2.3.1	Modélisation . . . . .	154
6.2.3.2	Modèles de fissuration . . . . .	156
6.2.3.3	Critère couplé . . . . .	157
6.2.3.4	Identification de la résistance de traction hors-plan de l'Araldite 2015 . . . . .	158

6.2.4	Résultats numériques . . . . .	161
6.2.4.1	Application du critère couplé . . . . .	161
6.2.4.2	Prédiction de la rupture hors-plan . . . . .	164
6.2.4.3	Observations microscopiques . . . . .	167
6.2.5	Prise en compte de l'endommagement plan . . . . .	168
6.2.5.1	Modélisation . . . . .	168
6.2.5.2	Résultats numériques . . . . .	171
6.2.5.2.1	Sans fissuration transverse . . . . .	172
6.2.5.2.2	Avec fissuration transverse . . . . .	174
6.2.6	Bilan . . . . .	176
6.3	Conclusions . . . . .	179
<b>7</b>	<b>Conclusions &amp; Perspectives</b>	<b>181</b>
7.1	Conclusions . . . . .	182
7.1.1	Effet de l'endommagement hydrique sur composite . . . . .	182
7.1.2	Prédiction du délaminage . . . . .	182
7.1.3	Effet de l'endommagement mécanique sur composite . . . . .	183
7.1.4	Effet de l'endommagement plan sur assemblages composites collés . . . . .	183
7.1.5	Bilan . . . . .	184
7.2	Perspectives . . . . .	184
7.2.1	Enveloppe de rupture hors-plan . . . . .	184
7.2.2	Vieillessement hydrique . . . . .	184
7.2.3	Endommagement mécanique . . . . .	185
7.2.4	Influence de la micro-structure . . . . .	186
7.2.5	Fatigue . . . . .	186
<b>Annexe A</b>	<b>Modèles de zone cohésive sous Abaqus</b>	<b>187</b>
A.1	Éléments cohésifs . . . . .	187
A.1.1	Mise en place des éléments cohésifs . . . . .	187
A.1.2	Comportement mécanique des éléments cohésifs . . . . .	188
A.1.2.1	Amorçage de l'endommagement . . . . .	189
A.1.2.2	Propagation de l'endommagement . . . . .	189
A.1.2.3	Rupture des éléments cohésifs . . . . .	189
A.2	Contact cohésif . . . . .	189
A.2.1	Comportement mécanique du contact cohésif . . . . .	190
A.2.2	Amorçage de l'endommagement . . . . .	190
A.2.3	Propagation de l'endommagement . . . . .	190
A.2.4	Rupture du contact cohésif . . . . .	190
A.3	Comparaison des modèles de zone cohésive . . . . .	190
A.3.1	Prétraitement . . . . .	191
A.3.2	Configuration initiale . . . . .	192
A.4	Résumé . . . . .	192



# Table des figures

1	Évolution de la taille et de la puissance des éoliennes offshore entre 1980 et 2015 [1]. . . . .	2
2	Parties de la superstructure de la frégate de type « La Fayette » [7]. . . . .	4
3	Applications potentielles pour les CMO sur les bâtiments de surface [9]. . . . .	5
4	Schéma récapitulatif de la démarche de l'étude. . . . .	7
1.1	Définitions des repères global ( <b>matériau</b> ) et local ( <b>pli</b> ). . . . .	11
1.2	Illustration des modes de rupture. . . . .	12
1.3	Illustration de l'essai de flexion quatre points sur cornière. . . . .	13
1.4	Illustration de l'essai de flexion trois-points avec appuis rapprochés ILSS. . . . .	13
1.5	Illustration de l'essai DCB. . . . .	14
1.6	Illustration de l'essai 4ENF. . . . .	15
1.7	Illustration de l'essai ECT. . . . .	15
1.8	Principe d'un essai de simple recouvrement. . . . .	16
1.9	Modes de rupture d'un joint de simple recouvrement : (a) rupture cohésive, (b) rupture adhésive, (c) arrachement partiel des fibres, (d) rupture du composite par délaminage, (e) rupture totale du composite. . . . .	17
1.10	Géométrie de l'éprouvette Arcan. . . . .	19
1.11	Dispositif Arcan suivant différentes configurations : (a) traction ( $\gamma=0^\circ$ ), (b) traction/cisaillement ( $\gamma=45^\circ$ ), (c) cisaillement ( $\gamma=90^\circ$ ), (d) compression/cisaillement ( $\gamma=135^\circ$ ). . . . .	20
1.12	Principe de l'application du critère couplé . . . . .	23
1.13	Principe des éléments de zone cohésive. . . . .	25
1.14	Évolution de la variable d'endommagement $D$ en mode I pur. . . . .	27
1.15	Loi adoucissante linéaire (a) et exponentielle (b). . . . .	27
1.16	Illustration de l'endommagement progressif de l'interface (a) et de la loi bilinéaire correspondante (b) pour une sollicitation en mode I pur. . . . .	29

2.1	Représentation schématique de la mise en forme d'une plaque composite contenant des plis à $0^\circ$ et $90^\circ$ par infusion sous vide : (a) évacuation de l'air, (b) injection de la résine, (c) maintien du vide pendant la cuisson, (c) obtention des plaques infusées. . . . .	34
2.2	Illustration de la théorie des volumes libres. . . . .	35
2.3	Illustration de l'approche moléculaire. . . . .	36
2.4	Illustration du gonflement de la matrice époxyde. . . . .	36
2.5	Évolution de la concentration en eau $c$ dans le composite en fonction du temps $t$ et de l'épaisseur $e$ . . . . .	37
2.6	Schéma récapitulatif de l'endommagement physique dû au vieillissement hydrique sur les matériaux composites à fibres longues [43]. . . . .	38
2.7	Évolution de la prise en eau du composite étudié en fonction du temps [47]. . . . .	39
2.8	Géométrie des becs des substrats en aluminium. . . . .	41
2.9	Géométrie de l'éprouvette Arcan (dimensions en mm, proportions respectées) : (a) plaque composite, substrat aluminium vu (b) du haut, (c) de profil, (d) de côté. . . . .	41
2.10	Vérification de l'épaisseur des joints de colle au projecteur de profil. . . . .	42
2.11	Préparation des éprouvettes Arcan : (a) ponçage au papier de verre et dégraissage à l'acétone, (b) collage du composite sur les substrats aluminium puis nettoyage des becs au coton-tige, (c) découpe du système de fixation, (d) application de peinture noire et blanche pour la corrélation d'images. . . . .	43
2.12	Angles de sollicitation possibles à l'aide du montage Arcan (traction/cisaillement en rouge et compression/cisaillement en bleu). . . . .	44
2.13	Enveloppe de rupture hors-plan théorique du composite identifiée à partir des essais Arcan. . . . .	45
2.14	Système de fixation du montage Arcan modifié. . . . .	46
2.15	Désalignement du chargement appliqué dans le cas d'une épaisseur colle/composite trop importante avec en colonne de gauche l'épaisseur nominale et en colonne de droite l'épaisseur trop importante avec (a) $\gamma=0^\circ$ , (b) $\gamma=45^\circ$ et (c) $\gamma=90^\circ$ . . . . .	47
2.16	Dispositif Arcan selon les différentes configurations utilisées : (a) montage orienté à $\gamma=0^\circ$ , (b) montage orienté à $\gamma=45^\circ$ , (c) montage orienté à $\gamma=90^\circ$ . . . . .	48
2.17	Dispositif Arcan mis en place sur la machine de traction. . . . .	48
2.18	Géométrie de l'essai ILSS (dimensions en mm, proportions respectées). . . . .	49
2.19	Faciès de rupture des éprouvettes testées en flexion trois-points avec appuis rapprochés : (a) empilement $[0_8]$ et (b) empilement $[90,45,-45,0]_s$ . . . . .	52
2.20	Localisation de l'apparition du délaminage pendant les essais ILSS : (a) empilement $[0_8]$ et (b) empilement $[90,45,-45,0]_s$ . . . . .	53
2.21	Géométrie du modèle avec la prise en compte de la symétrie ou de l'antisymétrie (partie estompée). . . . .	54
2.22	Conditions limites et maillage du modèle Abaqus de l'essai Arcan. . . . .	55
2.23	Comparaison entre (a) le bec modélisé par éléments finis sous Abaqus et (b) le bec réel vu au microscope optique. . . . .	56

2.24	Images haute résolution prises par la caméra 2D (a) au début de l'essai et (b) à la fin de l'essai Arcan. . . . .	57
2.25	Principe du programme de corrélation d'images ncorr sous Matlab . . . . .	59
2.26	Détection de la partie linéaire de la courbe force/déplacement à l'aide de la dérivée des déplacements en fonction du temps. . . . .	60
2.27	Effort appliqué en fonction du déplacement relatif des substrats pour identifier le module d'élasticité $E_3$ par corrélation d'images sur des essais Arcan en traction ( $\gamma=0^\circ$ ) avec un composite dont les fibres sont orientées à $0^\circ$ (a) et à $90^\circ$ (b). . . . .	60
2.28	Effort appliqué en fonction du déplacement relatif des substrats pour identifier le module d'élasticité $E_3$ (en GPa) à l'aide du modèle éléments finis : (a) identification entre 0.5 et 20 GPa, (b) identification entre 3.5 et 5 GPa. . . . .	61
2.29	Champ de contraintes hors-plan dans le plan XY de la Figure (a) sous le joint de colle : (b) $\sigma_{33}$ en traction, (c) $\tau_{13}$ en cisaillement, (d) $\tau_{13}$ en traction/cisaillement et (e) $\sigma_{33}$ en traction/cisaillement. . . . .	63
2.30	Conditions limites et maillage du modèle Abaqus de l'essai ILSS sur l'empilement [0 <sub>8</sub> ]. . . . .	65
2.31	Contraintes de cisaillement hors-plan $\tau_{13}$ dans les plans (a) AA (b) et BB (voir Figure 2.32) en fonction de l'état du composite. . . . .	66
2.32	Champ de contraintes de cisaillement hors-plan $\tau_{13}$ pour les différents états testés : (a) état sain, (b) état vieilli recuit, (c) état vieilli humide. . . . .	67
2.33	Conditions limites et maillage du modèle Abaqus de l'essai ILSS sur l'empilement [90,0,45,-45] <sub>s</sub> . . . . .	68
2.34	Contraintes de cisaillement hors-plan $\tau_{23}$ sous le rouleau de charge le long de l'interface $90^\circ/45^\circ$ en fonction de l'état du composite. . . . .	68
2.35	Enveloppe de rupture hors-plan du matériau composite en fonction de son endommagement hydrique (+ Sain, * Vieilli recuit, × Vieilli humide) : (a) 3D, (b) dans le plan $(\tau_{13},\sigma_{33})$ , (c) dans le plan $(\tau_{23},\sigma_{33})$ , (d) dans le plan $(\tau_{13},\tau_{23})$ . . . . .	70
2.36	Représentation de l'enveloppe de rupture du composite en fonction de son endommagement hydrique (+ Sain, * Vieilli recuit) dans les plans $(\tau_{13},\sigma_{33})$ (a) et $(\tau_{23},\sigma_{33})$ (b) avec la prise en compte ou non de l'affaiblissement. . . . .	71
3.1	Comparaison de la géométrie et des conditions limites entre les modèles (a) complet et (b) élémentaire. . . . .	75
3.2	Comparaison du champ de contraintes $\tau_{23}$ normé par la contrainte en zone courante $\sigma_{app}$ du modèle complet et élémentaire en fonction de la distance d normée par la largeur L de l'éprouvette. . . . .	77
3.3	Évolution de la loi de zone cohésive en fonction de la raideur initiale des éléments cohésifs. . . . .	79
3.4	Évolution de la loi de zone cohésive avec une loi adoucissante (a) linéaire et (b) exponentielle en fonction de la résistance $S_{23}$ . . . . .	80
3.5	Comparaison des critères d'amorçage de l'endommagement. . . . .	81
3.6	Évolution (a) de la courbe force/déplacement avec une loi adoucissante linéaire et (b) de la force à rupture en fonction de la résistance $S_{23}$ . . . . .	81

3.7	Évolution de la loi de zone cohésive avec une loi adoucissante linéaire en fonction de la ténacité $G_{IIIc}$ .	82
3.8	Évolution (a) de la courbe force/déplacement avec une loi adoucissante linéaire et (b) de la force à rupture en fonction de la ténacité $G_{IIIc}$ .	83
3.9	Évolution du taux de restitution d'énergie avec une loi adoucissante (a) linéaire et (b) exponentielle.	84
3.10	Évolution des énergies de déformation élastique en fonction du déplacement relatif des nœuds du premier élément endommagé.	85
3.11	Géométrie et maillage du modèle élémentaire avec insertion de fissures pour application du critère couplé	86
3.12	Évolution des contraintes hors-plan des différents modes de rupture le long de l'interface $\pm\theta$ en fonction des empilements testés : (a) $[\pm 10_2]_s$ , (b) $[\pm 20_2]_s$ et (c) $[\pm 30_2]_s$ .	87
3.13	Évolution de la force à rupture prédite par le critère couplé en fonction (a) de la ténacité et (b) de la résistance du matériau.	89
3.14	Dispositif de mesure acoustique sur une éprouvette de traction	92
3.15	Maillage des différents modèles $[\pm 20_i]_s$ élémentaires employés pour la prédiction de l'apparition du délaminage (en jaune, l'interface des plis $\pm 20$ représentée par une zone cohésive).	92
3.16	Illustration de la « process zone » pour le matériau T800/M21 sur un empilement $[\pm 10_2]_s$ .	94
3.17	Comparaison de la contrainte à rupture obtenue expérimentalement et numériquement avec les modèles de zone cohésive avec une loi adoucissante linéaire et exponentielle en fonction de l'empilement sur le matériau T800/M21.	94
3.18	Évolution de la courbe contrainte/déplacement avec (a) une loi adoucissante linéaire et (b) une loi adoucissante exponentielle en fonction de l'empilement.	95
3.19	Comparaison de la contrainte à rupture obtenue expérimentalement et numériquement avec le critère couplé en fonction de l'empilement sur le matériau T800/M21.	96
4.1	Dispositif expérimental des essais de traction faisant apparaître le délaminage par effets de bord.	103
4.2	Géométrie des éprouvettes de traction (pas à l'échelle, proportions respectées).	104
4.3	Faciès de rupture d'éprouvettes de traction.	105
4.4	Évolution des courbes force/déplacement lors des essais de traction sur composite en fonction de l'état de vieillissement des éprouvettes testées et de leur empilement : (a) $[\pm 10_2]_s$ , (b) $[\pm 20_2]_s$ et (c) $[\pm 30_2]_s$ .	106
4.5	Principe de la corrélation d'images : (a) capture des images à chaque instant pendant l'essai, (b) dégauchissement des images et (c) obtention des champs de déplacement sur la tranche de l'éprouvette.	107
4.6	Maillage du modèle élémentaire employé pour la prédiction de l'apparition du délaminage à l'aide d'une zone cohésive (en jaune à l'interface $\pm\theta$ ).	109

4.7	Comparaison de la force à rupture obtenue expérimentalement et numériquement avec les modèles de zone cohésive pour différentes valeurs de $G_{IIIc}$ en fonction de l'empilement sur le matériau IUT (a) à l'état sain, (b) à l'état vieilli recuit et (c) à l'état vieilli humide. . . . .	110
4.8	Évolution de la loi de zone cohésive en fonction de l'état de vieillissement du matériau IUT sur les empilements $[\pm\theta]_s$ . . . . .	111
4.9	Modèle élémentaire avec une taille de fissure de 500 $\mu\text{m}$ utilisé pour le calcul les taux d'énergie incrémentaux lors de l'application du critère couplé. . . . .	112
4.10	Comparaison de la force à rupture obtenue expérimentalement et numériquement avec le critère couplé pour différentes valeurs de $G_{IIIc}$ en fonction de l'empilement sur le matériau IUT : (a) à l'état sain, (b) à l'état vieilli recuit et (c) à l'état vieilli humide. . . . .	113
4.11	Observations microscopiques d'un composite IUT unidirectionnel à 8 plis avec en (a) une observation dans le sens longitudinal et en (b) une observation dans le sens transverse. . . . .	117
4.12	Observations microscopiques des faciès de rupture d'une éprouvette de traction $\pm\theta$ rompue par délaminage. . . . .	117
5.1	Observations des fissures sur une éprouvette de traction $[0_2, 90_2]_s$ (a) avant et (b) après post-traitement sous Matlab [13]. . . . .	123
5.2	Évolution du nombre de fissures en fonction du chargement imposé (en MPa) sur les éprouvettes de traction. . . . .	124
5.3	Démarche expérimentale pour mesurer l'influence de l'endommagement plan sur le comportement hors-plan avec un composite $[0, 90, 0, 90]_s$ . . . . .	126
5.4	Faciès de rupture des éprouvettes fissurées. . . . .	126
5.5	Illustration de la modélisation en trois parties de l'essai Arcan sans fissuration en vue éclatée avec (a) l'assemblage et (b) le maillage. . . . .	128
5.6	Observation microscopique d'une fissure transverse sur un empilement $[0, 90, 0, 90]_s$ . . . . .	130
5.7	Géométrie finale des fissures du modèle éléments finis. . . . .	131
5.8	Modélisation des essais Arcan sur éprouvettes fissurées avec une densité de fissuration $a$ égale à 1 mm et une longueur de micro-délaminage $b$ égale à 0.02 mm avec (a) l'assemblage et (b) le maillage. . . . .	132
5.9	Loi de zone cohésive de l'essai de traction sur composite $[0, 90, 0, 90]_s$ à l'état sain non fissuré. . . . .	133
5.10	Évolution de la variable d'endommagement $D$ des éléments de la zone cohésive sans endommagement plan : (a) début de l'endommagement, (b) rupture des premiers éléments et (c) propagation de l'endommagement. . . . .	134
5.11	Évolution de la variable d'endommagement $D$ des éléments de la zone cohésive avec endommagement plan en fonction des paramètres $a$ et $b$ : (a) $a = 0.1$ mm et $b = 1$ mm, (b) $a = 0.08$ mm et $b = 25$ mm, (c) $a = 0.2$ mm et $b = 5$ mm. . . . .	136
6.1	Géométrie de l'essai ILSS sur assemblage composite/colle/composite (dimensions en mm, proportions respectées). . . . .	142



6.2	Dispositif expérimental utilisé lors des essais ILSS sur assemblage composite/colle/composite.	143
6.3	Comparaison de la contrainte à rupture moyenne obtenue expérimentalement à l'aide des essais ILSS en fonction de l'état des assemblages composite/colle/composite testés. . . . .	143
6.4	Évolution du champ de déformation de cisaillement hors-plan $\varepsilon_{xz}$ au cours de l'essai sur l'assemblage composite/colle/composite : (a) apparition du délaminage au sein du composite, (b) propagation du délaminage et (c) rupture totale de l'assemblage due au délaminage ainsi qu'à l'apparition de fissures intralaminaires et à l'endommagement du joint de colle. . . . .	145
6.5	Évolution de la contrainte de cisaillement hors-plan $\tau_{xz}$ en fonction de la déformation de cisaillement hors-plan $\varepsilon_{xz}$ selon l'état de vieillissement de l'assemblage.	146
6.6	Comparaison de la contrainte à rupture moyenne obtenue expérimentalement à l'aide des essais ILSS en fonction de l'état des assemblages aluminium/colle/aluminium testés. . . . .	147
6.7	Évolution du champ de déformation de cisaillement hors-plan $\varepsilon_{xz}$ à la fin de l'essai ILSS sur l'assemblage aluminium/colle/aluminium. . . . .	147
6.8	Géométrie des éprouvettes de simple recouvrement (pas à l'échelle, dimensions en mm). . . . .	149
6.9	Pièces garantissant l'alignement des bras en composite, la longueur de recouvrement et l'épaisseur du joint de colle : (a) configuration pour un joint de colle de 0.1 mm, (b) configuration pour un joint de colle de 0.4 mm et (c) représentation schématique de la mise en place d'un joint de simple recouvrement. . . . .	150
6.10	Moyens expérimentaux utilisés pendant la campagne expérimentale sur les assemblages collés de simple recouvrement : (a) presse chauffante utilisée pour polymériser la colle et (b) machine de traction universelle utilisée. . . . .	151
6.11	Évolution de la force à rupture obtenue expérimentalement en fonction de la longueur de recouvrement avec comme empilement et épaisseur de joint : (a) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.1 mm, (b) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.4 mm, (c) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.1 mm et (d) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.4 mm. . . . .	152
6.12	Faciès de rupture pour des substrats ayant pour empilement $[0_2, 90_2]_s$ avec une épaisseur de joint de colle de 0.4 mm et une longueur de recouvrement égale à (a) 5 mm, (b) 10 mm, (c) 20 mm et (d) 40 mm. . . . .	153
6.13	Faciès de rupture pour des substrats ayant pour empilement $[90_2, 0_2]_s$ avec une épaisseur de joint de colle de 0.4 mm et une longueur de recouvrement égale à (a) 5 mm, (b) 10 mm, (c) 20 mm et (d) 40 mm. . . . .	153
6.14	Conditions limites de l'essai de simple recouvrement avec la prise en compte de la symétrie et de l'antisymétrie (parties estompées). . . . .	155
6.15	Maillage du joint de simple recouvrement avec comme longueur de recouvrement et épaisseur de colle respectivement (a) 5 mm et 0.1 mm, (b) 40 mm et 0.4 mm.	155

6.16	Modèle de fissuration pour une longueur de recouvrement de 40 mm et une épaisseur de 0.4 mm avec les deux cas de rupture de l'assemblage étudiés : rupture adhésive à l'interface colle/composite ou rupture du composite à l'interface des plis 0°/90° (ou 90/0°). . . . .	157
6.17	Faciès de rupture d'un essai Arcan mené sur l'adhésif Araldite 2015. . . . .	159
6.18	Géométrie du modèle Arcan pour identifier la résistance de l'adhésif Araldite 2015 avec la prise en compte de la symétrie. . . . .	160
6.19	Évolution de la contrainte de traction hors-plan $\sigma_{zz}$ dans le joint de colle lors de la simulation de l'essai Arcan sur l'Araldite 2015. . . . .	160
6.20	Plans horizontaux d'étude $P_1$ (interface colle/composite) et $P_2$ (interface 0°/90° ou 90°/0°) selon les deux configurations étudiées : (a) substrat $[0_2, 90_2]_s$ et (b) substrat $[90_2, 0_2]_s$ . . . . .	161
6.21	Distribution de la contrainte $\sigma_{zz}$ à l'interface $P_1$ le long de la longueur de recouvrement $L$ pour différents empilements et épaisseurs de colle : (a) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.1 mm, (b) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.4 mm, (c) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.1 mm et (d) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.4 mm. .	162
6.22	Distribution de la contrainte $\sigma_{zz}$ à l'interface $P_2$ le long de la longueur de recouvrement $L$ pour différents empilements et épaisseurs de colle : (a) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.1 mm, (b) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.4 mm, (c) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.1 mm et (d) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.4 mm. .	162
6.23	Évolution du taux de restitution d'énergie incrémental pour une rupture se produisant à l'interface $P_1$ le long de la longueur de recouvrement pour différents empilements et épaisseurs de colle : (a) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.1 mm, (b) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.4 mm, (c) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.1 mm et (d) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.4 mm. . . . .	163
6.24	Illustration de la contribution des taux de restitution d'énergie incrémentaux $G_I$ et $G_{II}$ pour une rupture qui se produit à l'interface colle/composite en fonction de la distance $a$ du bord et l'épaisseur $e$ du joint de colle [70]. . . . .	164
6.25	Diagramme des différentes étapes à suivre lors de l'application du critère couplé au niveau des interfaces $P_1$ et $P_2$ pour prédire l'apparition de la rupture hors-plan dans les assemblages de simple recouvrement. . . . .	165
6.26	Forces à rupture moyennes obtenues avec différentes longueurs de recouvrement, épaisseurs de joint de colle et empilements et compétitions entre la rupture adhésive et la rupture composite par l'application du critère couplé : (a) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.1 mm, (b) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.4 mm, (c) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.1 mm, (d) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.4 mm. .	166
6.27	Observation microscopique du faciès de rupture d'un joint de simple recouvrement avec des substrats en composite $[90_2, 0_2]_s$ . . . . .	167
6.28	Modèle de zone cohésive pour une longueur de recouvrement de 40 mm et une épaisseur de 0.4 mm pour étudier la compétition de la rupture à l'interface des plis 90°/0° et à l'interface colle/composite (a) sans prise en compte de la fissuration transverse et (b) avec prise en compte de la fissuration transverse. . . . .	169
6.29	Illustration de la modélisation en trois parties de l'essai de simple recouvrement en vue éclatée pour une longueur de recouvrement de 20 mm et une épaisseur de colle de 0.4 mm. . . . .	171

6.30	Compétition entre la rupture des interfaces colle/composite et $90^\circ/0^\circ$ dans le cas de la non-prise en compte de la fissuration transverse. . . . .	172
6.31	Évolution des critères d’amorçage (trait plein) et de propagation (pointillés) au niveau de l’interface colle/composite (adh) et de l’interface $90^\circ/0^\circ$ (comp) en fonction de la longueur de recouvrement $L$ et de l’épaisseur du joint de colle $e$ sans la prise en compte de la fissuration transverse. . . . .	173
6.32	Compétition entre la rupture des interfaces colle/composite et $90^\circ/0^\circ$ dans le cas de la prise en compte de la fissuration transverse. . . . .	174
6.33	Évolution des critères d’amorçage (trait plein) et de propagation (pointillés) au niveau de l’interface colle/composite (adh) et de l’interface $90^\circ/0^\circ$ (comp) en fonction de la longueur de recouvrement $L$ et de l’épaisseur du joint de colle $e$ avec la prise en compte de la fissuration transverse. . . . .	175
6.34	Évolution de l’effort à l’amorçage de l’endommagement en fonction de la longueur de recouvrement et de l’épaisseur du joint de colle $e$ (a) sans prise en compte de la fissuration transverse et (b) avec prise en compte de la fissuration transverse. .	176
6.35	Compétition entre la rupture adhésive déterminée par application du critère couplé et la rupture composite déterminée à l’aide du critère maximum selon les empilements et les épaisseurs de colle étudiés : (a) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.1 mm, (b) $[0_2, 90_2]_s$ et 0.4 mm, (c) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.1 mm, (d) $[90_2, 0_2]_s$ et 0.4 mm. . . . .	178
A.1	Mise en place des éléments cohésifs (a) avec des nœuds coïncidents et (b) avec des nœuds non coïncidents [54]. . . . .	188
A.2	Représentation spatiale des éléments cohésifs en trois dimensions [54]. . . . .	188
A.3	Exemple de loi de zone cohésive. . . . .	191

# Liste des tableaux

2.1	Propriétés élastiques dans le plan du matériau étudié. . . . .	35
2.2	Récapitulatif des contraintes hors-plan $\sigma$ générées lors d'un essai Arcan en fonction de l'angle de sollicitation $\gamma$ et de l'orientation $\theta$ du composite. . . . .	45
2.3	Forces à rupture moyennes en kN (écart-type) obtenues lors des essais Arcan. . .	48
2.4	Faciès de rupture obtenus avec les essais Arcan en fonction de l'angle de sollicitation $\gamma$ et de l'orientation $\theta$ des fibres. . . . .	50
2.5	Forces à rupture moyennes (écart-type) en N obtenues à l'aide de l'essai ILSS en fonction de l'empilement testé et de l'état du composite. . . . .	52
2.6	Résistances de cisaillement hors-plan moyennes (écart-type) en MPa obtenues à l'aide de l'essai ILSS en fonction de l'empilement testé et de l'état du composite. . . . .	54
2.7	Contraintes à rupture moyennes en MPa obtenues par les simulations. . . . .	64
2.8	Comparaison des résistances hors-plan obtenues analytiquement (Exp) et par éléments finis (Simu). . . . .	69
3.1	Propriétés élastiques du matériau composite G947/M21. . . . .	75
3.2	Propriétés élastiques du matériau composite T800/M21. . . . .	78
3.3	Résistances et ténacités hors-plan du T800/M21 . . . . .	78
3.4	Évolution du temps de calcul en fonction de la raideur $K_p$ des éléments cohésifs. . . . .	80
3.5	Contraintes à la rupture en MPa (écart-type) des essais de traction réalisés sur le matériau T800/M21. . . . .	91
3.6	Comparaison des contraintes à rupture (en MPa) expérimentales moyennes (écart-type) et numériques obtenues à l'aide des modèles de zone cohésive avec une loi adoucissante linéaire (CZM) et du critère couplé (CC) en fonction de l'empilement testé. . . . .	97
4.1	Forces à rupture (kN) obtenues lors des essais de traction. . . . .	104
4.2	Prise en eau moyenne (écart-type) en pourcentage relevée sur les éprouvettes Arcan et de traction en fonction de l'orientation des fibres du composite vieilli. . . . .	104

4.3	Ténacité $G_{IIIc}$ identifiée (en N/mm) à l'aide des modèles de zone cohésive en fonction de l'empilement et de l'état du matériau. . . . .	111
4.4	Ténacité $G_{IIIc}$ identifiée (en N/mm) à l'aide du critère couplé en fonction de l'empilement et de l'état du matériau. . . . .	114
4.5	Comparaison des efforts à rupture (en kN) expérimentaux et numériques obtenus à l'aide des modèles de zone cohésive (CZM) et du critère couplé (CC) pour une ténacité en mode III égale à 0.576 N/mm en fonction de l'état du matériau : (a) sain, (b) vieilli recuit et (c) vieilli humide. . . . .	115
5.1	Taux de fissuration déterminés en fonction du stratifié testé avec $L$ la longueur de la zone d'observation et $Nb$ fissures le nombre de fissures présentes dans cette zone à la fin de l'essai. . . . .	125
5.2	Forces à rupture moyennes obtenues lors des essais Arcan sur (a) éprouvettes saines et (b) éprouvettes vieilles. . . . .	126
5.3	Évolution de la force à rupture obtenue à l'aide du modèle de zone cohésive en fonction de la longueur du micro-délaminage $a$ et de la longueur consécutive entre deux fissures $b$ . . . . .	135
6.1	Configurations testées lors de la campagne expérimentale. . . . .	149
6.2	Efforts à rupture obtenus à l'aide des essais Arcan menés sur l'Araldite 2015 en traction hors-plan ( $\gamma=0^\circ$ ). . . . .	159
A.1	Comparaison entre la mise en place de la loi de zone cohésive entre les éléments cohésifs et les surfaces cohésives. . . . .	191
A.2	Tableau comparatif des éléments cohésifs et des surfaces cohésives. . . . .	192

# Introduction générale

## Sommaire

---

<b>0.1</b>	<b>Contexte de l'étude</b>	<b>2</b>
0.1.1	Industrie éolienne offshore	2
0.1.2	Industrie navale militaire	3
0.1.2.1	Avantages des matériaux composites	3
0.1.2.2	Frégate type « La Fayette »	3
0.1.2.3	Sous-marins	4
0.1.2.4	Applications potentielles	4
<b>0.2</b>	<b>Objectifs de l'étude</b>	<b>5</b>

---

## 0.1 Contexte de l'étude

Les matériaux composites à matrice organique (CMO) suscitent un intérêt grandissant dans de nombreux secteurs industriels tels que le transport, le génie civil, le bâtiment, l'aéronautique ou encore l'aérospatiale. Cependant, les applications maritimes semblent être les plus propices à l'emploi de tels matériaux puisque, contrairement aux matériaux métalliques utilisés aujourd'hui, les CMO sont insensibles à la corrosion et présentent de bonnes caractéristiques spécifiques. La force de ces matériaux réside notamment dans leur homogénéité et leur anisotropie qui offrent de nouvelles possibilités d'optimisation par rapport aux matériaux métalliques en orientant les fibres suivant les besoins de raideur et les directions de sollicitations. L'industrie éolienne offshore ainsi que l'industrie militaire navale sont particulièrement intéressées par l'utilisation de ces matériaux afin de remplacer les matériaux métalliques.

### 0.1.1 Industrie éolienne offshore

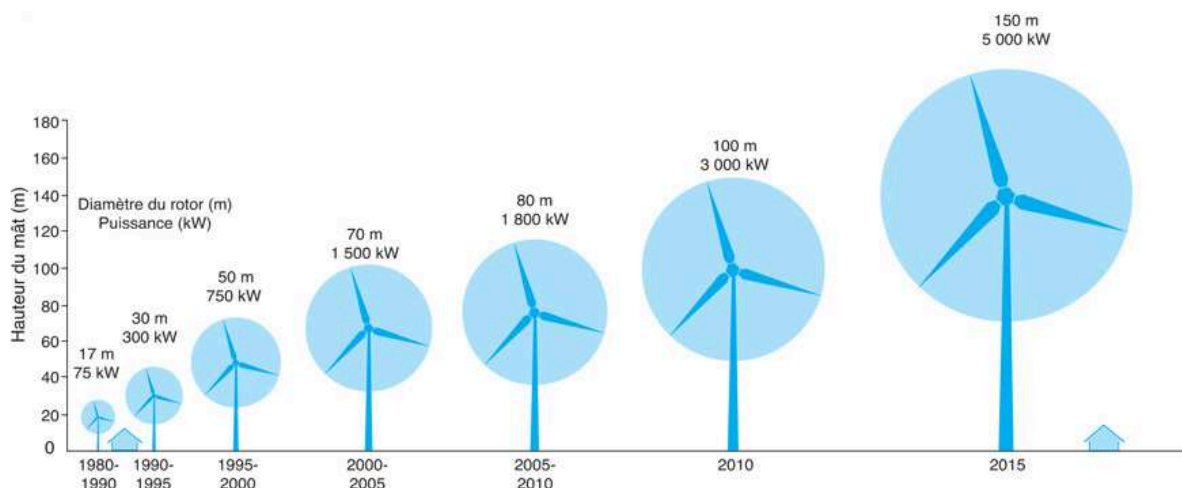


FIGURE 1 – Évolution de la taille et de la puissance des éoliennes offshore entre 1980 et 2015 [1].

Le premier parc éolien offshore a été mis en service par le Danemark en 1991 dans des eaux d'une profondeur inférieure à cinq mètres. À l'époque ces éoliennes, qui sont alors au nombre de 11, ne sont alors que des copies d'éoliennes terrestres adaptées au milieu marin et produisant une puissance unitaire de 450 kW [2]. Depuis, les parcs éoliens en milieu marin n'ont cessé de grandir en Europe jusqu'à dépasser le cap des 3000 unités au premier semestre 2015 pour une puissance totale de 10 GW [3]. Les premiers parcs éoliens offshore en France sont quant à eux prévus entre 2018 et 2020 [4]. La conception des éoliennes offshore est aujourd'hui différente de celle des modèles terrestres puisqu'elles sont conçues pour résister au milieu marin et aux tempêtes. L'utilisation des CMO a permis de réaliser des pales de toutes formes et de dimensions de plus en plus importantes comme l'illustre la Figure 1 tout en réduisant la masse des éoliennes et en augmentant la résistance à la fatigue et à la corrosion. L'avantage de ces éoliennes par rapport à leurs homologues terrestres est qu'à puissance égale elles produisent jusqu'à deux fois plus d'électricité puisque les vents marins sont plus violents et plus réguliers.

## 0.1.2 Industrie navale militaire

Les premières constructions navales militaires en matériaux composites remontent à plus de 40 ans. L'utilisation de ces matériaux est liée aux nombreux avantages qu'ils présentent par rapport aux matériaux métalliques.

### 0.1.2.1 Avantages des matériaux composites

L'avantage le plus évident est l'absence de corrosion comme mentionnée précédemment. Cette caractéristique présente un intérêt d'autant plus important que la corrosion des matériaux métalliques conduit à surdimensionner les structures métalliques et augmente aussi les coûts de maintenance. Cette corrosion peut aussi provoquer de graves accidents, comme ce fut le cas lors du naufrage de l'Erika le 12 décembre 1999 au large de la Bretagne. En effet, les analyses menées par le Bureau Enquêtes-Accident Mer (BEA-Mer) ont révélé que certaines tôles étaient rongées par la rouille jusqu'à 50 % par endroits affaiblissant alors gravement la solidité du navire [5].

L'anisotropie des CMO peut également présenter un avantage puisque la possibilité d'orienter les fibres suivant l'utilisation souhaitée permet de donner de la souplesse lors de la conception de superstructures et réduit ainsi les risques de rupture en fatigue due à la déformation de la coque sur la houle.

Le développement des mines magnétiques a également conduit les industriels à réduire la signature magnétique des navires militaires en utilisant des matériaux amagnétiques tels que les CMO. Le tout premier navire chasseur de mines conçu en composite verre/résine fut le HMS Wilton de la Royal Navy qui a été mis en service en 1972. L'utilisation de composites à fibres de verre lui a alors conféré une signature magnétique très faible le protégeant ainsi des mines magnétiques.

Les matériaux composites à matrice organique sont également résistants au feu sous certaines conditions (choix de la résine notamment), bien que cela puisse paraître surprenant. Ils présentent en effet l'avantage d'être étanches au feu et à la fumée et sont de bons isolants thermiques contrairement aux matériaux métalliques. Leur faible coefficient de conductivité thermique limite de plus les risques de propagation des incendies.

Les CMO sont enfin un atout pour la furtivité des navires militaires puisqu'ils limitent la réflectivité des ondes radar et réduisent significativement la signature infrarouge des navires [6].

### 0.1.2.2 Frégate type « La Fayette »

Les nombreux avantages mis en évidence dans la section précédente ont conduit à une utilisation importante des CMO lors de la construction des fré gates furtives de type « La Fayette » par la Direction des Constructions Navales de Lorient (DCN) en 1990. Les superstructures de ce type de navires sont fragmentées en quatre parties distinctes qui sont destinées à être montées sur le flotteur en acier comme l'illustre la Figure 2 [7]. Les parties n°1, n°2 et n°3 sont en matériaux composites. Seule la partie n°4 située à l'avant du navire est réalisée en acier avec des blindages



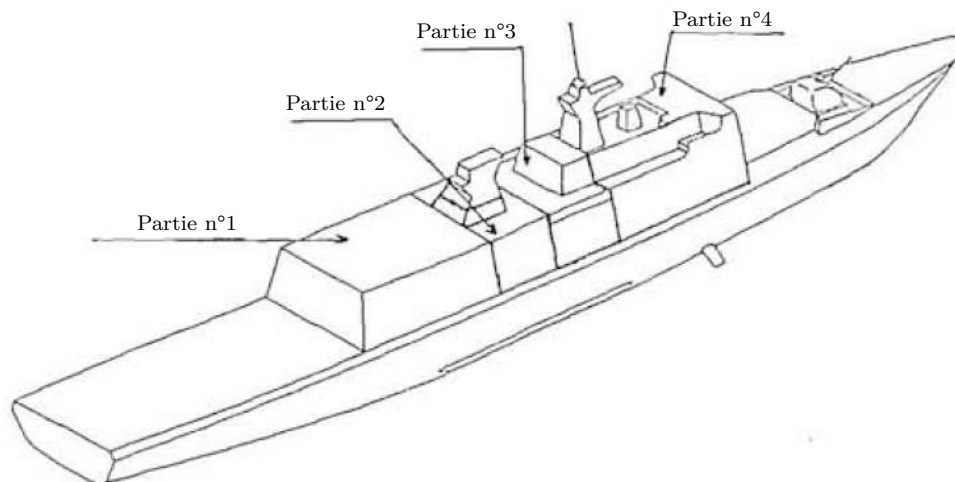


FIGURE 2 – Parties de la superstructure de la frégate de type « La Fayette » [7].

puisqu'elle contient l'abri de navigation, le central opérations, ou encore le PC télécommunications. Les matériaux composites pour les parties arrière du navire ont été préférés aux matériaux métalliques puisqu'ils permettent d'alléger le navire dans sa partie haute provoquant ainsi un abaissement de son centre de gravité et donc une augmentation de sa stabilité ainsi qu'une tenue au feu améliorée [8].

### 0.1.2.3 Sous-marins

Les structures extérieures des sous-marins font également appel de plus en plus aux matériaux composites. Ainsi, plus de la moitié de la surface en contact avec l'eau du Triomphant, sous-marin nucléaire français, est constituée de matériaux composites [9]. Plus encore que les navires de surface, l'emploi des CMO dans les sous-marins présente un intérêt supplémentaire étant donné la nature même des missions de tels bâtiments. En effet, l'utilisation de tels matériaux réduit la signature acoustique, magnétique et électrique ce qui accroît davantage la furtivité des sous-marins nucléaires. La protection contre la corrosion permet de plus de limiter les coûts et la période d'entretien des submersibles ce qui augmente alors leur disponibilité en opération. Les chantiers navals cherchent également à augmenter le taux de fibres des CMO et à limiter la présence de bulles d'air dans le matériau pour garantir la transparence acoustique du bâtiment.

### 0.1.2.4 Applications potentielles

Comme illustrées par les exemples cités précédemment, de nombreuses structures secondaires peuvent en théorie être réalisées en matériaux composites sur les navires militaires de surface comme montrées sur la Figure 3. L'emploi de tels matériaux permet en effet de réduire le centre de gravité, diminuer la masse, augmenter la stabilité ainsi que la furtivité des bâtiments. Cependant, l'emploi du « tout composite » est freiné par les contraintes économiques et la culture métallique des chantiers. La majorité des chantiers navals sont en effet organisés pour la construction des navires métalliques. La mise en place de superstructures composites sur une coque en acier nécessite alors une culture tout autre.

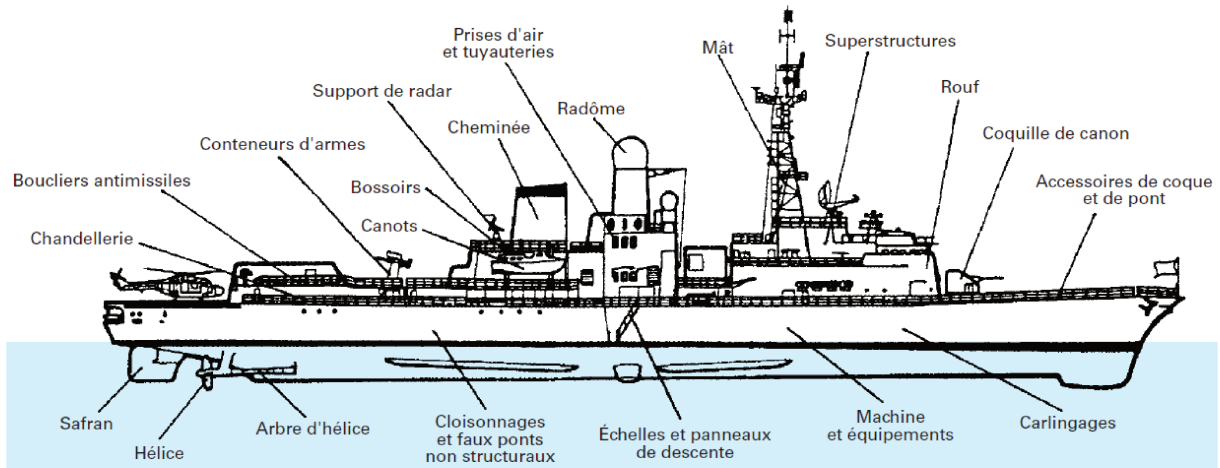


FIGURE 3 – Applications potentielles pour les CMO sur les bâtiments de surface [9].

## 0.2 Objectifs de l'étude

Les matériaux composites à matrice organique sont donc abondamment utilisés dans le domaine maritime. Cependant, les exigences croissantes de vitesse et de mobilité contraignent les concepteurs à optimiser au maximum les structures maritimes et à faire appel à des matériaux de plus en plus performants. L'augmentation progressive du tonnage des marchandises échangées par transport maritime nécessite de plus d'avoir des navires de plus en plus rapides et de plus en plus longs tout en gardant un poids réduit. Les matériaux composites majoritairement utilisés jusqu'à présent dans le domaine naval sont constitués de fibres de verre et d'une matrice polyester qui, bien qu'économiquement intéressants, ne peuvent à priori répondre aux exigences à venir à cause de leurs propriétés mécaniques limitées. Seuls les matériaux composites à haute performance peuvent potentiellement relever ce défi.

Les matériaux composites à fibres de carbone et à matrice époxyde font partie de cette classe de matériaux. En dépit de leur prix notablement plus élevé, les fibres de carbone présentent l'avantage d'avoir une rigidité beaucoup plus élevée que les fibres de verre associées à une masse volumique réduite. La matrice époxyde est quant à elle qualifiée de résine « haut de gamme » dans le domaine de la construction navale, car elle présente des caractéristiques mécaniques élevées bien supérieures à celles des polyesters [10] ainsi qu'une tenue en température plus importante. Le prix de ce type de résine est cependant plus important que celui des résines polyester.

Dans le but de réduire au maximum les coûts et la fréquence d'entretien des structures composites en milieu marin, il convient alors de caractériser le comportement et la tenue de ces matériaux composites à haute performance dans le milieu marin. De nombreuses études ont déjà été menées pour étudier l'endommagement hydrique sur les propriétés mécaniques des composites à fibres de verre en mettant notamment en avant l'influence de l'eau de mer sur leur module de cisaillement [11]. D'autres travaux se sont intéressés à la comparaison entre l'endommagement hydrique de composites à fibres de verre et de composites nouvelle génération à fibres de carbone faisant apparaître une prise en eau supérieure des composites à fibres de verre ainsi qu'une chute du module et de la résistance en flexion moindre dans les cas des composites

à fibres de carbone [12]. Certaines études ont aussi été menées pour montrer l'influence d'un séjour prolongé d'un composite à fibres de carbone et à matrice époxyde en eau de mer sur ses résistances planes [13].

Cependant, très peu d'activités se sont intéressées à l'effet de l'environnement marin sur la tenue hors-plan des structures composites à haute performance. Or la prise en compte de ce phénomène est indispensable pour dimensionner ces structures qui sont soumises durant leur cycle de vie à des chargements complexes 3D. C'est dans cette problématique que s'inscrit le projet de cette thèse. Les objectifs de celle-ci sont alors d'étudier dans un premier temps la tenue hors-plan des composites à fibres de carbone puis dans un second temps d'examiner l'influence de l'endommagement hydrique et mécanique qui peut survenir lors de la durée de vie des structures maritimes sur la tenue hors-plan non seulement des composites seuls, mais également des assemblages composites collés afin de s'approcher des structures composites. L'enjeu final de ce travail est de favoriser l'utilisation de ces matériaux composites de nouvelle génération dans les structures navales.

Pour parvenir à cet objectif, le chapitre 1 de cette thèse présente tout d'abord les outils nécessaires à la prédiction de la rupture hors-plan des composites et des assemblages composites collés d'un point de vue tant expérimental que numérique. La première partie du deuxième chapitre présente le matériau composite étudié ainsi que les différents mécanismes d'endommagement du composite par l'eau de mer. La dernière partie se concentre sur la mise en place de l'enveloppe de rupture hors-plan du composite avant et après vieillissement hydrique. Une fois l'endommagement hydrique étudié, des essais ont été menés dans les chapitres 3 et 4 sur deux matériaux composites à fibres de carbone respectivement utilisés dans le domaine aéronautique et naval afin de valider des modèles de prédiction d'apparition de la rupture hors-plan par délaminage. Le chapitre 5 présente le second type d'endommagement plan qui peut apparaître dans les composites à applications marines, à savoir l'endommagement mécanique plan. Des travaux expérimentaux et numériques ont alors été menés pour étudier l'influence de cet endommagement sur les résistances hors-plan du matériau composite étudié. Le dernier chapitre de la thèse se concentre enfin sur l'influence de l'endommagement plan sur la tenue des assemblages composites collés. Ces différentes étapes de l'étude sont résumées sur le schéma récapitulatif présenté sur la Figure 4.

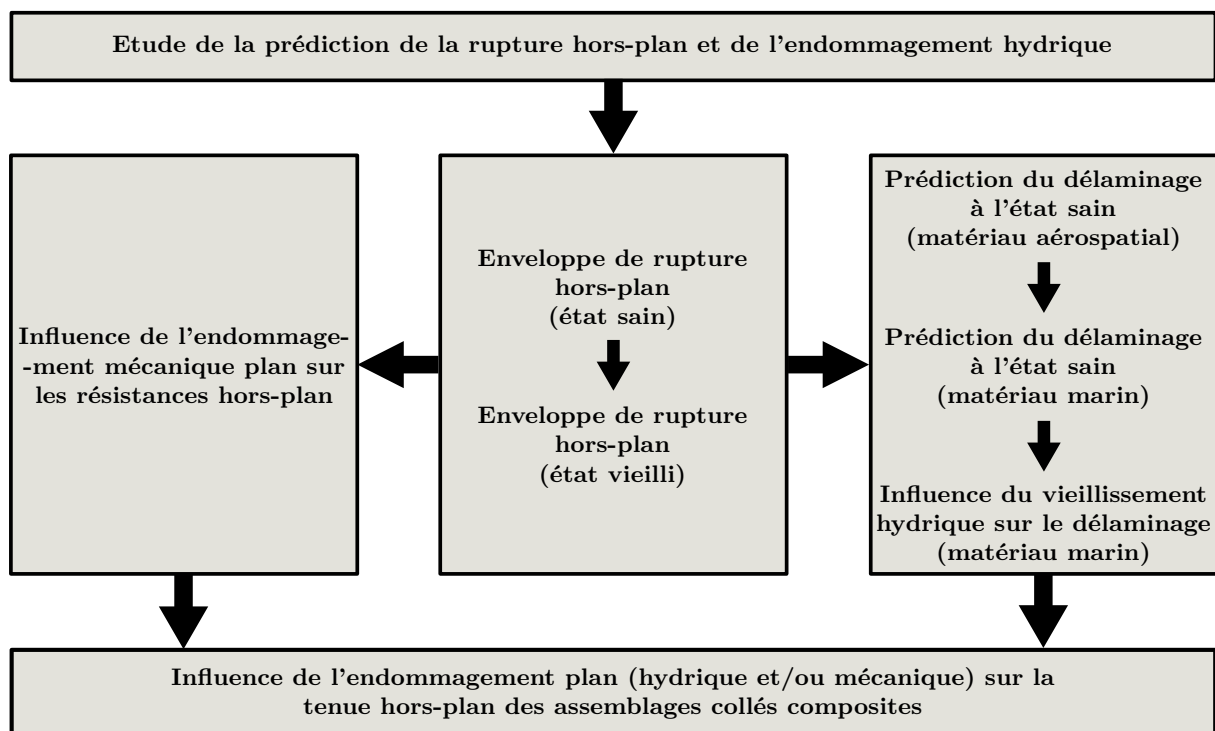


FIGURE 4 – Schéma récapitulatif de la démarche de l'étude.



## Étude bibliographique

Ce chapitre a pour objectif de mettre en avant les éléments nécessaires à la prédiction de la rupture hors-plan des assemblages collés composites. Pour ce faire, une première partie est dédiée à la caractérisation du comportement hors-plan des matériaux composites avec d'un côté l'identification des résistances hors-plan et de l'autre l'identification des ténacités hors-plan à travers plusieurs essais qui seront détaillés. Ce sont ces deux couples de paramètres matériau qui vont régir le comportement du composite sous sollicitations hors-plan. Une deuxième partie présente quelques essais permettant de caractériser l'assemblage collé composite, ce qui suppose de connaître par avance à la fois le comportement du matériau composite (à l'aide des essais présentés lors de la première partie) et celui de l'adhésif utilisé. Pour finir, différents modèles de prédiction de la rupture des assemblages collés seront exposés.

**Sommaire**

---

<b>1.1</b>	<b>Notations</b>	<b>11</b>
<b>1.2</b>	<b>Caractérisation de la tenue hors-plan</b>	<b>12</b>
1.2.1	Identification des résistances hors-plan	12
1.2.1.1	Identification de la résistance en traction hors-plan	12
1.2.1.2	Identification des résistances en cisaillement hors-plan	13
1.2.2	Identification des ténacités	13
1.2.2.1	Identification de la ténacité en mode I	14
1.2.2.2	Identification de la ténacité en mode II	14
1.2.2.3	Identification de la ténacité en mode III	15
<b>1.3</b>	<b>Caractérisation des assemblages collés composites</b>	<b>15</b>
1.3.1	Identification des résistances	15
1.3.1.1	Essais de simple recouvrement	16
1.3.1.2	Essais Arcan	19
1.3.2	Identification des ténacités	21
<b>1.4</b>	<b>Modélisation de la rupture hors-plan</b>	<b>21</b>
1.4.1	Application d'un critère couplé	21
1.4.1.1	Présentation du critère couplé	21
1.4.1.2	Détermination du chargement critique	22
1.4.1.3	Conclusion sur l'application du critère couplé	24
1.4.2	Modèles de zone cohésive	24
1.4.2.1	Principe des modèles de zone cohésive	24
1.4.2.2	Lois de zone cohésive	25
1.4.2.3	Conclusion sur les modèles de zone cohésive	28
<b>1.5</b>	<b>Bilan</b>	<b>30</b>

---

## 1.1 Notations

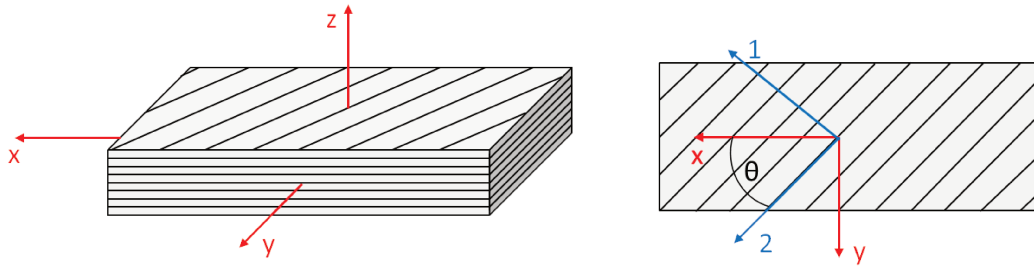


FIGURE 1.1 – Définitions des repères global (**matériau**) et local (**pli**).

Avant toute chose, il convient de définir clairement les différentes notations qui seront utilisées dans la suite de ce rapport. Les matériaux composites stratifiés étudiés sont faits de deux principaux constituants :

- Des fibres longues en carbone qui jouent le rôle de renfort et assurent la rigidité du matériau.
- Une matrice polymère qui assure la cohésion du matériau et la transmission des efforts vers les fibres.

Par la suite, deux repères de référence seront utilisés tels que définis dans la Figure 1.1 ci-dessus :

- Le repère  $(x, y, z)$  qui est le repère global associé au matériau.
- Le repère  $(1, 2, 3)$  qui est le repère local associé aux plis. La direction 1 correspond à celle des fibres, la direction 2 à la direction transverse et la direction 3 à la direction hors-plan. Les directions 3 et  $z$  sont confondues.

La rupture des composites stratifiés peut se produire au niveau de l'interface des plis du matériau. Ce type de rupture interlaminaire, également appelé délaminage, correspond à la décohésion des plis au sein du stratifié. Cette rupture est pilotée par deux phénomènes que sont l'amorçage et la propagation. L'amorçage correspond à la création d'une fissure interlaminaire. Il est caractérisé par trois résistances interfaciales (une en traction hors-plan et deux en cisaillement hors-plan) qui seront détaillées par la suite. La propagation quant à elle correspond à l'avancée de la fissure initiale dans le matériau jusqu'à rupture finale du stratifié. Elle est caractérisée par trois ténacités. En résumé, il y a donc trois différents modes de rupture qui peuvent être responsables du délaminage :

- Le mode I, qui correspond à une rupture consécutive à une sollicitation de traction hors-plan selon l'axe  $z$ . La résistance et la ténacité mises en jeu sont respectivement  $Z_t$  et  $G_{Ic}$ .
- Le mode II, qui correspond à une rupture consécutive à une sollicitation de cisaillement hors-plan dans le plan  $(xz)$ . La résistance et la ténacité mises en jeu sont respectivement  $S_{13}$  et  $G_{IIc}$ .
- Le mode III, qui correspond à une rupture consécutive à une sollicitation de cisaillement hors-plan dans le plan  $(yz)$ . La résistance et la ténacité mises en jeu sont respectivement



$S_{23}$  et  $G_{IIIc}$ .

Ces trois modes de rupture ainsi que les résistances et ténacités mises en jeu sont résumés sur la Figure 1.2. Suite à la description des modes purs de rupture, il apparaît que la connaissance des résistances et ténacités du matériau étudié est nécessaire pour la prédiction de la rupture.

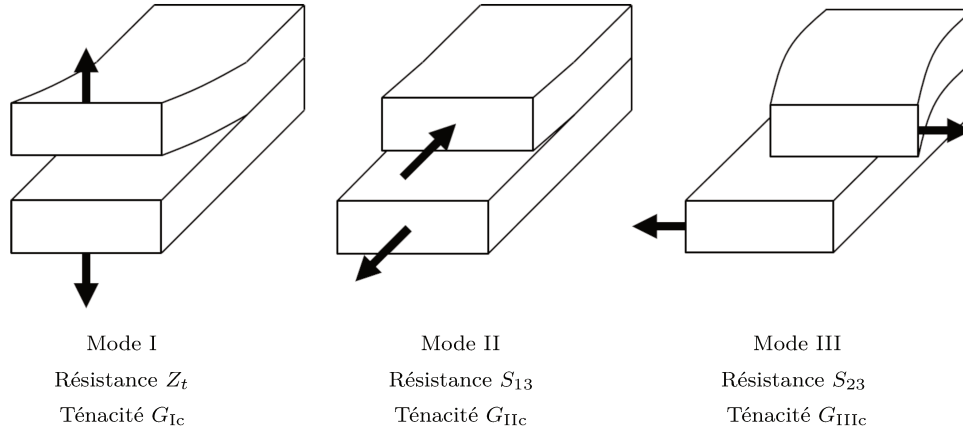


FIGURE 1.2 – Illustration des modes de rupture.

## 1.2 Caractérisation de la tenue hors-plan des matériaux composites stratifiés

Avant de s'intéresser à la tenue des assemblages collés composites, il convient dans un premier temps de connaître la tenue hors-plan des matériaux composites stratifiés. Cette dernière est dépendante à la fois des résistances et des ténacités du matériau. Il existe pour cela de nombreux essais qui sont plus ou moins faciles à réaliser et à interpréter.

### 1.2.1 Identification des résistances hors-plan

Dans cette partie seront présentés, de façon non exhaustive, des essais qui permettent de caractériser l'amorçage du délaminage. L'objectif est de déterminer les résistances hors-plan suivant les différents modes de sollicitations pures. Pour cela, il est préférable de réaliser des essais qui génèrent des champs de déformations et de contraintes quasi purs tout en évitant des concentrations de contraintes. Ces recommandations permettent d'identifier plus facilement les résistances suivant les différents modes de rupture.

#### 1.2.1.1 Identification de la résistance en traction hors-plan

L'essai de flexion quatre points sur cornière (Figure 1.3), proposé pour la première fois par W. J. Jackson [14], est couramment utilisé pour déterminer la résistance en traction hors-plan  $Z_t$ . Il a été montré que le rayon de cornière de l'éprouvette testée doit être suffisamment petit pour éviter une rupture en compression au niveau du pli extérieur avant l'apparition du délaminage et suffisamment grand pour permettre la fabrication de l'éprouvette. Cet essai permet de générer un champ de contraintes quasi pur dans le rayon de la cornière qui peut alors provoquer la rupture du composite par délaminage. L'obtention de la résistance normale hors-plan peut alors se faire

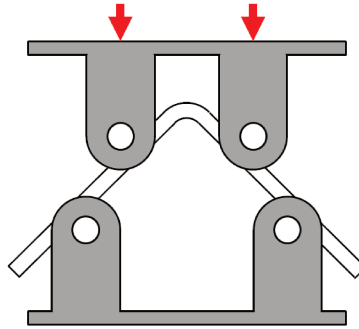


FIGURE 1.3 – Illustration de l’essai de flexion quatre points sur cornière.

par identification inverse à l’aide d’un calcul éléments finis. Cette méthode nécessite donc au préalable la connaissance des propriétés élastiques du composite, mais elle présente l’avantage d’identifier de manière robuste la résistance en traction hors-plan  $Z_t$  [15].

### 1.2.1.2 Identification des résistances en cisaillement hors-plan

L’essai le plus simple à mettre en œuvre pour identifier les résistances en cisaillement hors-plan est l’essai appelé de manière générale ILSS (InterLaminar Shear Strength). Il correspond à un essai de flexion trois-points avec appuis rapprochés sur une éprouvette de section rectangulaire [16]. Le principe de cet essai est illustré sur la Figure 1.4. L’objectif est de faire rompre l’éprouvette testée par cisaillement en générant un champ de contraintes de cisaillement hors-plan entre les rouleaux d’appuis fixes et le rouleau de charge mobile. Le principal avantage de cet essai est qu’il permet l’identification des résistances de cisaillement hors-plan par le biais d’une formule analytique sans passer par un modèle éléments finis. Néanmoins, l’application de cette formule repose sur l’hypothèse que le champ de contraintes est distribué uniformément et est valable pour les matériaux isotropes uniquement. Cependant, l’expérience montre que les résistances obtenues analytiquement sont assez proches de celles déterminées par éléments finis. Enfin, cet essai présente aussi l’avantage de pouvoir être utilisé pour déterminer les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}$  et  $S_{23}$  en faisant varier uniquement l’orientation des plis du stratifié testé.

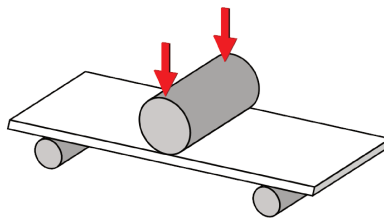


FIGURE 1.4 – Illustration de l’essai de flexion trois-points avec appuis rapprochés ILSS.

## 1.2.2 Identification des ténacités

De multiples essais développés ces dernières décennies permettent de caractériser la propagation du délaminage. Seuls seront présentés ici les principaux essais permettant de déterminer les ténacités  $G_{ic}$  selon les différents modes purs de rupture. La ténacité, aussi appelée taux de

restitution d'énergie critique, représente l'énergie nécessaire à apporter pour faire propager une fissure déjà existante.

### 1.2.2.1 Identification de la ténacité en mode I

Le mode d'ouverture est généralement le mode de délaminage qui nécessite le moins d'énergie pour faire propager une fissure et est donc le mode le plus critique. Pour caractériser le taux de restitution d'énergie critique qui en résulte, l'essai DCB (Double Cantilever Beam) est fréquemment utilisé. Il correspond à un essai de traction sur une éprouvette pré-entaillée (Figure 1.5). Cette pré-fissure est introduite dès la fabrication de l'éprouvette par l'intermédiaire d'un film non-adhésif de PTFE (Teflon) d'une épaisseur moyenne de  $20 \mu\text{m}$  [17]. Ce film est inséré entre les plis médians du stratifié lors de la fabrication. Les essais sont généralement réalisés sur des composites stratifiés unidirectionnels avec huit plis à  $0^\circ$ . Le chargement est appliqué par l'intermédiaire de blocs collés à l'extrémité de l'éprouvette où se trouve le délaminage initial suivant la direction de son épaisseur. La méthode d'identification complète de la ténacité  $G_{Ic}$  est décrite dans la thèse de N. Tual [13]. Elle consiste à tracer le logarithme de la souplesse  $C = \frac{\delta_i}{P_i}$ , avec  $\delta_i$  les incréments de déplacement et  $P_i$  les incréments de chargement, en fonction du logarithme de la longueur de délaminage  $a$ . Les résultats expérimentaux ainsi tracés sont ensuite ajustés à l'aide d'une régression linéaire selon la méthode des moindres carrés. La ténacité en mode I est alors déterminée de la manière suivante :

$$G_{Ic} = \frac{nP\delta}{2ba} \quad (1.1)$$

$n$  est la pente  $\Delta y/\Delta x$  de la droite ajustée avec  $y = \log C$  et  $x = a$ .  $P$  correspond au chargement appliqué,  $\delta$  au déplacement final,  $b$  à la largeur de l'éprouvette et  $a$  à la longueur de la fissure du délaminage.

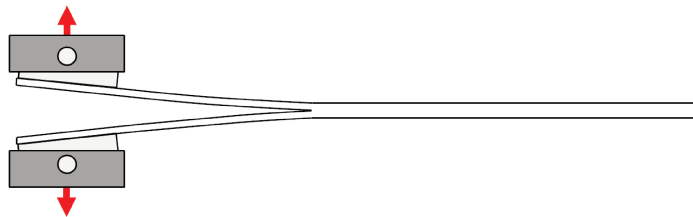


FIGURE 1.5 – Illustration de l'essai DCB.

### 1.2.2.2 Identification de la ténacité en mode II

L'un des essais les plus utilisés pour caractériser la ténacité en mode II  $G_{IIc}$  est l'essai 4ENF (Four-point End-Notched Flexure). Le principe de cet essai est d'appliquer une flexion quatre-points sur une éprouvette pré-fissurée pour faire propager le délaminage déjà existant par cisaillement de l'interface (Figure 1.6). Cet essai présente l'intérêt de faire propager le délaminage de façon stable contrairement à un essai de flexion trois-points. Cependant, ce type d'essai conduit généralement à des résultats qui sont très dispersés [18].

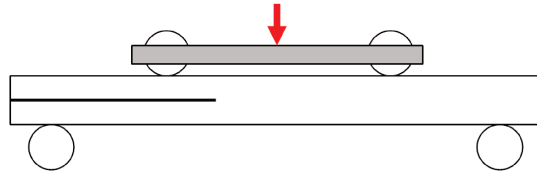


FIGURE 1.6 – Illustration de l’essai 4ENF.

### 1.2.2.3 Identification de la ténacité en mode III

Les essais qui permettent d’identifier la ténacité en mode III  $G_{IIIc}$  sont en nombre très réduit. L’essai ECT (Edge Crack Torsion) [19] permet de faire propager une fissure préexistante en cisaillement par l’intermédiaire d’un chargement de torsion qui s’applique sur l’éprouvette testée comme illustrée sur la Figure 1.7. La valeur de la ténacité en mode III est difficile à identifier du fait de la grande dispersion des résultats expérimentaux obtenus et d’une dépendance importante à la longueur du délaminage [20].

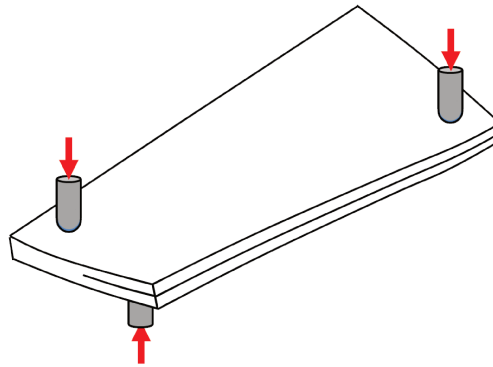


FIGURE 1.7 – Illustration de l’essai ECT.

## 1.3 Caractérisation des assemblages collés composites

Les essais présentés ci-après permettent de caractériser les assemblages collés sous sollicitations hors-plan. Il est important de noter que pour bien décrire le comportement d’un assemblage il est nécessaire de connaître le comportement des substrats. C’est pourquoi il est indispensable d’avoir réalisé au préalable les essais décrits précédemment pour pouvoir comprendre et interpréter les résultats obtenus par les essais sur assemblages. Il est par ailleurs à noter que certains essais présentés dans la section 1.2 peuvent également être utilisés pour caractériser des assemblages collés, comme l’essai ILSS (1.2.1.2) par exemple.

### 1.3.1 Identification des résistances

Il existe plusieurs essais pour déterminer les résistances hors-plan d’un assemblage collé. Ces résistances ne vont plus seulement dépendre seulement du composite, mais également de la colle utilisée ainsi que de l’interface colle/composite.

### 1.3.1.1 Essais de simple recouvrement

Un essai couramment utilisé pour caractériser la tenue des assemblages collés composites est l'essai de simple recouvrement. Cet essai correspond à un essai de traction sur un assemblage constitué de deux substrats composites rectangulaires comme illustré sur la Figure 1.8. Les deux substrats sont collés sur une longueur de recouvrement  $L$  donnée. L'assemblage est donc sollicité en traction puisque chaque substrat est soumis à une force  $F$  dans son plan. De par ce fait, deux principaux types de contraintes prennent naissance à proximité et dans le joint adhésif. Il y a tout d'abord des contraintes de cisaillement qui sont dues à la configuration de l'essai, mais également des contraintes de pelage qui proviennent (1) de la flexion des substrats engendrée pendant l'essai et (2) des effets de bord. La rupture de l'assemblage n'est alors pas seulement due aux contraintes de cisaillement, mais également aux contraintes de pelage qui sont plus ou moins prépondérantes selon la constitution et l'épaisseur des substrats.

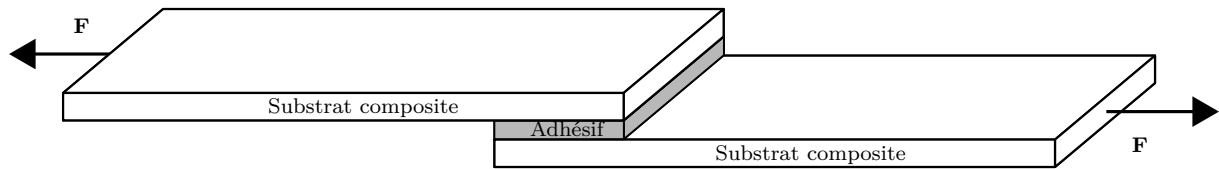


FIGURE 1.8 – Principe d'un essai de simple recouvrement.

Les modes de ruptures des joints de simple recouvrement peuvent être classés en cinq catégories comme illustrés sur la Figure 1.9 :

- (a) La rupture de l'assemblage se produit de façon cohésive dans l'adhésif.
- (b) La rupture de l'assemblage se produit de façon adhésive à l'interface colle/composite.
- (c) La rupture de l'assemblage se produit à l'interface colle/composite avec un arrachement léger des fibres du substrat composite.
- (d) La rupture de l'assemblage se produit dans le substrat composite par délaminage du pli inférieur.
- (e) La rupture de l'assemblage se produit dans le substrat par une fissuration totale des plis et du composite.

Ces modes de rupture de l'assemblage collé vont dépendre à la fois de la résistance de l'adhésif utilisé et de celle des substrats composites. La rupture des substrats va alors se produire lorsque sa résistance est faible par rapport à celle de l'adhésif. De manière générale, une faible résistance transverse du composite va entraîner une rupture de l'assemblage au niveau des substrats [21]. La rupture totale des substrats (Figure 1.9 (e)) est due quant à elle à la fragilité des fibres du composite utilisé et à la flexion engendrée à proximité de la surface de recouvrement.

En dehors de ces caractéristiques matériaux, la rupture de l'assemblage collé composite va aussi dépendre d'un certain nombre de paramètres tels que l'épaisseur du joint de colle, l'épaisseur des substrats ou encore le traitement de surface appliqué lors de la préparation des éprouvettes.

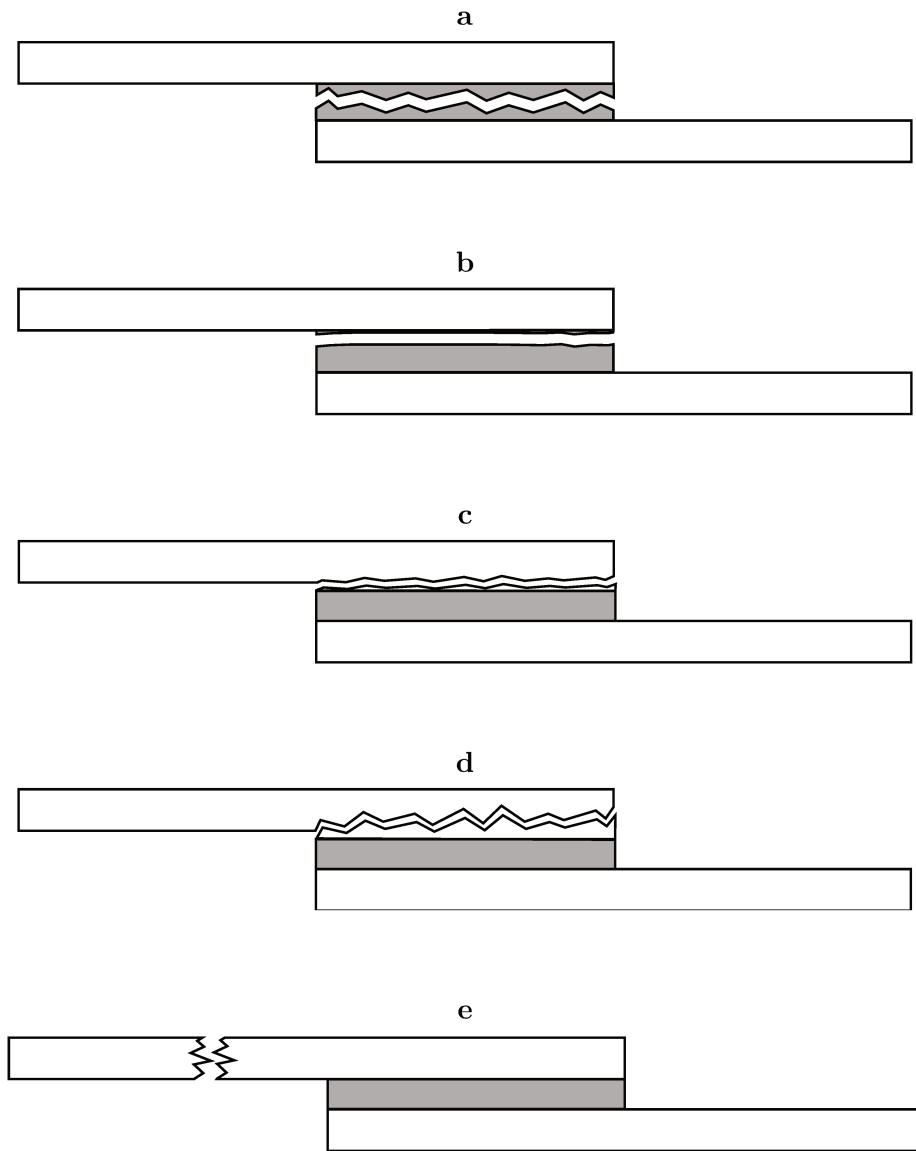


FIGURE 1.9 – Modes de rupture d'un joint de simple recouvrement : (a) rupture cohésive, (b) rupture adhésive, (c) arrachement partiel des fibres, (d) rupture du composite par délaminage, (e) rupture totale du composite.

Tout d'abord, il a été montré que l'épaisseur du joint de colle a un effet non négligeable sur la résistance de l'assemblage dans le cas d'une rupture hors substrat. En effet, l'expérience montre que dans ce cas la résistance augmente lorsque le joint devient de plus en plus fin. Adams [22] explique ce phénomène par une présence plus importante de défauts tels que des vides ou des micro-fissures dans des joints d'épaisseur importante. Crocombe [23] explique quant à lui que la plasticité de l'adhésif le long du recouvrement se produit plus rapidement en présence d'un joint épais. En effet, il a été montré que la distribution des contraintes le long d'un joint fin est plus concentrée au bord du recouvrement que dans le cas d'un joint épais. Par conséquent, un joint fin va atteindre plus rapidement sa limite d'élasticité qu'un joint épais. Cependant, lorsqu'elle est atteinte dans le cas d'un joint épais, il y a une « réserve élastique » moindre pour supporter un chargement supplémentaire, et donc la plasticité va se propager plus rapidement. Plus récemment, Grant [24] explique l'influence de l'épaisseur du joint avec le moment de flexion. En effet pour une éprouvette de simple recouvrement soumise à un effort de traction, les contraintes longitudinales couplées au moment de flexion près de la zone de recouvrement créent des déformations plastiques qui vont provoquer la rupture de l'adhésif. Lorsque l'épaisseur de l'adhésif augmente, il y a une augmentation des contraintes de flexion puisque le moment de flexion augmente également. Par conséquent, la résistance du joint s'en trouve réduite.

L'épaisseur des substrats a également une importance non négligeable sur la tenue de l'assemblage collé [25]. En effet, pour des substrats de faible résistance, une augmentation de l'épaisseur de la colle va renforcer les substrats en réduisant leur déformation plastique. D'autre part, pour des substrats très résistants, une épaisseur de colle importante va amoindrir la résistance du joint à cause de l'augmentation du moment de flexion. Pour avoir un assemblage le plus résistant possible, il convient donc de trouver une épaisseur de joint optimale pour renforcer à la fois la tenue du joint et celle des substrats.

Le dernier paramètre non négligeable qui peut influencer sur la tenue de l'assemblage composite collé est le traitement de surface appliquer avant collage. Ce point sera par ailleurs discuté plus amplement dans la suite de ce manuscrit.

Bien que l'essai de simple recouvrement soit simple à réaliser, il n'en demeure pas moins difficile à interpréter à cause des forts gradients de contraintes générés en bord de joint. Par ailleurs, la plupart des modèles analytiques permettant de déterminer les champs de contraintes le long du joint de recouvrement sont bidimensionnels. Ces modèles supposent que l'adhésif est dans un état de contrainte ou de déformation plane dans le plan perpendiculaire à la direction de l'épaisseur, négligeant de ce fait les contraintes dans la largeur de l'éprouvette dues aux coefficients de Poisson. De plus, le comportement non linéaire est difficile à implanter, car dans ce cas l'analyse devient très complexe. C'est pourquoi la majorité des modèles considère un comportement élastique à la fois pour l'adhésif et les substrats [26]. Même si ces modèles ne permettent pas de savoir si la rupture va se produire dans la colle ou dans le composite, ils présentent l'avantage de proposer une analyse rapide.

Dans les dernières décennies, la méthode des éléments finis a également été utilisée pour simuler et prédire la résistance des assemblages collés, notamment par le biais des modèles de

zone cohésive comme discutés plus loin dans la section 1.4.2.

### 1.3.1.2 Essais Arcan

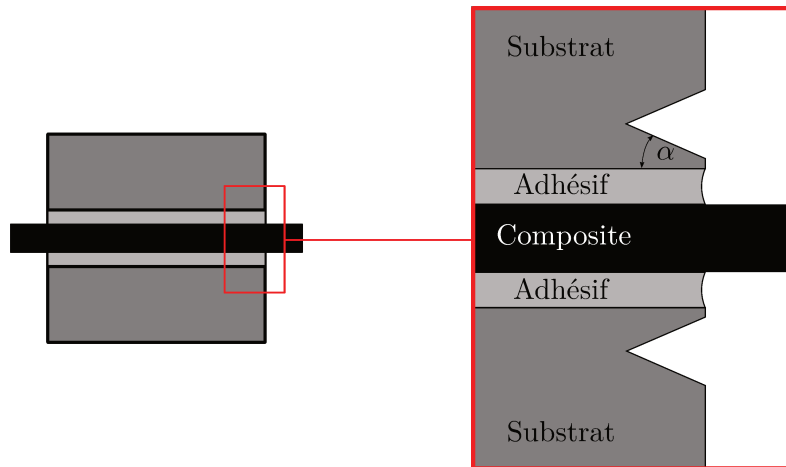


FIGURE 1.10 – Géométrie de l'éprouvette Arcan.

Comme mentionné précédemment, les assemblages collés utilisés pour les essais de simple recouvrement sont caractérisés par des concentrations de contrainte au bord du recouvrement. Celles-ci sont dues aux différences des propriétés mécaniques entre l'adhésif et les substrats, à la faible épaisseur de l'adhésif et au chargement mécanique appliqué. Les contraintes sont alors concentrées à l'interface colle/composite. Pour étudier d'une part l'adhésif et discuter d'autre part de la compétition entre rupture adhésive et cohésive, il convient de proposer un autre essai pour lequel les contraintes sont quasi homogènes dans l'épaisseur. Pour atteindre ce but, cet essai doit s'appuyer sur une géométrie particulière de l'assemblage collé.

Cet essai a été développé par Arcan [27] pour caractériser le comportement d'un adhésif ou d'un assemblage collé sous de multiples sollicitations telles que la traction, le cisaillement ou encore la compression à l'aide du montage Arcan modifié développé par Cognard [28]. La géométrie de l'assemblage testé a été choisie pour obtenir un champ de contraintes le plus uniforme possible dans le plan médian de l'adhésif et pour obtenir la contrainte maximale au milieu de l'éprouvette afin de limiter les effets de bord. L'assemblage testé est composé d'une plaque composite collée à deux substrats en aluminium. La présence de bords sur les substrats permet de réduire les effets de bord comme illustré sur la Figure 1.10. Une étude paramétrique a par ailleurs montré qu'un angle de bords  $\alpha$  compris entre  $30^\circ$  et  $45^\circ$  permet d'annuler les contraintes au bord de l'éprouvette. Un angle inférieur à  $30^\circ$  permet de réduire davantage les effets de bord, mais dans ce cas la fabrication des substrats devient plus compliquée et donc plus coûteuse.

Le système de fixation quant à lui permet de tester l'assemblage collé sur une machine de traction universelle suivant plusieurs modes de sollicitations en faisant varier l'angle  $\gamma$  entre la direction de sollicitation et celle de l'éprouvette. Quatre types de sollicitations peuvent alors être exercées sur l'assemblage : traction ( $\gamma=0^\circ$ ), traction/cisaillement ( $0^\circ < \gamma < 90^\circ$ ), cisaillement ( $\gamma=90^\circ$ ) et compression/cisaillement ( $90^\circ < \gamma < 135^\circ$ ) comme illustrés sur la Figure 1.11.



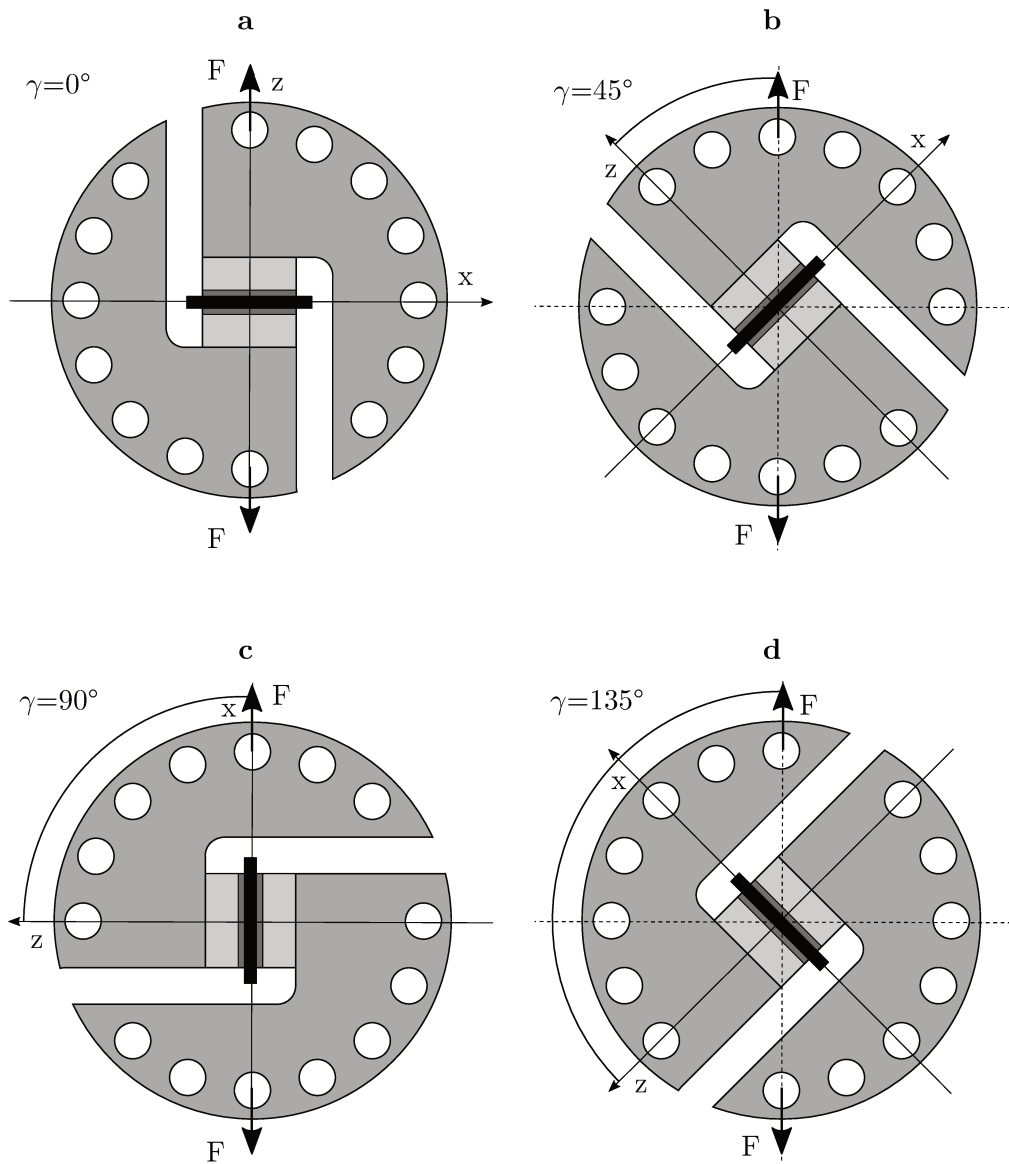


FIGURE 1.11 – Dispositif Arcan suivant différentes configurations : (a) traction ( $\gamma=0^\circ$ ), (b) traction/cisaillement ( $\gamma=45^\circ$ ), (c) cisaillement ( $\gamma=90^\circ$ ), (d) compression/cisaillement ( $\gamma=135^\circ$ ).

Les étapes les plus délicates lors de la préparation des essais sont le collage et le montage de l'éprouvette dans le système de fixation. En effet, il faut tout d'abord s'assurer du bon positionnement relatif des deux substrats pendant la phase de collage afin d'éviter un désalignement qui fausserait alors les résultats finaux. Il faut également positionner précisément l'éprouvette dans le montage Arcan pour garantir les modes de sollicitation. Ces points seront discutés plus amplement dans le chapitre suivant.

### 1.3.2 Identification des ténacités

Les ténacités d'un assemblage collé peuvent être déterminées à l'aide des essais présentés précédemment dans la section 1.2.2.

## 1.4 Modélisation de la rupture hors-plan

Afin de garantir la tenue des structures collées composites, il est important de réussir à prédire l'amorçage de la rupture hors-plan de l'élément le plus critique, c'est-à-dire la colle ou le composite selon les cas. Pour cela il existe à l'heure actuelle deux principales méthodes. La première se base sur l'application d'un critère couplé qui s'appuie sur la mécanique linéaire de la rupture. Elle permet de prédire uniquement l'amorçage de la rupture. La seconde méthode se base sur les modèles de zone cohésive qui s'appuient sur la mécanique de l'endommagement. Ils permettent de prédire à la fois l'amorçage et la propagation de la rupture. Ces deux méthodes sont présentées plus amplement dans les paragraphes qui suivent.

### 1.4.1 Application d'un critère couplé

Les sections suivantes présentent de manière détaillée le principe de l'application du critère couplé ainsi que ses avantages et inconvénients.

#### 1.4.1.1 Présentation du critère couplé

L'amorçage de la rupture est généralement prédit par l'intermédiaire d'un critère en contraintes. Deux types de critères sont principalement utilisés. Le premier critère est le critère de la contrainte maximale qui consiste à comparer le champ de contraintes existant aux résistances interlaminaires, soit :

$$\text{Max} \left\{ \frac{\langle \sigma_{33} \rangle}{Z_t}, \frac{\sigma_{13}}{S_{13}}, \frac{\sigma_{23}}{S_{23}} \right\} = 1 \quad (1.2)$$

Le symbole  $\langle \dots \rangle$  correspond aux crochets de Macauley pour signifier qu'une compression pure ne va pas provoquer d'endommagement. L'inconvénient de ce critère est qu'il ne prend pas en compte les couplages entre les différents modes de rupture. Ce critère est surtout utilisé lorsque la contrainte interlaminaire normale  $\sigma_{33}$  est prédominante.

Lorsque les contraintes de cisaillement interlaminaires deviennent non-négligeables, un autre

critère mettant en jeu une interaction quadratique des contraintes interlaminaires est alors utilisé :

$$\left\{ \frac{\langle \sigma_{33} \rangle}{Z_t} \right\}^2 + \left\{ \frac{\sigma_{13}}{S_{13}} \right\}^2 + \left\{ \frac{\sigma_{23}}{S_{23}} \right\}^2 = 1 \quad (1.3)$$

L'inconvénient majeur de ces critères en contraintes est qu'ils ne permettent pas de décrire la propagation de la fissure après amorçage. De plus, il est nécessaire d'introduire une longueur interne afin de pouvoir utiliser les critères de rupture au voisinage d'un point où la concentration des contraintes est importante. Dans certains cas, il pourrait alors y avoir en théorie amorçage pour un chargement infinitésimal. C'est pourquoi certains auteurs utilisent par exemple une contrainte moyennée sur une certaine distance [29]. Cependant, cette distance n'a aucun sens physique et nécessite de nombreux essais pour être identifiée. Enfin, il a été démontré qu'il n'est pas possible de décrire l'ensemble des cas expérimentaux, c'est-à-dire avec différentes épaisseurs et différentes orientations de plis, avec une seule longueur interne. C'est dans le but d'éviter un choix arbitraire de cette longueur interne qu'un critère d'amorçage combinant à la fois une condition en contrainte et une condition énergétique a été proposé par Leguillon [30].

#### 1.4.1.2 Détermination du chargement critique

Tout d'abord, un équilibre énergétique est fait entre un état élastique antérieur à la propagation d'une fissure existante et ce même état après propagation de cette fissure sur une surface  $\delta S$ , soit :

$$\delta W + \delta W_k + G_{ic} \delta S = 0 \quad (1.4)$$

avec  $\delta W$  la variation d'énergie potentielle,  $\delta W_k$  la variation d'énergie cinétique et  $G_{ic}$  la ténacité de l'interface. La condition  $\delta W_k \geq 0$  implique  $-\frac{\delta W}{\delta S} \geq G_{ic}$ . De plus en faisant l'hypothèse de l'élasticité plane, l'aire  $\delta S$  vaut  $aL$  avec  $a$  la longueur de fissure et  $L$  sa largeur. En introduisant le taux de restitution d'énergie incrémental  $G^{inc}(a) = -\frac{\delta W}{\delta S}$ , l'équilibre énergétique est alors décrit par la relation :

$$G^{inc}(a) = \bar{A} h E \varepsilon \geq G_{ic} \quad (1.5)$$

avec  $E$  le module d'un des bras,  $\varepsilon$  le chargement appliqué et  $\bar{A}$  un coefficient adimensionnel. Le coefficient  $\bar{A}$  étant une fonction croissante de la longueur de fissure, la relation énergétique (1.5) définit alors une borne inférieure  $a_1$  de la longueur de fissure  $a$  pour une valeur donnée du chargement appliqué.

La condition en contrainte établit quant à elle que l'amorçage de la rupture a lieu lorsque la contrainte interlaminaire dominante  $\sigma_{i3}$  le long de la longueur de fissure est plus grande que la résistance de l'interface  $\sigma_{ic}$ , soit :

$$\sigma_{i3}(a) = k_{i3}(a) E \varepsilon \geq \sigma_{ic} \quad (1.6)$$

avec  $k_{i3}(a)$  un coefficient adimensionnel. Ce coefficient a un comportement décroissant le long de la longueur de fissure du fait de la concentration de contraintes en bord de fissure. La relation

(1.6) fournit alors une borne supérieure  $a_2$  de la longueur de fissure  $a$  pour une valeur donnée du chargement appliqué.

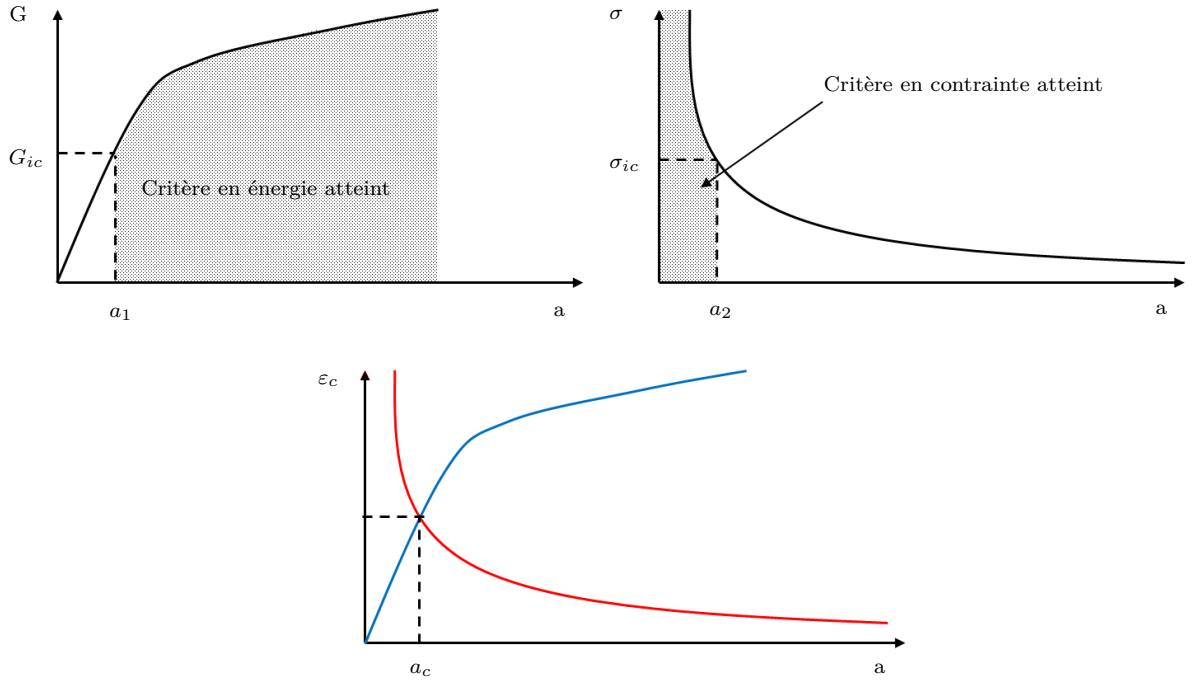


FIGURE 1.12 – Principe de l'application du critère couplé

Finalement pour un chargement monotone croissant la longueur critique de fissure à l'amorçage  $a_c$  s'obtient en combinant les deux relations (1.5) et (1.6) comme illustré sur la Figure 1.12 :

$$\frac{\bar{A}(a_c)}{k_{i3}(a_c)^2} = \frac{1}{h} \frac{EG_{ic}}{\sigma_{ic}^2} \quad (1.7)$$

Cette équation montre que la longueur critique de fissure à l'amorçage dépend de la longueur de rupture caractéristique  $L_{ic} = \frac{EG_{ic}}{\sigma_{ic}^2}$ . L'utilisation de ce critère ne nécessite donc que l'identification de la résistance et de la ténacité de l'interface du stratifié étudié en utilisant les essais présentés précédemment.

L'étape suivante consiste à déterminer les taux de restitution d'énergie incrémentaux  $G_{inc}(a)$  de la manière suivante :

$$G_{inc}(a) = \frac{W(0) - W(a)}{aL} \quad (1.8)$$

avec  $W(0)$  l'énergie élastique libérée sans fissure et  $W(a)$  l'énergie libérée avec une fissure de longueur  $a$ . Ces énergies sont déterminées à l'aide d'un modèle éléments finis.

Le coefficient adimensionnel  $\bar{A}(a)$  peut ensuite être calculé pour chaque longueur de fissure  $a$  :

$$\bar{A}(a) = \frac{G_{inc}(a)}{\varepsilon^2 E h} \quad (1.9)$$

Le second coefficient adimensionnel  $k_{i3}(a)$  s'obtient quant à lui par le biais de l'expression ci-après :

$$k_{i3}(a) = \frac{\sigma_{i3}(a)}{\varepsilon E} \quad (1.10)$$

La valeur de la longueur critique de fissure à l'amorçage est ensuite déterminée grâce à la relation (1.7) définie précédemment. Le chargement critique à l'amorçage peut alors être calculé sachant que :

$$\varepsilon_c = \sqrt{\frac{G_{ic}}{Eh\bar{A}(a_c)}} \quad (1.11)$$

### 1.4.1.3 Conclusion sur l'application du critère couplé

Cette approche semi-analytique semble très intéressante pour déterminer la rupture interlaminaire du composite ou celle de l'adhésif puisque qu'elle est facile à mettre en place et s'appuie sur une formule analytique et un modèle éléments finis simple. Elle demande seulement une identification au préalable de la résistance et de la ténacité de l'interface. Néanmoins, cette méthode reste limitée à des comportements linéaires et ne peut être utilisée pour étudier la propagation de la rupture.

## 1.4.2 Modèles de zone cohésive

Afin de prédire à la fois l'amorçage et la propagation de la rupture hors-plan, des modèles basés sur la mécanique de l'endommagement ont été développés ces dernières décennies : il s'agit des modèles de zone cohésive. L'origine de ces modèles remonte à ceux proposés par Dugdale [31] et Barenblatt [32] dans les années 1960 et utilisés pour la première fois sur des matériaux métalliques. L'idée de départ est de remplacer une étroite zone de déformation localisée par des éléments cohésifs. Depuis, le concept des modèles de zone cohésive a pris une importance considérable pour décrire la rupture d'une large gamme de matériaux comme les métaux, les céramiques, le béton, les polymères ou encore les matériaux composites. Ils permettent de plus de simuler leur rupture sous différents cas de chargement qu'ils soient statiques, dynamiques ou encore cycliques.

### 1.4.2.1 Principe des modèles de zone cohésive

Le principe des éléments cohésifs se fonde sur la description de la résistance de l'interface et des sauts de déplacement qui y sont liés. Les éléments cohésifs sont insérés dans un maillage éléments finis où une fissure pourrait potentiellement apparaître (Figure 1.13). Cependant, ce type de modèle n'a pas besoin de fissure initiale pour simuler la fissuration. En effet, la localisation précise de l'amorçage ainsi que l'évolution de la fissuration sont déterminées par la simulation. Il est à noter que la propagation de l'endommagement ne peut se faire que le long de la couche d'éléments cohésifs et ne peut dévier dans les éléments structuraux adjacents. L'endommagement est alors simulé par les éléments cohésifs qui vont s'ouvrir peu à peu pendant l'amorçage du fait de leur assouplissement avant de perdre totalement leur capacité de porteur de charge sous un déplacement critique donné.

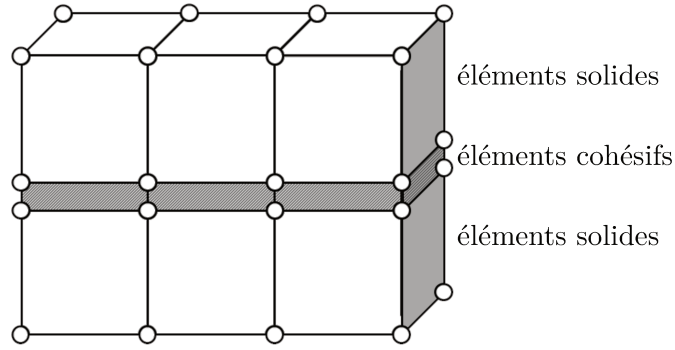


FIGURE 1.13 – Principe des éléments de zone cohésive.

### 1.4.2.2 Lois de zone cohésive

Sous un chargement de mode pur dans les modèles de zone cohésive la première phase de la rupture hors-plan, qui correspond donc à l’amorçage, se produit lorsque la contrainte interlaminaire dépasse la résistance de l’interface associée au mode de sollicitation. Néanmoins sous un chargement en mode mixte, une interaction entre les différents modes doit être prise en compte. Pour déterminer l’amorçage de la rupture, un des critères couramment utilisés est le critère de Ye [33]. Ce critère se base sur une interaction quadratique des contraintes interlaminaires et correspond à l’équation (1.3) définie précédemment. Pour décrire l’évolution de l’endommagement de l’interface sous une combinaison de mode mixte, un déplacement équivalent associé aux contraintes interlaminaires via une loi d’endommagement a été introduit :

$$\delta_m = \sqrt{\langle \delta_I \rangle^2 + \delta_{cis}^2} \quad (1.12)$$

avec  $\delta_I$  le saut de déplacement en mode I et  $\delta_{cis}$  la norme euclidienne du saut de déplacement en mode II et en mode III où  $\delta_{cis} = \sqrt{\delta_{II}^2 + \delta_{III}^2}$ . Ce déplacement  $\delta_m$  est relié aux contraintes de l’interface grâce à une loi d’endommagement. L’amorçage de l’endommagement est alors dépendant des résistances de l’interface associées à un saut de déplacement initial  $\delta_m^0$  sur la courbe contrainte/déplacement. Lorsque le déplacement  $\delta_m$  excède le déplacement initial  $\delta_m^0$ , les contraintes vont chuter ce qui provoque l’adoucissement de la zone cohésive. Il est à noter qu’il a été montré qu’une variation des résistances de l’interface n’ont que peu d’influence sur les résultats prédits, mais qu’une augmentation de ces dernières peut défavoriser la convergence du calcul éléments finis et donc augmenter le temps de calcul [34]. En effet, plus les résistances seront élevées, plus le maillage autour du front de fissure devra être fin et plus les incréments de chargement requis pour éviter les problèmes numériques seront petits [35].

Les valeurs des contraintes au niveau de l’interface sont donc représentées par une unique fonction  $f(\delta_m)$ . Lorsque le déplacement atteint une valeur critique  $\delta_m^f$ , les contraintes cohésives s’estompent provoquant l’avancée de la fissure. Cette propagation est pilotée par la quantité d’énergie nécessaire à fournir à la fissure amorcée pour qu’elle s’ouvre. Ce sont donc les ténacités de l’interface selon les différents modes de rupture qui vont définir la valeur critique du déplacement  $\delta_m^f$ . Tout comme l’amorçage, la propagation est déterminée à l’aide d’un critère de rupture basé sur la mécanique de la rupture. Le critère le plus communément utilisé pour prédire

la propagation de la rupture en mode mixte est le critère de la loi puissance qui s'exprime ainsi :

$$\left(\frac{G_I}{G_{Ic}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIc}}\right)^\beta + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIc}}\right)^\gamma = 1 \quad (1.13)$$

avec  $G_i, i \in \{I, II, III\}$  les taux de restitutions d'énergie et  $G_i, i \in \{Ic, IIc, IIIc\}$  les ténacités selon les différents modes de rupture de l'interface. Les couples  $\alpha = \beta = \gamma = 1$  et  $\alpha = \beta = \gamma = 2$  sont fréquemment choisis, ce qui correspond à des critères de rupture respectivement linéaire et quadratique.

Cependant Camanho[36] a montré que l'expression proposée par Benzeggagh et Kenane [37] pour déterminer le taux de restitution d'énergie critique  $G_c$  en mode mixte est plus adéquate pour les composites à résine époxyde et est égale à :

$$G_c = G_{Ic} + (G_{IIc} - G_{Ic}) \left(\frac{G_{cis}}{G_T}\right)^\eta \quad (1.14)$$

avec  $G_{cis} = G_{IIc} + G_{IIIc}$ ,  $G_T = G_{Ic} + G_{IIc} + G_{IIIc}$  et  $\eta$  un paramètre matériau. La fissure se propage alors lorsque le taux de restitution d'énergie total  $G$  est supérieur ou égal à la valeur critique  $G_c$ , soit  $G \geq G_c$ . Lorsque ce critère de propagation est atteint, les contraintes interlaminaires ou interfaciales sont réduites à zéro. Enfin, sachant que l'énergie libérée pendant la fissuration est dissipative par nature, la totalité de l'énergie  $G_c$  est donc dissipée à travers les éléments cohésifs. Elle correspond donc à l'aire sous la courbe contrainte/déplacement. Si l'énergie dissipée augmente, l'aire sous la courbe augmente en conséquence et le déplacement critique  $\delta_m^f$  devient plus important.

Comme mentionné précédemment la rupture s'amorce lorsque le chargement augmente puis se propage graduellement le long de l'interface sollicitée. D'un point de vue de la micro-mécanique, il y a une « process zone » qui contient des micro-défauts, tels que des micro-fissures ou encore des micro-vides. La rupture apparaît alors lorsque les micro-défauts grandissent et se rejoignent. Dans le cas de la mécanique de l'endommagement, un paramètre d'endommagement  $D$  est donc requis pour décrire les effets macroscopiques de ces micro-défauts. La valeur  $D = 0$  représente alors l'état non endommagé et  $D = 1$  indique un état entièrement endommagé comme illustré sur la Figure 1.14. La « process zone » correspond alors à une zone de l'interface où  $D$  est strictement compris entre 0 et 1.

La fonction scalaire  $D$  définit l'évolution de l'endommagement. Dans le cas d'une loi adoucissante linéaire, la fonction  $D$  est définie comme :

$$D(\delta_m^f) = \frac{\delta_m^f(\delta_m - \delta_m^0)}{\delta_m(\delta_m^f - \delta_m^0)} \quad (1.15)$$

Cette relation définit la loi d'évolution de l'endommagement par le moyen d'une équation constitutive bilinéaire où  $\delta_m^0$  est le saut de déplacement initial. Le seuil d'endommagement initial est obtenu par le critère d'amorçage de l'endommagement.  $\delta_m^f$  correspond au saut de déplacement final et est obtenu par l'intermédiaire du critère de propagation défini précédemment. Cette loi bilinéaire est la plus utilisée du fait de sa relative simplicité. L'inconvénient majeur de cette loi

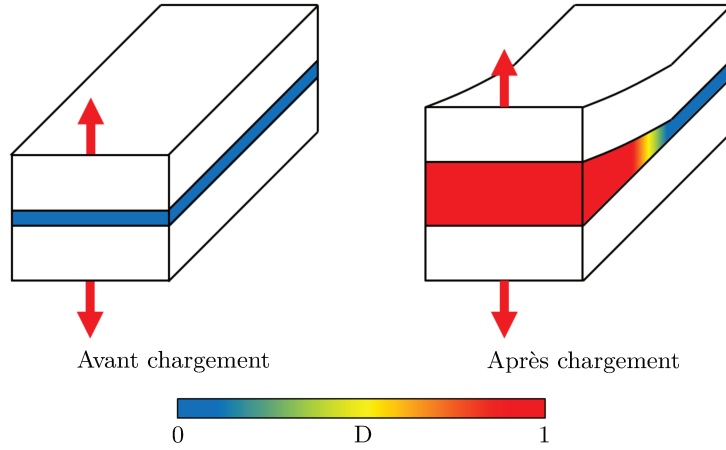
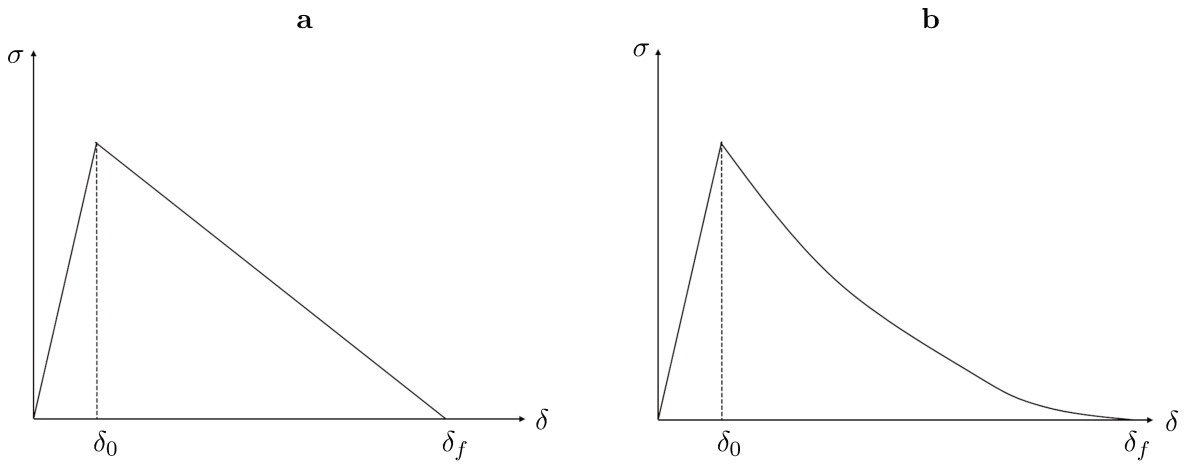

 FIGURE 1.14 – Évolution de la variable d'endommagement  $D$  en mode I pur.


FIGURE 1.15 – Loi adoucissante linéaire (a) et exponentielle (b).

est que la relation contrainte/déplacement présente une discontinuité à la valeur de la contrainte maximale.

Une autre fonction  $D$  souvent utilisée pour définir l'endommagement de l'interface est la fonction ci-après :

$$D = 1 - \left\{ \frac{\delta_m^0}{\delta_m} \right\} \left\{ 1 - \frac{1 - \exp(-\alpha(\frac{\delta_m - \delta_m^0}{\delta_f - \delta_m^0}))}{1 - \exp(-\alpha)} \right\} \quad (1.16)$$

avec  $\alpha$  un paramètre adimensionnel qui définit l'évolution de l'endommagement. En choisissant différentes formes de la fonction d'endommagement  $D$ , l'adoucissement peut donc être contrôlé à travers diverses courbes contraintes/déplacement (Figure 1.15).

Les phénomènes microscopiques du délaminage et de la rupture interfaciale sont décrits à travers la dégradation progressive de la raideur de l'interface à l'aide du paramètre d'endommagement  $D$ . Cette raideur est décrite par trois paramètres  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  qui correspondent respectivement aux raideurs de l'interface suivant les directions transverses et suivant la direction normale. Cependant, il a été montré par Zou [38] à l'aide d'une étude paramétrique qu'un seul



paramètre de raideur était suffisant pour décrire le comportement de l'interface. Par la suite, la raideur de l'interface sera donc prise égale à  $K_1 = K_2 = K_3 = K_p$  avec  $K_p$  qui sera appelé raideur de pénalisation. Elle relie les contraintes de l'interface aux sauts de déplacement qui y sont liés. La valeur initiale de ce paramètre de pénalisation est choisie de telle sorte à être suffisamment élevée pour simuler une cohésion parfaite entre les deux surfaces adjacentes, mais suffisamment faible pour éviter des problèmes numériques, comme un mauvais conditionnement ou encore des oscillations parasites [39]. Lorsque l'endommagement  $D$  augmente,  $K_p$  reste constant jusqu'à ce que le critère d'amorçage soit atteint puis chute progressivement jusqu'à devenir nul lorsque le critère de propagation est rempli.

Les éléments de l'interface vont alors s'ouvrir en fonction de la loi d'évolution de la raideur de pénalisation qui est évidemment dépendante de la variable d'endommagement  $D$ . La rigidité nulle correspond à la décohésion des éléments solides voisins de l'interface. Par conséquent, la fissure ne peut se propager que le long des éléments connectés, ce qui suppose de connaître à l'avance la direction de propagation. Dans le cas contraire, il faut prévoir dans le modèle éléments finis plusieurs chemins possibles d'endommagement, et donc un temps de calcul plus important et des problèmes numériques supplémentaires.

Dans le cas d'une loi d'endommagement bilinéaire et pour une sollicitation en mode I pur, la contrainte normale  $\sigma = \sigma_{33}$  au niveau de l'interface va alors s'exprimer de la manière suivante en fonction du déplacement  $\delta = \delta_m = \delta_I$  :

$$\sigma = \begin{cases} K_p \delta & \text{si } 0 < \delta < \delta_0 \\ K_p(1 - D)\delta & \text{si } \delta_0 < \delta < \delta_f \\ 0 & \text{si } \delta \geq \delta_f \end{cases} \quad (1.17)$$

Il est à noter que lorsque la raideur initiale  $K_p$  augmente, l'endommagement  $D$  va s'ajuster automatiquement de telle sorte que la valeur  $(1 - D)K_p$  reste constante lorsque la raideur de pénalisation évolue. L'endommagement progressif de l'interface et la loi d'endommagement linéaire dans le cas d'une sollicitation en mode I pur sont résumés sur la Figure 1.16.

### 1.4.2.3 Conclusion sur les modèles de zone cohésive

Dans le cas des assemblages collés composites, les modèles de zone cohésive représentent donc physiquement la coalescence des micro-défauts au niveau de l'interface riche en résine où va se produire la rupture et représentent également la manière dont le matériau s'endommage. L'évolution de l'endommagement de cette interface est définie à la fois par ses résistances, par ses ténacités et par sa raideur de pénalisation. L'avantage majeur de ces modèles est de prédire à la fois l'amorçage et la propagation de la rupture hors-plan. Ils permettent de plus de s'affranchir de la longueur caractéristique nécessaire lors de l'application du critère couplé présentée précédemment en 1.4.1. Cependant, les modèles de zone cohésive nécessitent de connaître à l'avance le lieu d'apparition ainsi que la direction de propagation de la rupture. Ce défaut reste néanmoins

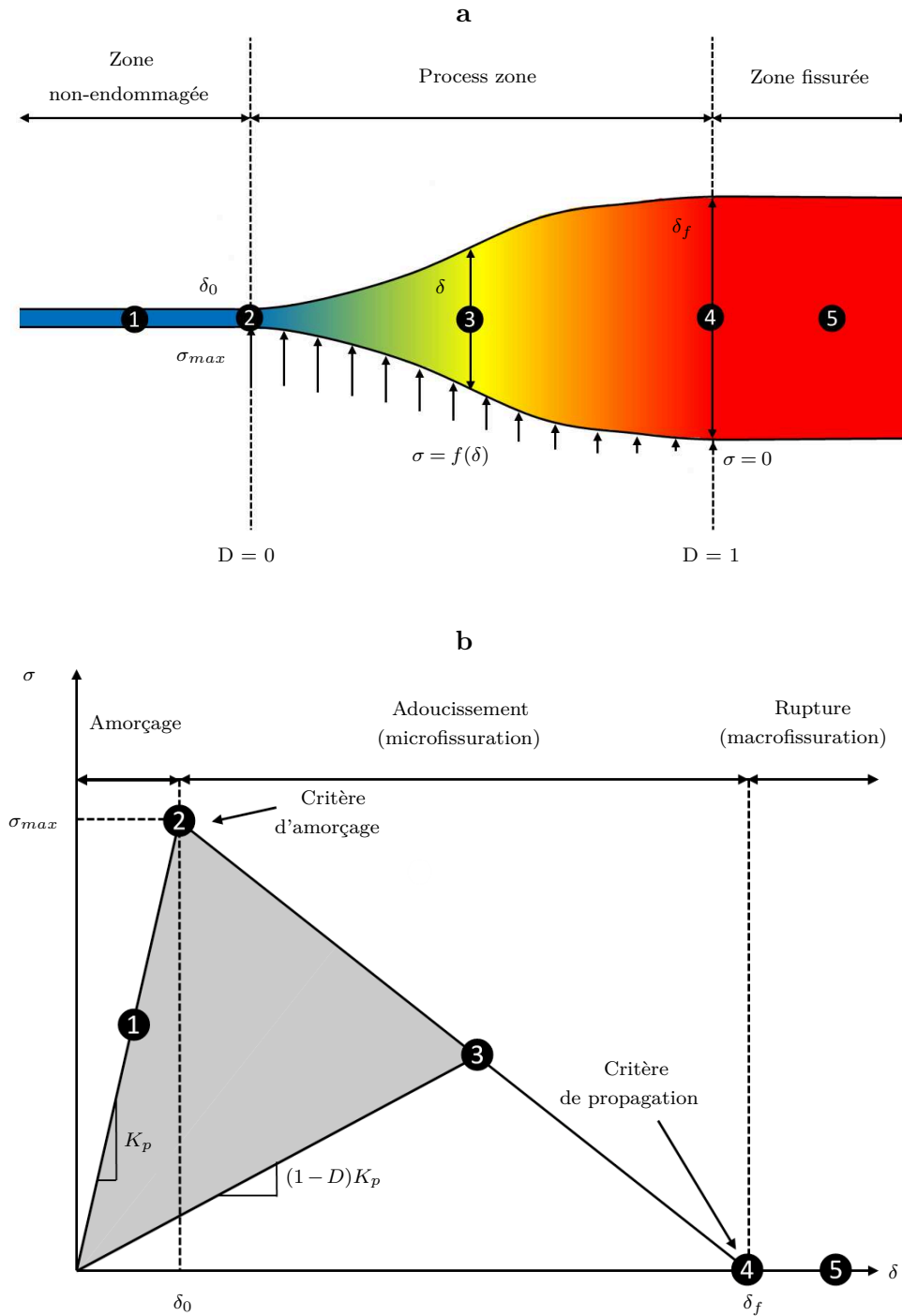


FIGURE 1.16 – Illustration de l'endommagement progressif de l'interface (a) et de la loi bilinéaire correspondante (b) pour une sollicitation en mode I pur.

limité pour les assemblages collés composites puisque la rupture apparaît de manière générale à l'interface des plis ou à l'interface colle/composite.

## 1.5 Bilan

Cette étude préliminaire a permis de mettre en avant les essais pour caractériser la tenue hors-plan des composites et des assemblages collés. Ces essais permettent d'identifier d'une part les résistances, qui traduisent la capacité de la structure à résister à l'amorçage de la rupture, et d'autre part les ténacités, qui traduisent la capacité de la structure à résister à la propagation de la rupture. Ces essais présentés permettent d'obtenir les ténacités des composites tout comme celles des assemblages collés. L'identification des résistances hors-plan des composites se fait quant à elle grâce à des essais qui viennent solliciter le matériau selon les trois modes hors-plan purs. Cependant durant sa vie le composite est rarement soumis à des chargements uniquement uniaxiaux. Le chapitre 2 propose alors de compléter l'identification de ces résistances à l'aide d'une enveloppe de rupture multiaxiale qui peut être obtenue par l'intermédiaire de l'essai Arcan présenté précédemment.

La tenue hors-plan n'est pas seulement dépendante des résistances et ténacités du matériau, mais également de son état d'endommagement dans le plan. Plusieurs études ([40] et [41]) ont notamment montré que dans le cas de plaques composites trouées, il est indispensable de prendre en compte la fissuration des plis pour décrire correctement l'apparition du délaminage. Il est donc nécessaire d'identifier l'évolution des résistances et des ténacités hors-plan en fonction de l'endommagement plan qui peut être dû à la présence de fissures au sein du matériau ou à un vieillissement en eau de mer. Ce phénomène sera traité dans les chapitres 2 et 5 et se concentrera sur l'évolution des résistances hors-plan en fonction de l'endommagement plan du composite.

La modélisation de la rupture hors-plan peut se faire à l'aide d'une méthode semi-analytique ou d'une méthode qui se base sur les modèles de zone cohésive. Néanmoins, il n'existe pas à notre connaissance de validation pour décrire le délaminage. Une approche qui s'appuie sur l'application du critère couplé et des modèles de zone cohésive où l'ensemble des paramètres a été déterminé auparavant a été mise en place dans les chapitres 3 et 4. Elle a été validée par des essais de traction sur des orientations  $\pm\theta$  sur deux matériaux composites carbone/époxy. Une comparaison sera également menée entre ces deux méthodes de prédiction. Une étude paramétrique sera notamment faite pour voir l'influence des résistances et des ténacités hors-plan sur l'apparition du délaminage prédit par les modèles de zone cohésive dans le cas des essais de traction sur les orientations  $\pm\theta$ .

# Identification des résistances hors-plan des composites stratifiés à l'état sain et après vieillissement hydrique

Le chapitre précédent a mis en avant les différents moyens d'essais existant pour étudier les résistances et ténacités hors-plan des composites et des assemblages collés. Ce chapitre explique la démarche d'identification des résistances hors-plan du matériau composite à l'état sain et à l'état vieilli dans l'eau de mer, l'objectif étant d'étudier l'influence de l'endommagement hydrique sur les résistances hors-plan du composite.

La première partie de ce chapitre se concentre sur la présentation du matériau composite, avec notamment son procédé de fabrication, qui sera utilisé dans la suite de cette étude.

Les différents mécanismes d'endommagement du composite par l'eau de mer seront discutés dans une deuxième partie. Celle-ci permettra de bien comprendre l'influence de l'endommagement hydrique sur l'évolution des propriétés du composite en présentant de manière détaillée les effets physiques et chimiques d'un séjour prolongé dans l'eau de mer.

La campagne expérimentale menée pour identifier les résistances hors-plan du composite sera ensuite présentée dans une troisième partie. Elle mettra en avant le choix et la géométrie des éprouvettes testées ainsi que les différents moyens d'essai utilisés.

La dernière partie se concentrera enfin sur les simulations menées en parallèle des essais pour compléter l'identification des résistances hors-plan. L'enveloppe de rupture hors-plan du composite à l'état sain et l'état vieilli sera enfin mise en place.

**Sommaire**

---

<b>2.1</b>	<b>Matériau utilisé</b>	<b>33</b>
2.1.1	Procédé de fabrication	33
2.1.2	Propriétés générales	33
2.1.3	Propriétés élastiques	35
<b>2.2</b>	<b>Vieillissement hydrique</b>	<b>35</b>
2.2.1	Mécanismes de diffusion	35
2.2.2	Effets de l'eau sur la résine époxyde	36
2.2.2.1	Effets physiques	36
2.2.2.2	Effets chimiques	37
2.2.3	Vieillissement accéléré	37
2.2.3.1	Conditions de vieillissement	38
<b>2.3</b>	<b>Campagne expérimentale</b>	<b>39</b>
2.3.1	Choix des empilements étudiés	40
2.3.2	Choix de la colle	40
2.3.3	Géométrie des substrats	40
2.3.4	Préparation des éprouvettes Arcan	40
2.3.4.1	Préparation des surfaces	42
2.3.4.2	Collage du composite	42
2.3.4.3	Découpe du système de fixation	43
2.3.4.4	Mouchetis	43
2.3.5	Choix des angles de sollicitations Arcan	43
2.3.6	Mise en place des essais	44
2.3.7	Résultats expérimentaux	46
2.3.8	Essais de flexion trois-points avec appuis rapprochés	49
2.3.8.1	Définition de l'essai	49
2.3.8.2	Choix des empilements testés	51
2.3.8.3	Résultats expérimentaux	52
<b>2.4</b>	<b>Simulations</b>	<b>54</b>
2.4.1	Modélisation des essais Arcan	54
2.4.1.1	Mise en place du modèle Abaqus	54
2.4.1.2	Propriétés élastiques	56
2.4.1.3	Identification du module d'élasticité de traction hors-plan	57
2.4.1.4	Identification des résistances hors-plan	58
2.4.2	Validation des résistances de cisaillement hors-plan	64
2.4.2.1	Validation de la résistance de cisaillement en mode II	64
2.4.2.2	Validation de la résistance de cisaillement en mode III	65
2.4.3	Mise en place de l'enveloppe de rupture hors-plan	69
<b>2.5</b>	<b>Conclusions</b>	<b>71</b>

---

## 2.1 Matériau utilisé

### 2.1.1 Procédé de fabrication

Le matériau composite étudié est un matériau utilisé dans le domaine maritime. Il a été fabriqué à l'IUT de Brest en utilisant des plis unidirectionnels de carbone Tenax-E IMS65 E23 24K. Ces fibres de carbone ont un module intermédiaire et sont produites à partir de fibres de polyacrylonitrile, un polymère très cohésif. Elles ont par ailleurs subi un traitement de surface pour améliorer l'adhésion aux matrices polymères. La résine utilisée est une résine époxyde. Les plaques composites ont été faites sur une plaque en verre en utilisant une couche antiadhésive de Teflon. De plus, pour avoir les deux côtés des plaques lisses, une plaque d'aluminium a été mise en place sur les couches de carbone. Avant de commencer l'infusion, les bulles d'air ont été retirées de la résine à l'aide d'une chambre sous vide avec une dépression de 0.95 bar. Après polymérisation de la résine à température ambiante pendant 24 heures, les plaques ont subi une cuisson à 65°C pendant 16 heures comme recommandé par les données constructeurs. Les différentes étapes du procédé d'infusion sont représentées sur la Figure 2.1 ci-après. Il est à noter que des fils de couture ont été utilisés lors de la conception des plaques composites afin de faciliter la mise en place et l'usinage des plaques infusées. Ces fils n'ont pas été représentés sur la Figure 2.1.

### 2.1.2 Propriétés générales

Une étude antérieure à cette thèse a été menée sur le matériau composite stratifié afin de déterminer ses propriétés générales telles que sa température de transition vitreuse, sa densité ou encore son taux de fibres. Les résultats présentés dans les sections 2.1 et 2.2 ont été obtenus en collaboration avec N. Tual durant sa thèse [13].

La première propriété importante à connaître est la température de transition vitreuse ( $T_g$ ) du matériau composite étudié. Cette température correspond à un état de transition durant lequel les chaînes polymères amorphes vont acquérir assez de mobilité pour changer le comportement global du matériau. Cela se traduit par exemple par une chute brutale des modules d'élasticité. Cette température délimite le passage entre deux états que sont l'état vitreux (à basses températures) et l'état caoutchoutique (à hautes températures). Le matériau passe alors d'un état dur et fragile à un état mou et visqueux. La  $T_g$  du matériau étudié a été obtenue par calorimétrie différentielle à balayage (DSC). Cette méthode consiste à mesurer les différences des échanges de chaleur entre un échantillon à analyser et une référence. La  $T_g$  mesurée est de 75°C en moyenne. Cette valeur est importante pour la suite de l'étude, car elle va permettre de choisir le cycle de cuisson et de vieillissement.

La densité et le taux de fibres moyen du matériau ont également été mesurés. La densité a été obtenue à l'aide d'un pycnomètre à gaz en comparant la pression du gaz injecté avant et après détente. Elle a été mesurée à 1480 kg/m<sup>3</sup>. Le taux de fibres a alors été déduit en négligeant la présence de porosités au sein du matériau. Elle a été établie à 54.6 % en moyenne pour un stratifié [0<sub>8</sub>].

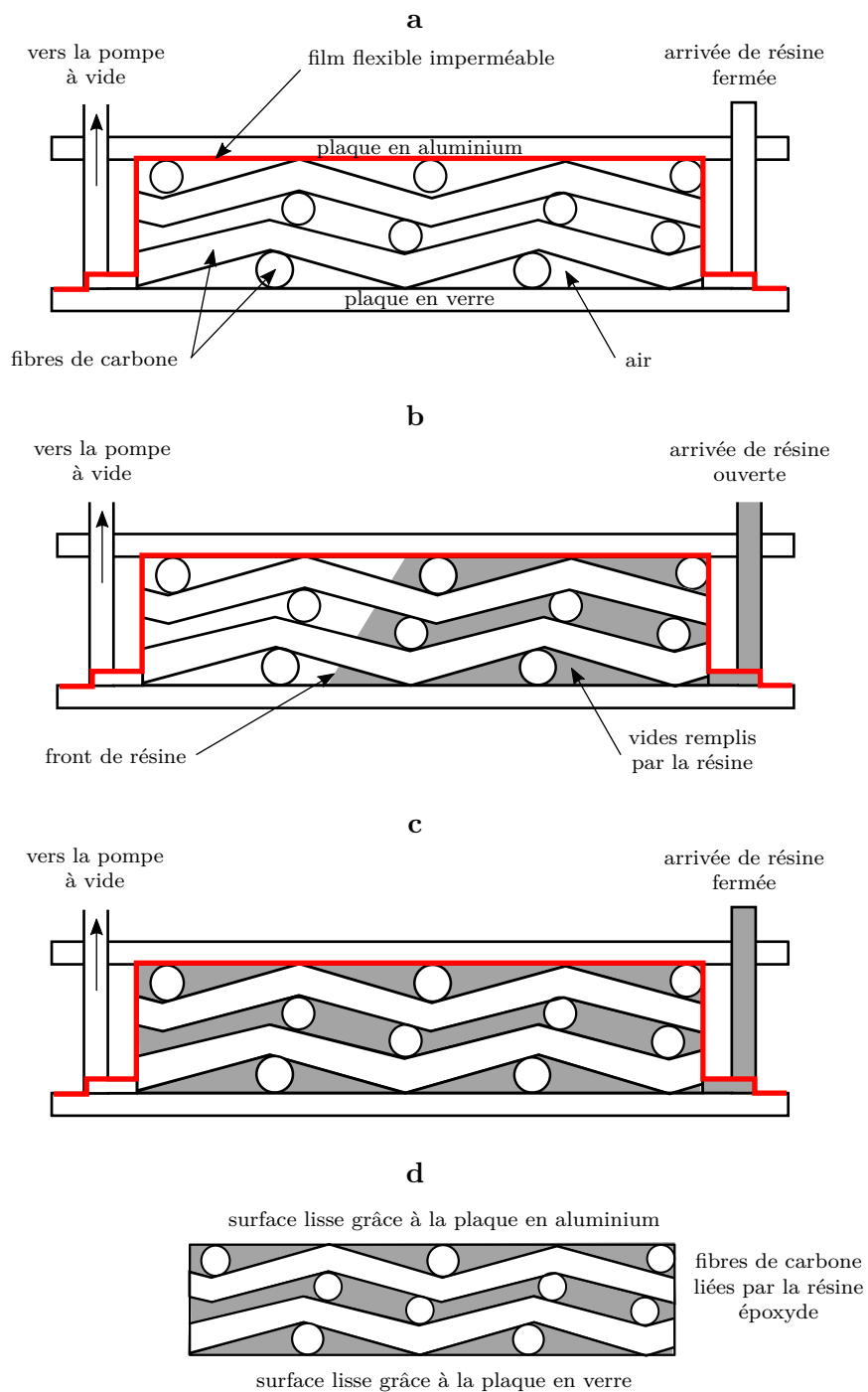


FIGURE 2.1 – Représentation schématique de la mise en forme d’une plaque composite contenant des plis à 0° et 90° par infusion sous vide : (a) évacuation de l’air, (b) injection de la résine, (c) maintien du vide pendant la cuisson, (d) obtention des plaques infusées.

### 2.1.3 Propriétés élastiques

Les modules d'élasticité longitudinal  $E_{11}$ , transverse  $E_{22}$  et de cisaillement plan  $G_{12}$  ainsi que le coefficient de Poisson  $\nu_{12}$  ont été obtenus à l'aide d'essais de traction sur composite unidirectionnel à  $0^\circ$  (chargement dans la direction des fibres) et à  $90^\circ$  (chargement perpendiculaire à la direction des fibres) ainsi que sur composite multiaxial à  $45^\circ$ . Les modules ont alors été déterminés à l'aide de la mesure des déformations pendant l'essai. Les valeurs obtenues sont résumées dans le Tableau 2.1.

$E_{11}$ (GPa)	$E_{22}$ (GPa)	$G_{12}$ (GPa)	$\nu_{12}$
136.9	7.12	3.6	0.32

Tableau 2.1 – Propriétés élastiques dans le plan du matériau étudié.

## 2.2 Vieillessement hydrique

Afin de choisir le cycle de vieillissement et pour mieux comprendre les résultats qui vont être présentés par la suite, il est nécessaire de connaître le rôle de l'endommagement hydrique sur l'évolution des propriétés des matériaux composites à matrice polymère.

### 2.2.1 Mécanismes de diffusion

En milieu aqueux, les résines époxydes vont absorber l'eau du milieu jusqu'à atteindre un équilibre de diffusion de l'eau dans le matériau appelé état saturé. Ce phénomène est décrit dans la littérature par deux approches différentes [42] :

- La théorie des volumes libres : la diffusion des molécules d'eau dans le matériau est conditionnée par la taille et le nombre des cavités présentes. Les forces d'attraction entre les molécules d'eau et celles du polymère jouent aussi un rôle important dans la diffusion. Les molécules d'eau vont alors migrer par capillarité. C'est la différence des coefficients de dilatation entre les deux constituants du composite qui peut provoquer un retrait et donc un décollement entre les fibres de carbone et la résine époxyde. Dans cette approche, les molécules d'eau se déplacent d'une cavité à une autre avec une énergie d'activation  $E_a$ . L'eau est alors considérée comme de l'eau liquide, appelée également eau libre. Cette approche de la diffusion est illustrée sur la Figure 2.2.

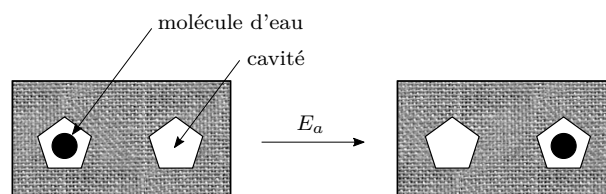


FIGURE 2.2 – Illustration de la théorie des volumes libres.



- L'approche moléculaire : la diffusion de l'eau dans la résine époxyde est due à la présence de groupes -OH qui attirent les molécules d'eau. Lorsque la molécule d'eau est liée à un site, elle acquiert une énergie d'activation  $E_a$  pour pouvoir se libérer et ensuite migrer vers un nouveau site. L'eau n'est plus alors considérée comme de l'eau liquide, mais comme de l'eau dite liée. Cette approche de la diffusion est illustrée sur la Figure 2.3.

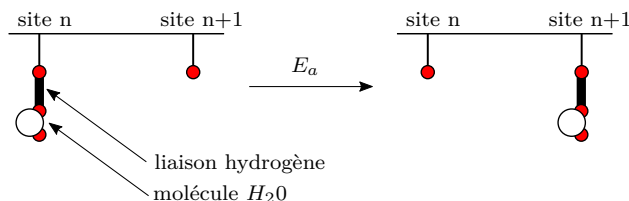


FIGURE 2.3 – Illustration de l'approche moléculaire.

## 2.2.2 Effets de l'eau sur la résine époxyde

Le composite est sujet à deux types de vieillissement en milieu humide. Les effets physiques d'un côté, qui sont généralement réversibles, et les effets chimiques de l'autre quant à eux irréversibles [43].

### 2.2.2.1 Effets physiques

Les effets physiques tout d'abord sont principalement dus à l'état de contraintes induit par le gonflement de la matrice, ce qui accentue le caractère hydrophile de la résine époxyde. Ce gonflement s'explique par l'insertion de molécules d'eau entre les chaînes du polymère comme illustré sur la Figure 2.4. Il est par ailleurs de nature différentielle puisque pendant la phase de diffusion un élément de volume de résine se trouve entre un élément de volume ayant absorbé moins d'eau et un élément de volume ayant absorbé plus d'eau comme illustrée sur la Figure 2.5. De plus, les fibres de carbone étant imperméables, le gonflement peut entraîner une décohésion entre les fibres et la matrice en cas de défaut d'adhésion. Par conséquent, l'eau va s'introduire dans ce vide pour pénétrer plus facilement au sein du matériau, ce qui va accélérer son endommagement [44].

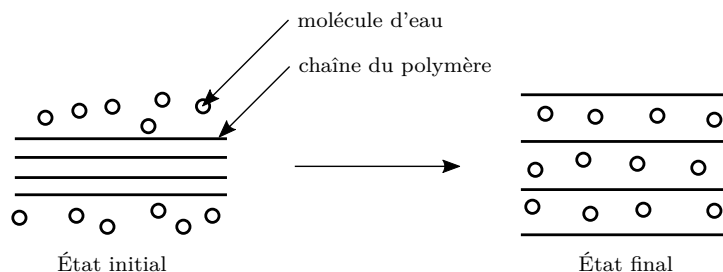


FIGURE 2.4 – Illustration du gonflement de la matrice époxyde.

L'autre phénomène physique qui intervient durant le vieillissement est la diminution de la  $T_g$  lors de la pénétration de l'eau dans la résine : c'est la plastification. Cet effet plastifiant de l'eau

sera par ailleurs d'autant plus fort que sa concentration dans le polymère est élevée et que la  $T_g$  de ce même polymère est importante [45]. Ce terme de « plastification » est dû au fait qu'une chute de la  $T_g$  entraîne une diminution de la limite élastique, rendant ainsi la déformation plastique plus facile. Il a par ailleurs été observé expérimentalement que la  $T_g$  va diminuer d'environ  $6^\circ\text{C}$  par pourcentage d'eau absorbé pour les polymères ayant une  $T_g$  relativement peu élevée (de l'ordre de  $80^\circ\text{C}$ ). Cette diminution sera de  $20^\circ\text{C}$  par pourcentage pour les polymères ayant une valeur de la  $T_g$  plus élevée (de l'ordre de  $330^\circ\text{C}$ ) [43].

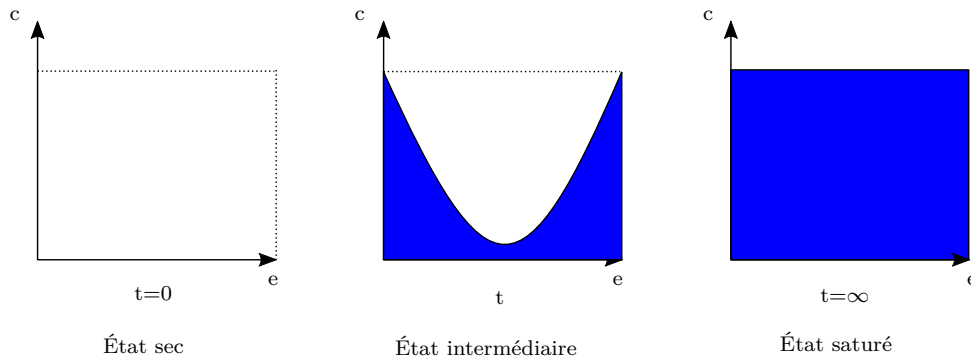


FIGURE 2.5 – Évolution de la concentration en eau  $c$  dans le composite en fonction du temps  $t$  et de l'épaisseur  $e$ .

L'ensemble de ces effets physiques est résumé sur la Figure 2.6.

### 2.2.2.2 Effets chimiques

Les effets chimiques sont quant à eux dus à une réaction chimique entre la résine et l'eau appelée hydrolyse. Ce phénomène est de manière générale très lent à température ambiante puisqu'il est dépendant de la diffusion de l'eau au sein du matériau. L'hydrolyse se traduit par une coupure des chaînes du polymère. Ces effets se superposent aux effets physiques précédemment décrits. Contrairement à ces derniers qui sont, sauf exception, réversibles, les effets chimiques sont irréversibles même après séchage de la résine.

### 2.2.3 Vieillissement accéléré

Le vieillissement pour des conditions de températures et de pression représentatives d'une application marine étant beaucoup trop lent (des mois voire des années) pour étudier le comportement hors-plan du composite en un temps raisonnable, il est nécessaire de faire vieillir le matériau de façon accélérée. Le but de cette étape est donc de faire vieillir le composite rapidement pour diminuer le temps nécessaire pour atteindre l'état saturé. Il s'agit donc d'accélérer la diffusion de l'eau. Cette dernière dépend à la fois de la nature du polymère, de la température, de la pression et enfin de la nature du milieu [46]. Le premier et le dernier paramètre, c'est-à-dire la nature du polymère et celle milieu, ne peuvent évidemment pas être modifiés. Ne restent alors que la température et la pression. Le vieillissement accéléré en température sera choisi par la suite puisque plus facile à mettre en œuvre.

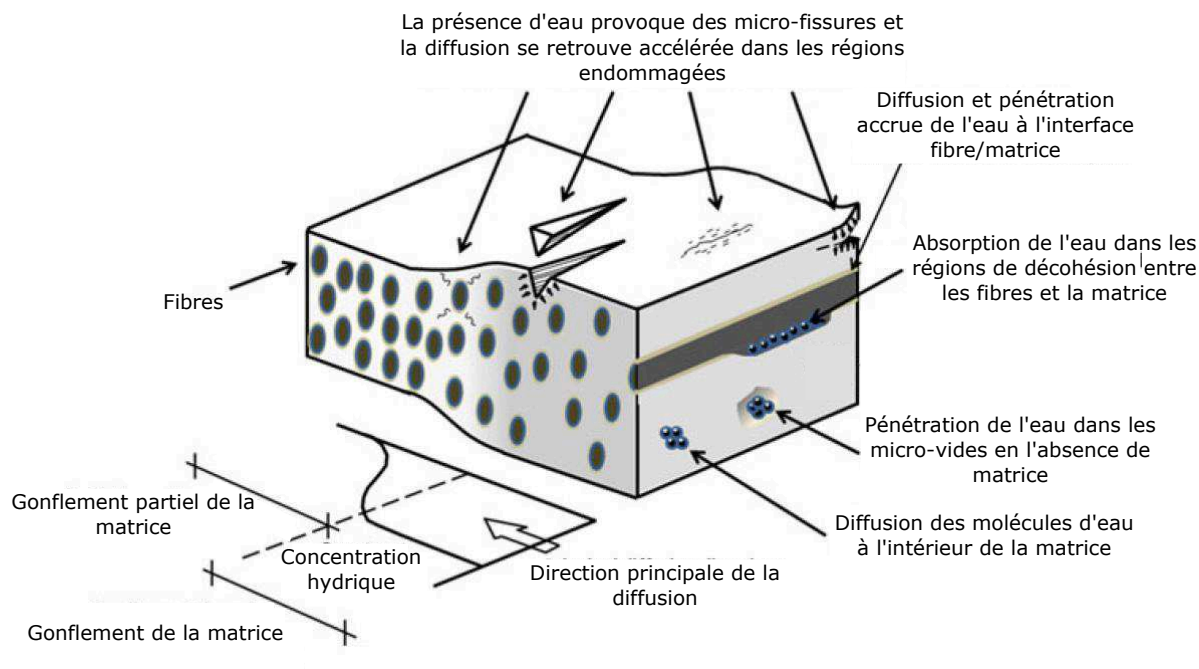


FIGURE 2.6 – Schéma récapitulatif de l'endommagement physique dû au vieillissement hydrique sur les matériaux composites à fibres longues [43].

L'environnement de vieillissement doit être choisi de façon à ne pas induire de dégradations autres que celles que verrait le matériau lors d'un vieillissement naturel. Pour cela il convient notamment de ne pas dépasser la  $T_g$  du composite, en sachant que celle-ci va de plus diminuer avec le vieillissement [43]. C'est pour cette raison qu'il est recommandé de faire le vieillissement accéléré à une température d'au moins dix à quinze degrés inférieure à la  $T_g$  du matériau étudié [13].

### 2.2.3.1 Conditions de vieillissement

Le vieillissement accéléré a été fait à l'IFREMER (Institut Français de Recherche pour l'Exploitation de la Mer) qui dispose de cuve d'eau de mer à différentes températures. L'eau de mer des cuves est pompée directement dans la rade de Brest.

Pour les raisons expliquées précédemment, la température de vieillissement a été de  $60^\circ\text{C}$ , étant donné que la  $T_g$  du composite étudié est de  $75^\circ\text{C}$ . La température choisie est donc bien de  $15^\circ\text{C}$  inférieure à la température de transition vitreuse. Il est également nécessaire de connaître la durée de vieillissement pour tester ensuite les éprouvettes vieilles à un état saturé. Pour savoir à quel moment les éprouvettes vont être saturées en eau de mer, la méthode la plus simple et la plus utilisée consiste à peser les échantillons à différents instants pour déterminer le taux de prise en eau au sein du composite. Cette prise en eau est définie en fonction de la masse initiale  $m_0$  de l'éprouvette vieillie et de la masse à un instant donné  $m$  par la relation :

$$\text{Prise en eau (\%)} = 100 \left( \frac{m - m_0}{m_0} \right) \quad (2.1)$$

Les résultats de la prise en eau en fonction du temps sont représentés sur la Figure 2.7. Ils ont

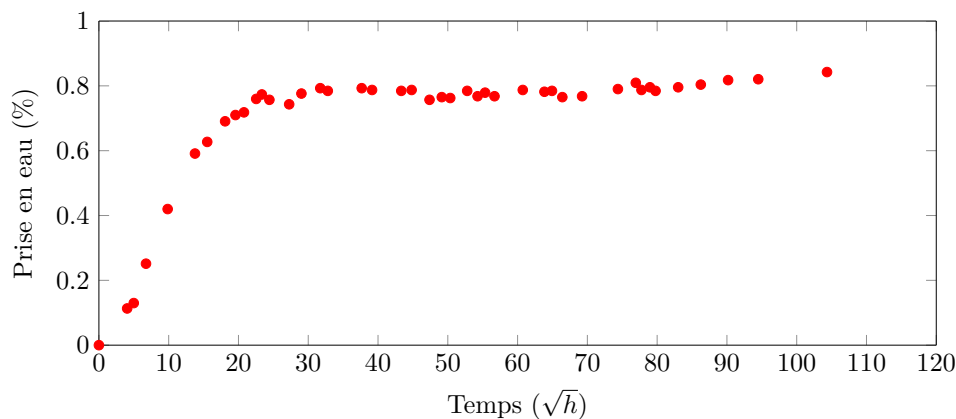


FIGURE 2.7 – Évolution de la prise en eau du composite étudié en fonction du temps [47].

été obtenus sur des échantillons carrés de 50 mm de côté pour une épaisseur moyenne de 1.7 mm. Il est à noter que la variation de surface ainsi que l'orientation des fibres des échantillons n'ont pas d'effet sur la diffusion de l'eau. L'évolution de la prise en eau montre que l'état saturé est atteint au bout d'une période de  $30\sqrt{h}$  environ soit 900 heures. La prise en eau correspondante est alors de 0.8 %. Il convient par ailleurs de noter une fois de plus l'importance du vieillissement accéléré puisque ces mêmes échantillons vieillissent à l'état naturel, c'est-à-dire à une température de 25°C, n'ont pas atteint un état de saturation stable au bout de 14 mois, durée inconcevable dans de nombreux cas d'étude et encore plus dans le cadre d'une thèse. Pour un vieillissement à une température intermédiaire de 40°C, la saturation est quant à elle atteinte au bout de 5 mois.

Pour la suite de l'étude, un temps de vieillissement de 37.5 jours (900 heures) a donc été choisi pour pouvoir étudier l'influence de l'endommagement hydrique sur le comportement hors-plan du composite dans des temps raisonnables. Il est néanmoins important de noter que ce cycle de vieillissement conduit à une  $T_g$  égale à 53°C qui est donc légèrement inférieure à la température de vieillissement de 60°C ce qui peut provoquer un endommagement irréversible du composite. Cependant comme mentionné précédemment une température inférieure de vieillissement n'était pas concevable pendant la durée d'une thèse. Les résultats présentés par la suite seront donc plus conservatifs que ceux obtenus dans des conditions de vieillissement à une température inférieure.

## 2.3 Campagne expérimentale

Le but de cette première campagne expérimentale est de caractériser le comportement hors-plan du composite choisi avant et après endommagement hydrique, autrement dit à l'état sain et à l'état vieilli humide. Les éprouvettes ont alors été testées en mode hors-plan à l'état sain tout d'abord puis après vieillissement selon le cycle choisi précédemment. Les essais ont été réalisés à l'aide du montage Arcan modifié décrit dans le premier chapitre.

### 2.3.1 Choix des empilements étudiés

Les échantillons composites ont tout d'abord été découpés au jet d'eau dans des plaques infusées d'une dimension de 500 mm de côté et d'une épaisseur moyenne de 1.7 mm. Les dimensions et la géométrie des éprouvettes composites sont données sur la Figure 2.11 (a). Elles comportent des entailles pour permettre le passage des vis afin de maintenir l'assemblage en position durant la procédure de collage. Afin d'obtenir le plus de données pour mettre en place l'enveloppe de rupture hors-plan du composite, huit configurations ont été testées :  $[0_8]$ ,  $[\pm 10_2]_s$ ,  $[\pm 20_2]_s$ ,  $[\pm 30_2]_s$ ,  $[\pm 60_2]_s$ ,  $[\pm 70_2]_s$ ,  $[\pm 80_2]_s$  et  $[90_8]$ . Le choix de ces nombreuses orientations de fibres a alors permis de solliciter le composite selon différents modes hors-plan, qu'ils soient purs ou mixtes, comme détaillés dans la section 2.3.5 suivante.

### 2.3.2 Choix de la colle

Le choix de la colle de l'assemblage testé est très important. En effet, elle doit être suffisamment résistante pour que la rupture ait lieu dans le composite et non pas dans la colle ou aux interfaces. Dans le cas présent, la colle Araldite<sup>®</sup> 420 a été choisie. Il s'agit d'un adhésif époxyde bicomposant qui présente une très grande résistance au cisaillement et au pelage. Elle a par ailleurs déjà été caractérisée au sein du laboratoire. Le principal avantage de cet adhésif est qu'il permet de coller un grand nombre de matériaux différents, tels que les plastiques, les céramiques, les métaux, les composites, le verre ou encore le bois. L'Araldite<sup>®</sup> 420 est donc particulièrement intéressante ici pour coller les éprouvettes composites aux substrats en aluminium. Il faut ensuite adapter le cycle de polymérisation de la colle en prenant en compte à la fois les données constructeurs et la température de transition vitreuse assez faible du composite (75°C). Sachant alors que l'adhésif retenu polymérise à température ambiante, le cycle de polymérisation retenu est le suivant : 24 h à température ambiante puis 4 h à 60°C. Ce cycle a par ailleurs été éprouvé expérimentalement.

### 2.3.3 Géométrie des substrats

Les substrats utilisés sont en aluminium et comportent des becs proches de la surface de collage pour limiter les effets de bord, comme expliqué dans le premier chapitre. Ces becs sont usinés tout autour de la zone de collage (Figure 2.8). Leur rôle est de faire la liaison entre le montage Arcan modifié et le composite (ou l'assemblage) à caractériser. C'est pour cette raison qu'ils présentent un profil en T comme illustré sur la Figure 2.9 (d). La surface utile de collage est de 9.5 x 50 mm (Figure 2.9 (b)). Par ailleurs, un système d'attaches a été usiné sur les substrats pour garantir à la fois l'épaisseur de colle souhaitée (Figure 2.9 (c)) et permettre aussi le passage des vis qui vont maintenir l'assemblage durant la phase de collage.

### 2.3.4 Préparation des éprouvettes Arcan

Pour éviter les ruptures prématurées pendant les essais, il convient de s'assurer de la bonne préparation des éprouvettes Arcan. Il faut en effet que l'assemblage casse dans le composite pour pouvoir exploiter les données expérimentales. Il est donc nécessaire de coller la plaque composite

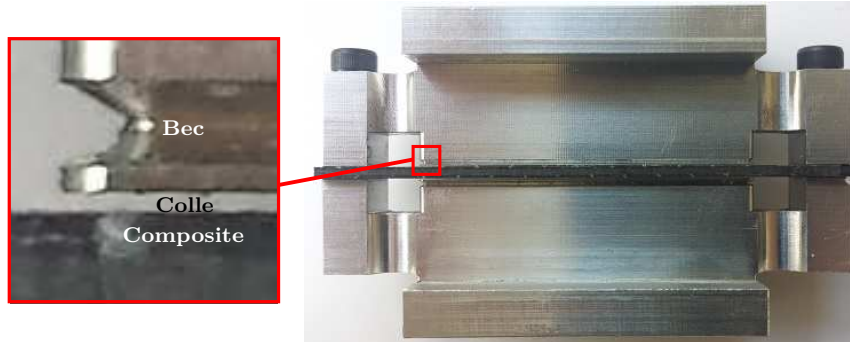


FIGURE 2.8 – Géométrie des becs des substrats en aluminium.

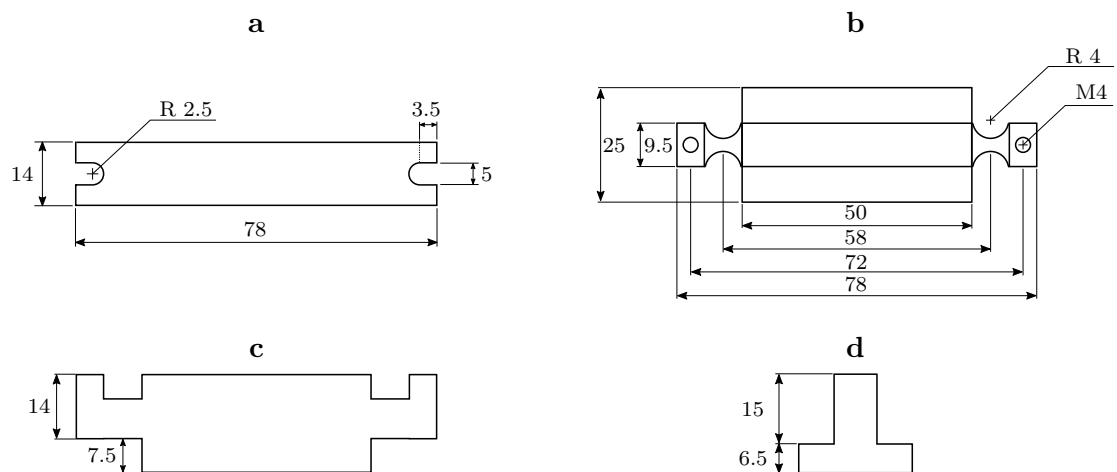


FIGURE 2.9 – Géométrie de l'éprouvette Arcan (dimensions en mm, proportions respectées) : (a) plaque composite, substrat aluminium vu (b) du haut, (c) de profil, (d) de côté.

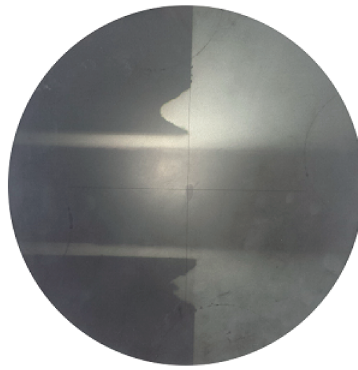


FIGURE 2.10 – Vérification de l'épaisseur des joints de colle au projecteur de profil.

aux substrats en évitant les défauts tels que des vides. La préparation des éprouvettes s'est faite en quatre principales étapes.

#### 2.3.4.1 Préparation des surfaces

La première étape correspond à la préparation des surfaces avant le collage. Les surfaces des substrats et de la plaque composite ont été poncées au papier de verre de grade 220 afin de retirer toutes les impuretés et les couches d'oxyde qui peuvent potentiellement exister. Cela permet également de mettre à nu les fibres du composite pour améliorer la tenue de l'interface colle/composite. Un dégraissage et un nettoyage de ces surfaces ont ensuite été appliqués pour éliminer les particules restantes après l'abrasion mécanique. Cette étape est illustrée par la Figure 2.11 (a).

#### 2.3.4.2 Collage du composite

La deuxième étape correspond au collage de la plaque composite sur les substrats en aluminium. L'adhésif a été appliqué à la fois sur le composite et les substrats pour maximiser l'adhésion. Les deux composants de la colle sont mélangés à l'aide d'un Speedmixer™ à une vitesse de 2500 tr/min pendant une durée de 5 min. Cette préparation permet d'obtenir un mélange parfait de la résine et du durcisseur. Une autre méthode utilisée durant la thèse est le collage par pistolet. La colle est alors appliquée directement sur les surfaces à coller en sortie du pistolet qui mélange les deux composants à travers d'une spirale. Néanmoins, ce mélange est loin d'être satisfaisant puisque les assemblages collés peuvent être cassés à la main. Le procédé de collage retenu a donc été le premier.

L'épaisseur de joint de colle choisie a été de 0.2 mm et correspond à la surépaisseur du système de fixation de la Figure 2.9. Avant le collage de chaque éprouvette, l'épaisseur des joints de colle ainsi que l'alignement des substrats ont été contrôlés au projecteur de profil Nikon V-12. Ce contrôle ne peut malheureusement pas se faire après collage de façon non destructive.

Des vis ont été utilisées pour garantir le positionnement relatif des deux substrats durant la phase de collage. Un couple de 2.5 Nm a ensuite été appliqué pour éviter les dispersions dans l'épaisseur de l'adhésif. Il permet également d'accoster les substrats dans une position fixe immédiatement après l'application de la colle. Les bords et les becs du substrat ont ensuite été

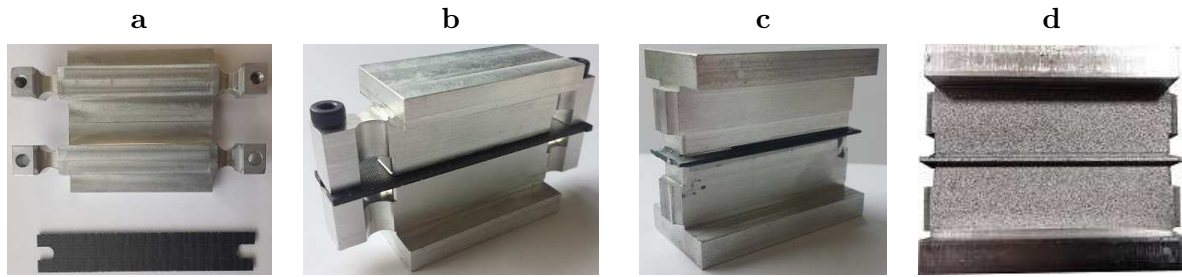


FIGURE 2.11 – Préparation des éprouvettes Arcan : (a) ponçage au papier de verre et dégraissage à l'acétone, (b) collage du composite sur les substrats aluminium puis nettoyage des bords au coton-tige, (c) découpe du système de fixation, (d) application de peinture noire et blanche pour la corrélation d'images.

nettoyés au coton-tige afin d'éliminer les excédents de colle. L'ensemble a été laissé au repos pendant 24 h à température ambiante puis la polymérisation est complétée par une cuisson à 60°C pendant 4 h. Cette étape est illustrée par la Figure 2.11 (b).

Il est également important de noter que le composite ne peut pas être testé à l'état vieilli humide à cause de la nécessité de polymériser la colle à 60°C. Lors de l'essai, une partie de l'eau présente au sein du composite sera donc éliminée lors de la cuisson. La perte en eau est cependant difficilement quantifiable puisque l'assemblage collé a une masse de 150 grammes environ pour une prise en eau à saturation de quelques centièmes de grammes. Dans la suite de ce manuscrit, cet état vieilli humide testé après cuisson sera appelé état vieilli recuit.

### 2.3.4.3 Découpe du système de fixation

Après avoir laissé refroidir l'assemblage en sortie du four, les systèmes de fixations des substrats, et donc la plaque composite, ont été découpés puisqu'ils empêchent l'insertion de l'éprouvette dans le montage Arcan. La découpe s'est effectuée à l'aide d'un disque à faible vitesse et sous un filet d'eau pour éviter de provoquer l'apparition précoce du délaminage dans le composite collé et de déformer les substrats en aluminium. Cette étape est illustrée par la Figure 2.11 (c).

### 2.3.4.4 Mouchetis

Pour suivre les déplacements relatifs entre les substrats en aluminium, un mouchetis a été appliqué sur une des faces de l'assemblage. Cette étape est illustrée par la Figure 2.11 (d).

## 2.3.5 Choix des angles de sollicitations Arcan

Comme énoncé dans le chapitre précédent, le montage Arcan modifié permet de solliciter le composite étudié selon plusieurs modes hors-plan en faisant varier l'angle du montage comme illustré sur la Figure 2.12. Il est cependant peu concevable de réaliser des essais pour les sept angles de sollicitations possibles. Un choix a donc été fait pour prendre en compte le plus de sollicitations possible. Les angles choisis ont été  $\gamma=0^\circ$  (sollicitation en traction),  $\gamma=45^\circ$  (sollicitation en traction/cisaillement) et  $\gamma=90^\circ$  (sollicitation en cisaillement). Ces angles sont représentés en



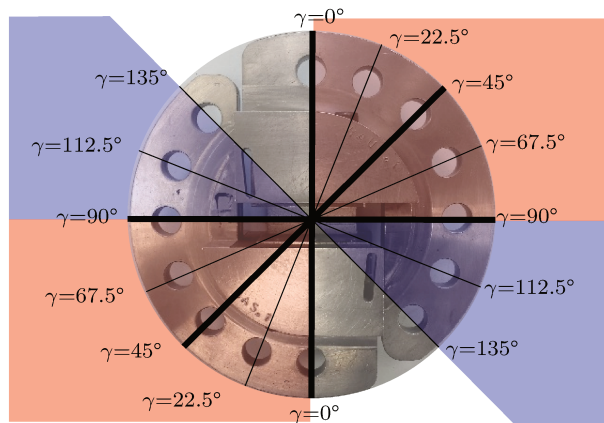


FIGURE 2.12 – Angles de sollicitation possibles à l’aide du montage Arcan (traction/cisaillement en rouge et compression/cisaillement en bleu).

traits épais sur la Figure 2.12. Les différents couples  $\gamma$  (angle de sollicitation)/ $\theta$  (angle d’orientation des fibres) vont alors donner naissance à différentes contraintes hors-plan au sein de la plaque composite testée :

- Lorsque l’éprouvette Arcan est sollicitée en traction ( $\gamma=0^\circ$ ), le composite voit seulement une contrainte de traction hors-plan  $\sigma_{33}$ , peu importe l’orientation des fibres.
- Lorsque l’éprouvette Arcan est sollicitée en traction/cisaillement ( $0^\circ < \gamma < 90^\circ$ ), le composite voit une contrainte de traction hors-plan  $\sigma_{33}$  et une contrainte de cisaillement hors-plan. Pour des fibres orientées à  $0^\circ$ , elle correspond à une contrainte en mode II  $\tau_{13}$  puisque le repère local lié aux fibres et le repère principal lié au composite coïncident. Pour des fibres à  $90^\circ$ , elle correspond à une contrainte en mode III  $\tau_{23}$  car l’axe des ordonnées du repère local correspond à celui des abscisses du premier. Pour des orientations de fibres comprises entre  $0^\circ$  et  $90^\circ$  strictement, les deux contraintes de cisaillement hors-plan sont présentes dans le composite.
- Lorsque l’éprouvette Arcan est sollicitée en cisaillement ( $\gamma=90^\circ$ ), le composite voit seulement une contrainte de cisaillement hors-plan. Elles correspondent aux mêmes types de contraintes que le cas précédent.

Le Tableau 2.2 résume les différentes contraintes hors-plan vues par le composite durant les essais selon l’angle de sollicitation  $\gamma$  et l’orientation des fibres  $\theta$ . L’ensemble des configurations testées va alors permettre d’élaborer l’enveloppe de rupture hors-plan du composite. Cette enveloppe est représentée sur la Figure 2.13.

### 2.3.6 Mise en place des essais

Le dernier point délicat avant la réalisation des essais est l’alignement des deux parties du montage Arcan. Pour être sûr de solliciter le composite selon les modes hors-plan voulus décrits précédemment, il faut en effet qu’il n’y ait pas de désalignement, que ce soit au niveau des substrats ou du montage Arcan en lui-même. Pour cela, l’éprouvette a dans un premier temps été insérée dans le montage puis les deux demi-lunes ont été vissées sur une plaque en

		$\theta=0^\circ$			$0^\circ < \theta < 90^\circ$			$\theta=90^\circ$		
$\gamma \backslash \sigma$		$\sigma_{33}$	$\tau_{13}$	$\tau_{23}$	$\sigma_{33}$	$\tau_{13}$	$\tau_{23}$	$\sigma_{33}$	$\tau_{13}$	$\tau_{23}$
$0^\circ$		✓			✓			✓		
$45^\circ$		✓	✓		✓	✓	✓	✓		✓
$90^\circ$			✓			✓	✓			✓

Tableau 2.2 – Récapitulatif des contraintes hors-plan  $\sigma$  générées lors d'un essai Arcan en fonction de l'angle de sollicitation  $\gamma$  et de l'orientation  $\theta$  du composite.

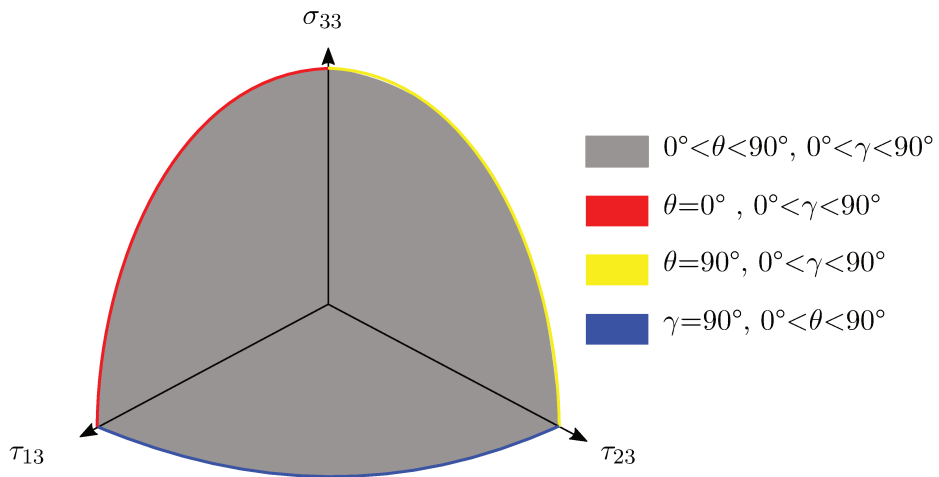


FIGURE 2.13 – Enveloppe de rupture hors-plan théorique du composite identifiée à partir des essais Arcan.

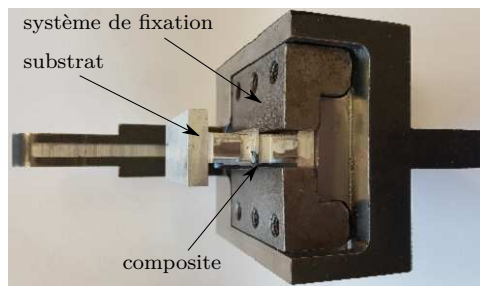


FIGURE 2.14 – Système de fixation du montage Arcan modifié.

acier pour garantir la planéité de l'ensemble. L'assemblage substrats/colle/composite a enfin été serré sur chaque demi-lune à l'aide d'un système de six vis (Figure 2.14). Il est essentiel de serrer suffisamment pour éviter tout glissement des substrats durant les essais, en particulier lorsque l'éprouvette est sollicitée en cisaillement. Néanmoins en cas de défaut d'alignement lors du collage de la plaque composite, l'assemblage peut potentiellement se rompre en cas de couple trop important appliqué lors du serrage.

Il est également à noter qu'en théorie chaque couple de substrat est usiné spécifiquement pour une épaisseur de colle et/ou composite nominale. Lorsque l'épaisseur testée devient supérieure à l'épaisseur nominale, cela peut avoir pour conséquence de désaligner les axes de chargement et donc de changer la nature de la sollicitation. Ce phénomène est illustré sur la Figure 2.15. Il sera toutefois négligé dans la suite de ce manuscrit même si expérimentalement un faible désalignement des demi-lunes et donc du chargement existe du fait des variations d'épaisseur du composite et des joints de colle.

Les différentes configurations testées sont représentées sur la Figure 2.16.

### 2.3.7 Résultats expérimentaux

Les essais ont été faits sur une machine de traction universelle (Figure 2.17) à une vitesse de déplacement de la traverse imposée à 1 mm/min jusqu'à rupture de l'assemblage. Pour chaque configuration, l'essai a été répété au minimum trois fois pour prendre en compte la dispersion. Les différents faciès de rupture obtenus peuvent être observés dans le Tableau 2.4. Dans le cas d'une sollicitation à  $\gamma=0^\circ$ , la rupture se produit dans le composite peu importe l'empilement utilisé. La même remarque peut être faite dans le cas d'une sollicitation en traction/cisaillement avec  $\gamma=45^\circ$ . Cependant pour une sollicitation en cisaillement à  $\gamma=90^\circ$ , l'assemblage se rompt cette fois-ci au niveau de l'interface colle/aluminium. Cette localisation s'explique par le fait que la résistance en cisaillement hors-plan du matériau composite sollicité est supérieure à celle de l'adhésif.

En effet, en faisant un rapide calcul de la contrainte à la rupture à  $\gamma=90^\circ$ , la résistance en cisaillement hors-plan de l'assemblage est de  $\tau_{xz} \simeq F/S$  avec  $F$  la force à rupture de l'assemblage et  $S$  la section utile collée qui est de 50 mm x 9.5 mm. La valeur moyenne obtenue sur les essais Arcan avec les empilements  $[0_8]$  et  $[90_8]$  est alors de 24.21 MPa avec un écart-type de 1.96 MPa. Cette valeur est très proche des 26.4 MPa identifiés comme étant la résistance en cisaillement

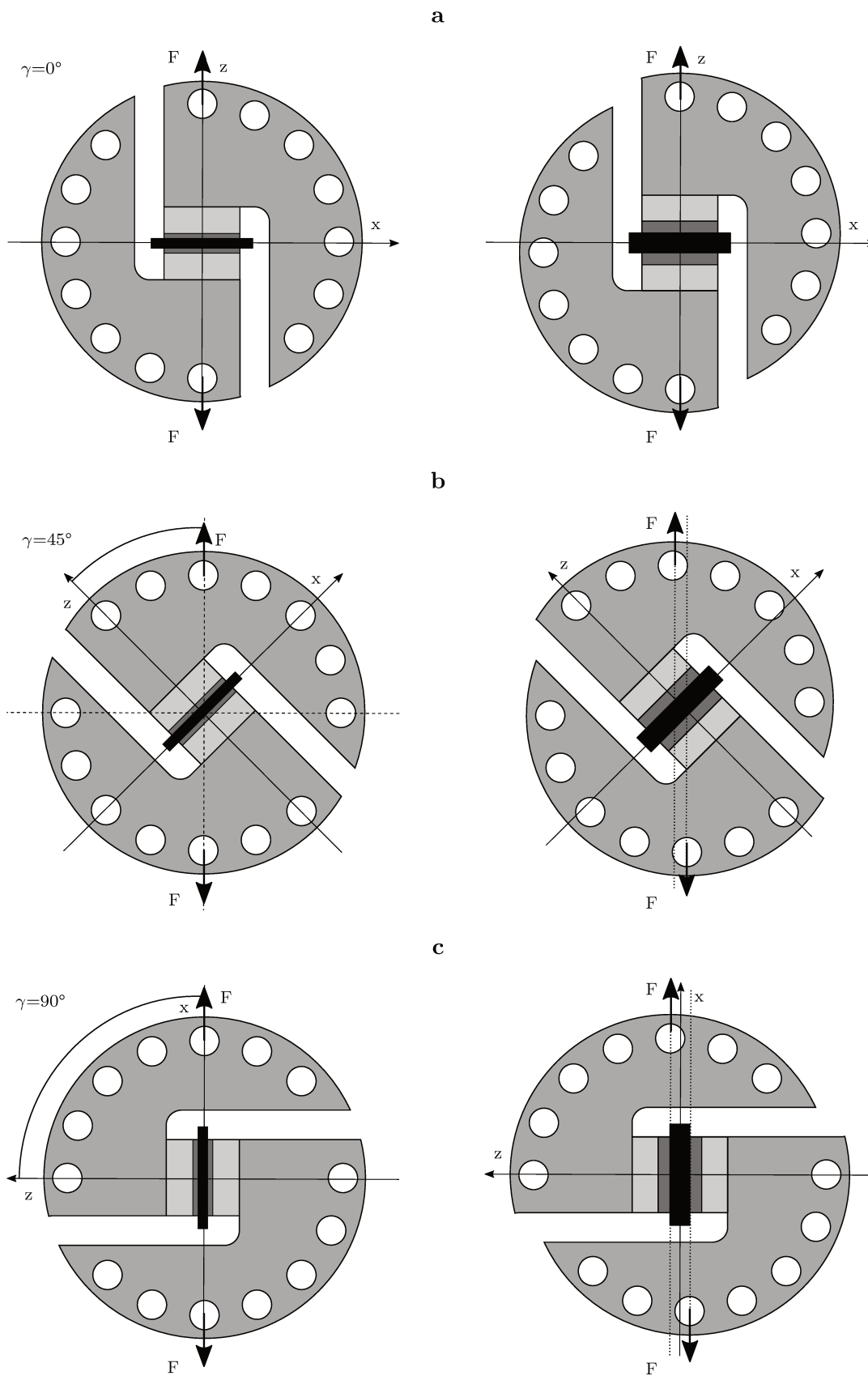


FIGURE 2.15 – Désalignement du chargement appliqué dans le cas d'une épaisseur colle/composite trop importante avec en colonne de gauche l'épaisseur nominale et en colonne de droite l'épaisseur trop importante avec (a)  $\gamma=0^\circ$ , (b)  $\gamma=45^\circ$  et (c)  $\gamma=90^\circ$ .

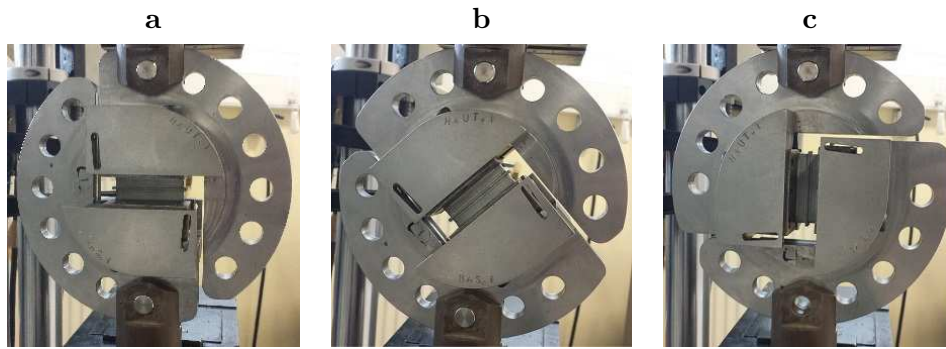


FIGURE 2.16 – Dispositif Arcan selon les différentes configurations utilisées : (a) montage orienté à  $\gamma=0^\circ$ , (b) montage orienté à  $\gamma=45^\circ$ , (c) montage orienté à  $\gamma=90^\circ$ .



FIGURE 2.17 – Dispositif Arcan mis en place sur la machine de traction.

$\theta$	Essai Arcan $0^\circ$			Essai Arcan $45^\circ$		
	État sain	État recuit	Chute (%)	État sain	État recuit	Chute (%)
$0^\circ$	13,57 (0,97)	13,11 (1,34)	3.39	14,16 (0,18)	12,61 (2,50)	10.95
$10^\circ$	13,40 (1,38)	10,84 (0,45)	19.10	14,54 (0,04)	9,71 (0,72)	33.22
$20^\circ$	12,12 (0,76)	8,50 (0,17)	29.87	13,23 (0,23)	11,64 (0,28)	12.02
$30^\circ$	13,09 (1,70)	11,37 (0,67)	13.14	14,46 (0,29)	12,98 (0,05)	10.24
$60^\circ$	12,22 (2,23)	9,79 (1,24)	19.89	14,24 (0,38)	12,45 (0,09)	12.57
$70^\circ$	12,36 (0,36)	9,95 (1,47)	19.50	14,26 (0,23)	12,77 (0,13)	10.45
$80^\circ$	14,36 (1,56)	11,74 (1,24)	18.25	13,76 (0,17)	11,68 (0,11)	15.12
$90^\circ$	14,61 (0,54)	10,89 (0,74)	25.46	13,28 (1,06)	11,46 (1,80)	13.70

Tableau 2.3 – Forces à rupture moyennes en kN (écart-type) obtenues lors des essais Arcan.

hors-plan de l'Araldite 420<sup>®</sup> lors d'une précédente étude [48]. Cela confirme donc que la rupture se produit à l'interface à cause d'une résistance en cisaillement de la colle trop faible. Les croix dans le Tableau 2.4 signifient que les essais n'ont pas été faits pour les configurations en question pour la raison évoquée précédemment.

Les forces à rupture moyennes pour les différents essais menés sont récapitulées dans le Tableau 2.3 avec l'écart-type associé. Les résultats obtenus avec une sollicitation en cisaillement  $\gamma=90^\circ$  n'ont pas été reportés dans ce tableau puisque dans ce cas ce n'est pas le composite qui est caractérisé, mais l'interface. La première remarque qui peut être faite est que les résultats obtenus sont peu dispersifs. Par ailleurs, la force à rupture chute de façon considérable (entre 10 % et 30%) lorsque le composite a subi un vieillissement hydrique. Cette chute s'explique par la présence d'eau dans la matrice polymère du composite, comme expliqué dans la partie 2.2. Dans notre cas, c'est alors l'interface fibre/matrice qui se trouve affaiblie par le vieillissement. La baisse de la force à rupture est néanmoins moins marquée dans le cas d'un essai en traction sur un composite unidirectionnel à  $0^\circ$ . Cette différence pourrait s'expliquer par une prise en eau moindre au sein du matériau pendant le cycle de vieillissement. Cette hypothèse est cependant difficilement vérifiable puisque la mesure de prise en eau sur les éprouvettes composites est assez délicate. En effet, chaque échantillon pèse aux alentours de 2.5 g et la prise en eau mesurée dépend grandement de l'opérateur et de la procédure de pesée. Par ailleurs, aucune différence notable n'a été observée sur les données relevées.

Comme expliqué dans les paragraphes précédents, la résistance en cisaillement hors-plan de l'adhésif est trop faible face à celle du composite. Plusieurs solutions ont alors été mises en place pour augmenter la résistance de la colle. La première d'entre elles a été de modifier le ratio entre résine et durcisseur lors du mélange de l'adhésif. Cette variation sur les constituants ne change cependant pas le lieu de rupture de l'assemblage. La seconde solution testée a été de modifier la colle utilisée en elle-même. Plusieurs colles ont été utilisées mais avec le même constat : la résistance de l'interface n'est pas assez élevée. La dernière solution consiste alors à faire un autre essai qui sollicite le composite en cisaillement hors-plan.

### 2.3.8 Essais de flexion trois-points avec appuis rapprochés

#### 2.3.8.1 Définition de l'essai

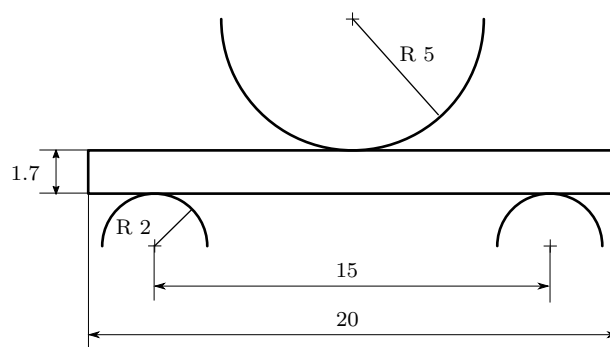


FIGURE 2.18 – Géométrie de l'essai ILSS (dimensions en mm, proportions respectées).











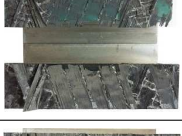
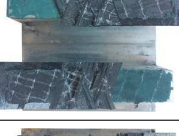





$\theta \backslash \gamma$	0	45	90
0			
10			X
20			X
30			X
60			X
70			X
80			X
90			

Tableau 2.4 – Faciès de rupture obtenus avec les essais Arcan en fonction de l'angle de sollicitation  $\gamma$  et de l'orientation  $\theta$  des fibres.

L'essai qui paraît le plus pertinent pour générer des contraintes de cisaillement hors-plan quasi pures est l'essai de flexion trois-points avec appuis rapprochés décrit dans le chapitre bibliographique. La faible distance entre les appuis a pour but de minimiser les contraintes de flexion et de maximiser les contraintes de cisaillement [16]. Cet essai est simple à réaliser et les éprouvettes testées ne nécessitent aucune préparation particulière contrairement aux éprouvettes Arcan. Le défaut majeur de cet essai est que les contraintes de poinçonnement induites par le rouleau supérieur mobile risquent de provoquer la rupture du composite en compression de façon prématurée. Pour minimiser ce phénomène, le diamètre du rouleau doit être important de façon à répartir au mieux le poinçonnement. Dans ce cas, les contraintes sont réparties plus uniformément ce qui minimise ainsi les grandes concentrations locales de contraintes sous le rouleau. Ce diamètre est dans ce cas d'étude de 10 mm. Les rouleaux inférieurs ont quant à eux un diamètre de 4 mm et sont espacés de 15 mm. Le composite testé a théoriquement une longueur de 20 mm pour une largeur de 10 mm et une épaisseur de 1.7 mm. La géométrie de l'essai est représentée sur la Figure 2.18. Les essais réalisés suivent la norme ISO 14130 [49]. Cet essai est de manière générale assez difficile à interpréter du fait de la complexité de l'état de contraintes au sein de l'éprouvette et de la variété des modes de rupture qui peuvent apparaître au cours du chargement. Dans le cas des matériaux composites, la rupture se produit normalement aux interfaces fibre/matrice par cisaillement interlaminaire entre les rouleaux d'appuis et le rouleau de charge. Comme stipulé dans la norme ISO 14130, cinq répétitions ont été réalisées pour chaque essai afin de mesurer la dispersion.

### 2.3.8.2 Choix des empilements testés

Comme mentionné précédemment, le but de cet essai de flexion trois-points est d'obtenir les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}$  et  $S_{23}$ . La première résistance  $S_{13}$  est déterminée sur une éprouvette composite unidirectionnelle  $[0_8]$ . La rupture se produit théoriquement dans le plan médian du composite à l'interface des plis et est dictée par la contrainte  $\tau_{xz} = \tau_{13}$ . La seconde résistance  $S_{23}$  est déterminée sur une éprouvette composite quasi isotrope  $[90,45,-45,0]_s$ . Dans ce cas la rupture se produit théoriquement à l'interface des plis orientés à  $90^\circ$  et  $45^\circ$  et est dictée par la contrainte  $\tau_{xz} = \tau_{23}$  [15]. Ces deux essais sont alors bien équivalents aux essais Arcan présentés précédemment avec  $\gamma=90^\circ$ . Contrairement à l'essai Arcan, trois différents états ont été testés ici :

- Un état sain : le composite est testé après la découpe au jet d'eau.
- Un état vieilli recuit : le composite est testé après vieillissement puis séché partiellement. Le cycle de vieillissement est identique à celui imposé sur les éprouvettes Arcan. Il est à noter que la diffusion de l'eau dans le composite n'est pas influencée par la géométrie de l'éprouvette puisque la diffusion se fait majoritairement par l'épaisseur [47]. C'est pourquoi les cycles de vieillissement des éprouvettes Arcan et ILSS sont identiques (37.5 jours à  $60^\circ\text{C}$ ) malgré une géométrie d'éprouvette différente. Les éprouvettes ont été séchées après vieillissement pendant 24 heures à température ambiante puis 4 heures à  $60^\circ\text{C}$  pour se ramener à l'état vieilli recuit du composite testé avec le montage Arcan.



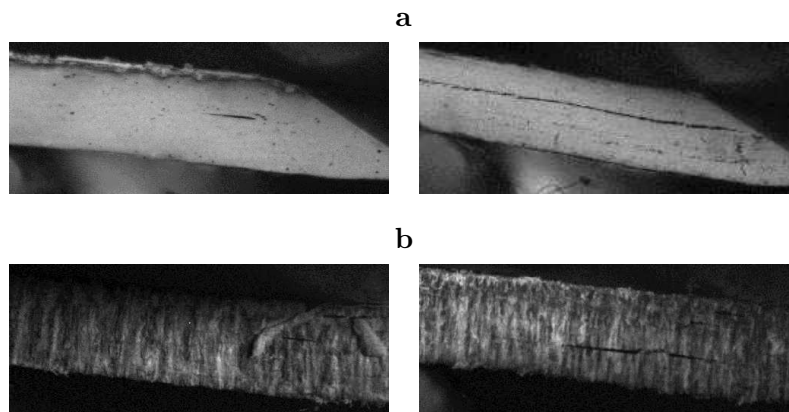


FIGURE 2.19 – Faciès de rupture des éprouvettes testées en flexion trois-points avec appuis rapprochés : (a) empilement  $[0_8]$  et (b) empilement  $[90,45,-45,0]_s$ .

- Un état vieilli humide : le composite est testé directement après avoir été vieilli dans l'eau de mer. Il est donc testé à l'état saturé.

### 2.3.8.3 Résultats expérimentaux

	Sain	Vieilli recuit	Vieilli humide
$[0_8]$	1629 (45)	835 (31)	840 (8)
$[90,45,-45,0]_s$	732 (20)	497 (54)	528 (15)

Tableau 2.5 – Forces à rupture moyennes (écart-type) en N obtenues à l'aide de l'essai ILSS en fonction de l'empilement testé et de l'état du composite.

Les forces à rupture obtenues sont reportées dans le Tableau 2.5. Elles correspondent aux efforts maximaux appliqués pendant l'essai par le rouleau supérieur sur le composite. La rupture est alors identifiée sur la courbe force/déplacement par une chute de l'effort pour un déplacement donné. La première remarque porte sur la force à rupture qui est réduite de façon non négligeable lorsque l'éprouvette a été vieillie en eau de mer. De plus, il existe une faible différence entre les résultats obtenus sur éprouvettes vieillies recuites et vieillies humides. Il est donc nécessaire de calculer les résistances des composites testés avant de conclure sur l'effet du vieillissement sur la tenue hors-plan de composites stratifiés puisque les différences observées peuvent potentiellement provenir de la dispersion des efforts à rupture obtenus, mais également de la variation des dimensions des éprouvettes.

Une peinture blanche a été appliquée sur une face de l'éprouvette afin de suivre l'apparition progressive du délaminage durant l'essai. Le suivi s'est fait à l'aide d'une caméra haute définition d'une résolution de 2448 x 2050 pixels. L'objectif est également de confirmer la rupture de l'éprouvette par délaminage et non par compression sous le rouleau de charge. Les faciès de rupture capturés durant les essais sont représentés sur la Figure 2.19. Dans le cas de l'empilement unidirectionnel, la rupture apparaît dans tous les cas dans le plan médian du composite par délaminage comme illustré sur la Figure 2.19 (a). Dans le cas de l'empilement  $[90,45,-45,0]_s$ , la

rupture est plus difficile à obtenir à l'interface  $90^\circ/45^\circ$  puisque la localisation du délaminage n'est pas constante et dans de rares cas la rupture se produit par compression sous le rouleau de charge. De nombreux essais ont alors été nécessaires pour faire délaminer les éprouvettes à l'interface voulue. Dans ce cas, la rupture se produit à l'interface supérieure près du rouleau mobile avant de se généraliser à l'ensemble des interfaces (Figure 2.19 (b)). Les lieux d'amorçage du délaminage suivant le composite testé sont résumés sur la Figure 2.20.

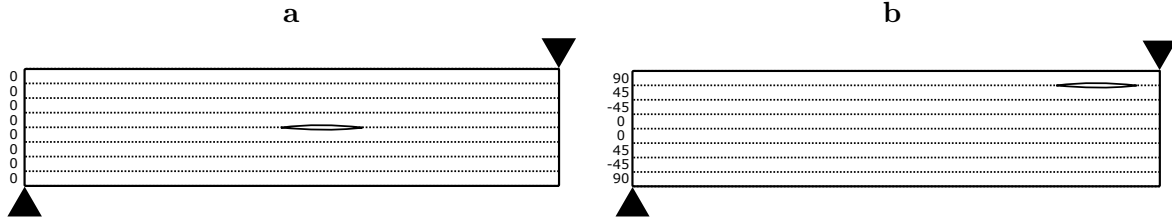


FIGURE 2.20 – Localisation de l'apparition du délaminage pendant les essais ILSS : (a) empilement  $[0_8]$  et (b) empilement  $[90,45,-45,0]_s$ .

À partir des résultats obtenus, et contrairement à l'essai Arcan, il est possible d'obtenir la résistance en cisaillement hors-plan des composites testés par le biais de la théorie classique des poutres. Cette résistance apparente  $\tau_{xz}$  peut alors être calculée analytiquement à partir de la force à rupture et de la géométrie de l'éprouvette. Le terme « apparente » signifie que les contraintes de cisaillement sont accompagnées de contraintes de traction et de compression [16]. Ce n'est donc pas un essai de cisaillement hors-plan « pur ». Cette méthode n'est en théorie valable que pour des matériaux isotropes testés selon la norme ISO 14130 [49]. Dans ces conditions, la résistance en cisaillement est égale à la contrainte maximale interlaminaire dans l'épaisseur moyenne du composite et vaut :

$$\tau_{xz} = \frac{3 F}{4 b h} \quad (2.2)$$

avec  $F$  la force à rupture,  $b$  la largeur de l'éprouvette et  $h$  l'épaisseur de l'éprouvette.

Les résistances obtenues par cette méthode analytique sont résumées dans le Tableau 2.6. Ces résultats montrent une tendance similaire à celles obtenues sur les éprouvettes Arcan. En effet, une chute significative des résistances de cisaillement hors-plan est observée lorsque le composite est sollicité à l'état vieilli. Comme dit précédemment, plusieurs états de vieillissement ont pu être testés : un état vieilli humide et un état vieilli recuit. Les résultats obtenus montrent un faible regain (de l'ordre de 5 %) de la résistance lorsque le composite a subi un cycle de séchage après le vieillissement. Ceci tend à confirmer que le composite est soumis à des effets physiques dus à la présence d'eau dans la matrice époxyde et ces effets peuvent être inversés après séchage du matériau (voir section 2.2.2.1 précédente). La tenue hors-plan en cisaillement est cependant quasiment la même dans les deux cas de vieillissement puisque la cuisson appliquée (4h à  $60^\circ\text{C}$ ) est beaucoup trop courte pour faire revenir la prise en eau du matériau à l'état nul.

L'utilisation de la formule analytique (2.2) est pleinement justifiée dans le cas de l'empilement unidirectionnel puisque la rupture se produit bien dans l'épaisseur moyenne du matériau (Figure

	Résistance associée	Sain	Vieilli recuit	Vieilli humide
[0 <sub>8</sub> ]	$\tau_{13}$	50,67 (1,10)	39,23 (1,10)	37,68 (0,63)
[90,45,-45,0] <sub>s</sub>	$\tau_{23}$	34,83 (1,17)	24,35 (0,57)	22,73 (2,13)

Tableau 2.6 – Résistances de cisaillement hors-plan moyennes (écart-type) en MPa obtenues à l’aide de l’essai ILSS en fonction de l’empilement testé et de l’état du composite.

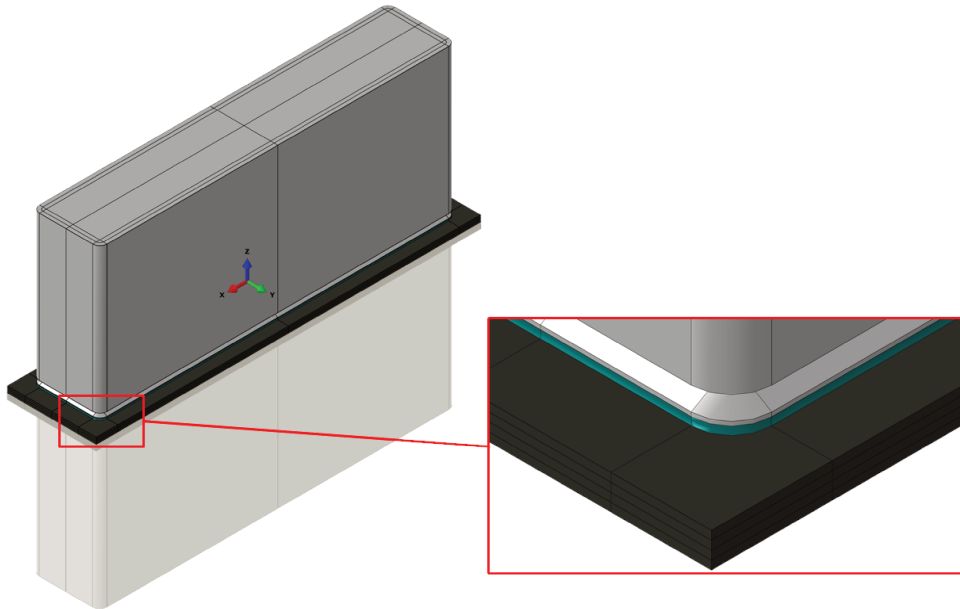


FIGURE 2.21 – Géométrie du modèle avec la prise en compte de la symétrie ou de l’antisymétrie (partie estompée).

2.20 (a)). Ce n’est cependant pas le cas pour le composite quasi isotrope pour lequel le délaminage apparaît dans la partie supérieure du matériau proche du rouleau de charge (Figure 2.20 (b)). La pertinence de la méthode analytique peut alors être remise en cause dans ce cas pour déterminer la résistance en cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$ .

## 2.4 Simulations

Comme mentionné précédemment, il est impératif de recourir à des modèles éléments finis pour (1) identifier les résistances hors-plan à partir des résultats expérimentaux obtenus avec les essais Arcan et (2) valider les résistances trouvées à l’aide de la théorie des poutres par l’application de la formule analytique 2.2. Tous les modèles présentés dans cette section ont été faits avec le logiciel de calcul éléments finis Abaqus développé par Dassault Systèmes.

### 2.4.1 Modélisation des essais Arcan

#### 2.4.1.1 Mise en place du modèle Abaqus

L’identification inverse des résistances hors-plan du composite s’appuie sur un modèle éléments finis de l’assemblage Arcan sollicité. La géométrie de l’assemblage correspond à celle des

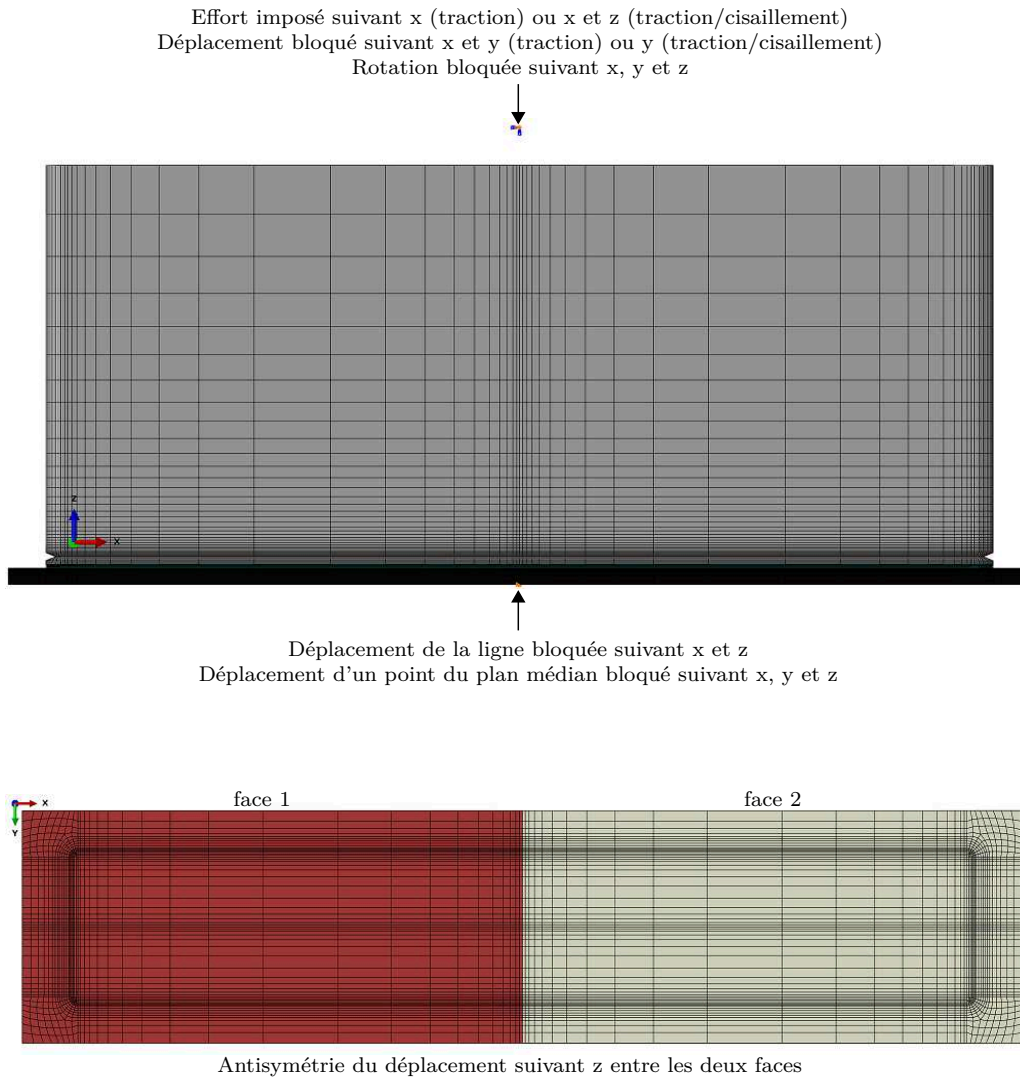


FIGURE 2.22 – Conditions limites et maillage du modèle Abaqus de l'essai Arcan.

substrats donnée sur la Figure 2.9. Afin d'alléger au maximum la taille du maillage et pour réduire le coût des calculs, seule la moitié de l'éprouvette Arcan a été modélisée comme illustré sur la Figure 2.21. L'antisymétrie des déplacements suivant la direction hors-plan  $z$  est prise en compte par l'intermédiaire d'un script Python qui relie le déplacement des nœuds des parties gauche (notée face 1) et droite (notée face 2) de la face inférieure du composite de la façon suivante :

$$u_z^{face\ droite} = -u_z^{face\ gauche} \quad (2.3)$$

avec  $u_z^{face\ droite}$  le déplacement hors-plan de la partie droite et  $u_z^{face\ gauche}$  le déplacement hors-plan de la partie gauche de la face inférieure. Pour éviter les mouvements de corps rigides, le déplacement de la ligne médiane de la face inférieure est bloqué suivant les directions  $x$  et  $z$  et le déplacement du point central de cette ligne médiane est nul dans toutes les directions. Le chargement est appliqué sur un point de référence relié à la face supérieure du substrat par un couplage cinématique.

Du fait des forts gradients de contraintes près des bords du substrat à l'interface colle/composite,

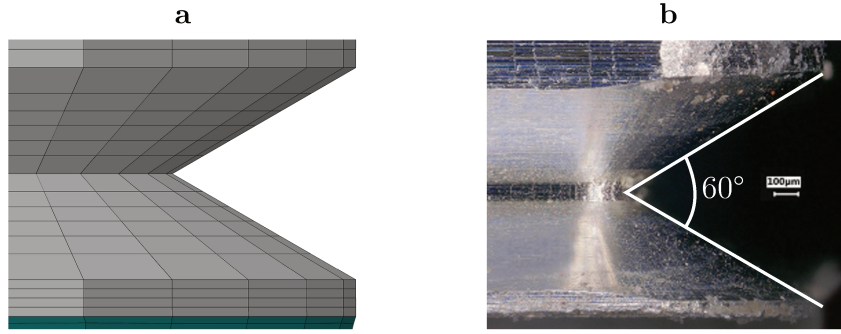


FIGURE 2.23 – Comparaison entre (a) le bec modélisé par éléments finis sous Abaqus et (b) le bec réel vu au microscope optique.

un raffinement du maillage est nécessaire dans ces zones. Dans le but d’obtenir les résultats les plus précis possible, la colle a été représentée par dix éléments dans l’épaisseur pour arriver à une taille de l’ordre de 20  $\mu\text{m}$ . Cinq éléments sont utilisés dans l’épaisseur de chaque pli du composite avec un raffinement du maillage sur le pli extérieur proche de la colle jusqu’à une taille de 8  $\mu\text{m}$ . La taille des éléments du modèle varie de 4 mm à 2  $\mu\text{m}$ . Les becs sont représentés par six éléments dans l’épaisseur avec une ouverture à 60° comme illustrés sur la Figure 2.23. Le maillage a été fait avec des éléments hexaédriques à huit nœuds à intégration réduite notés C3D8R sous Abaqus. La totalité du modèle est représentée par 320 532 éléments. Les conditions limites et le maillage utilisés sont représentés sur la Figure 2.22.

#### 2.4.1.2 Propriétés élastiques

Le comportement des différents matériaux est considéré élastique linéaire. Les propriétés élastiques sont les suivantes :  $E=75$  GPa (module d’Young) et  $\nu=0.346$  pour les substrats en aluminium ;  $E=2$  GPa et  $\nu=0.3$  pour la colle [48]. Pour ce qui est du composite, l’hypothèse de l’élasticité orthotrope a été retenue. Cette hypothèse est cohérente puisque les plis sont constitués de fibres longues orientées dans une unique direction. Le comportement des plis est alors dicté par la relation entre les contraintes et les déformations telle que :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & -\nu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{pmatrix} \quad (2.4)$$

avec  $E_1, E_2, E_3$  les trois modules de traction,  $G_{12}, G_{13}, G_{23}$  les modules de cisaillement et  $\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$  les coefficients de Poisson associés aux directions principales du matériau. Les déformations de cisaillement  $\gamma_{12}, \gamma_{13}$  et  $\gamma_{23}$  sont respectivement égales à  $2\varepsilon_{12}, 2\varepsilon_{13}$  et  $2\varepsilon_{23}$ . Les paramètres  $\nu_{ij}$  caractérisent la déformation transverse dans la direction  $j$  lorsque le matériau est sollicité dans la direction  $i$ . En général  $\nu_{ij}$  est différent de  $\nu_{ji}$  et ils sont liés par la relation  $\nu_{ij}/E_i = \nu_{ji}/E_j$ . La matrice de souplesse et donc le comportement élastique des plis peuvent être décrits par 9 constantes élastiques indépendantes que sont  $E_1, E_2, E_3, G_{12}, G_{13}, G_{23}, \nu_{12}, \nu_{13}$  et  $\nu_{23}$ .

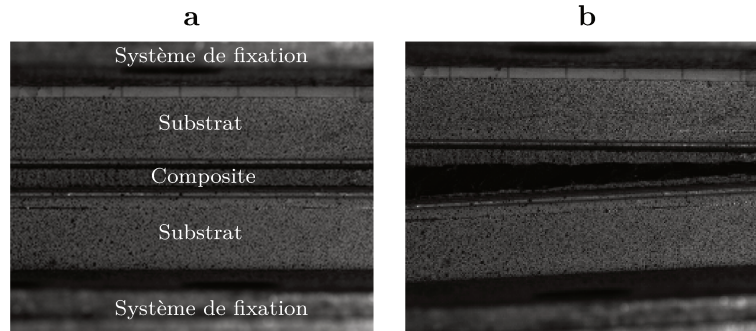


FIGURE 2.24 – Images haute résolution prises par la caméra 2D (a) au début de l’essai et (b) à la fin de l’essai Arcan.

L’identification des coefficients  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $G_{12}$  et  $\nu_{12}$  a été faite précédemment dans le cadre de la thèse de N. Tual [13] comme montré dans la partie 2.1. Le coefficient  $\nu_{13}$  a été pris égal à  $\nu_{12}$ . La valeur de 0.4 a ensuite été donnée à  $\nu_{23}$ , valeur couramment utilisée dans le cas des composites à fibres de carbone. Il ne reste alors plus qu’à déterminer les modules hors-plan  $E_3$ ,  $G_{13}$  et  $G_{23}$  à l’aide des essais Arcan. Néanmoins, seul le module de traction hors-plan  $E_3$  sera identifié par la suite. En effet, les modules de cisaillement hors-plan sont normalement obtenus grâce à des essais Arcan en cisaillement pur à  $\gamma=90^\circ$ . Cependant, comme mentionné dans les sections précédentes, les essais préliminaires menés ont montré dans ce cas que l’assemblage Arcan rompt à l’interface colle/substrat. Par la suite, aucune corrélation d’images n’a donc été faite dans cette configuration. La seule façon d’identifier les modules manquants est alors de passer par des essais Arcan en traction/cisaillement. Néanmoins, ce type d’essais fait entrer en jeu à la fois le module  $E_3$  et les modules de cisaillement hors-plan. Leur identification ne peut donc pas se faire de façon indépendante par le biais de l’essai Arcan. C’est pourquoi dans la suite de l’étude  $G_{13}$  et  $G_{23}$  seront pris égaux à  $G_{12}$ . L’identification précise des modules de cisaillement hors-plan n’a de plus que très peu d’effet sur les résultats numériques comme montrés par la suite.

### 2.4.1.3 Identification du module d’élasticité de traction hors-plan

Pour déterminer la valeur du module d’élasticité manquant, des essais Arcan préliminaires ont été réalisés sur des composites unidirectionnels orientés à  $0^\circ$  et à  $90^\circ$ . L’objectif de ces essais est d’obtenir expérimentalement la courbe force/déplacement du composite puis de la comparer à celle obtenue par la modélisation. Le module d’élasticité est alors identifié en modifiant sa valeur jusqu’à ajuster les courbes expérimentales.

Afin d’obtenir les données expérimentales voulues, les essais ont été suivis à l’aide d’une caméra haute résolution qui capture des images à intervalle de temps régulier (Figure 2.24). Une corrélation d’images est ensuite faite grâce au mouchetis préalablement appliqué sur une des faces de l’assemblage Arcan. La corrélation a été effectuée sous Matlab à l’aide du programme libre d’accès *ncorr* créé par J. Blaber [50]. Le principe de ce programme est expliqué sur la Figure 2.25. Étant donné la faible épaisseur du composite testé, le suivi du mouchetis ne peut se faire directement sur le composite. L’idée est alors de suivre le déplacement relatif des deux substrats,

puisque ce déplacement va différer suivant les propriétés du composite testé. Pour ce faire, la corrélation est effectuée sur une zone proche du composite au niveau des substrats. Une moyenne des déplacements est ensuite calculée sur les deux fenêtres choisies puis la valeur obtenue pour chaque substrat est enfin soustraite afin d'obtenir le déplacement relatif des substrats en fonction du chargement imposé.

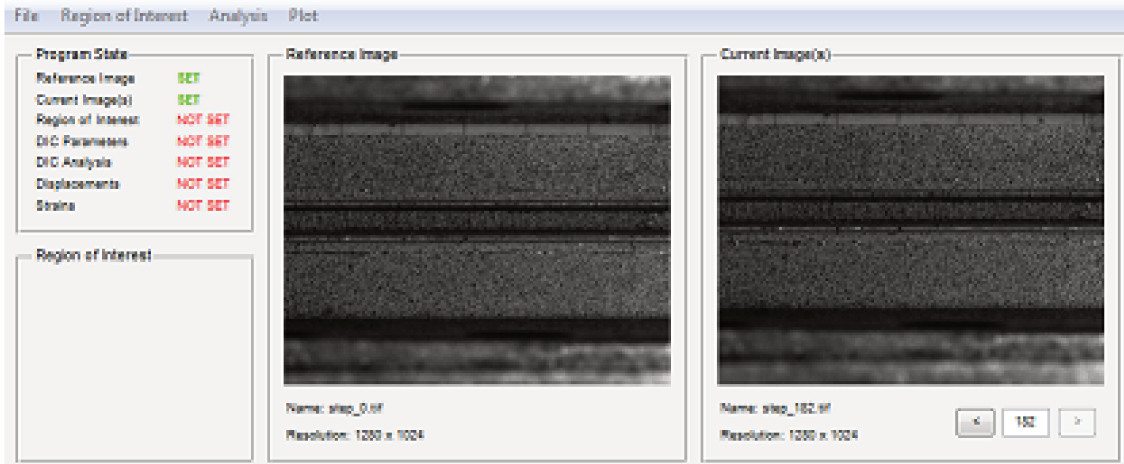
La prochaine étape consiste ensuite à retirer des courbes expérimentales ainsi obtenues la partie linéaire pour ensuite pouvoir identifier les modules d'élasticité à l'aide de la modélisation. Afin de détecter du mieux possible le début de la partie linéaire, qui correspond à la fin du rattrapage des jeux existant entre l'éprouvette et le système de fixation, et la fin de la partie linéaire, qui correspond à l'apparition de la plasticité dans la colle et/ou dans le composite, la dérivée des déplacements en fonction du temps a été calculée. La partie linéaire correspond alors à une dérivée quasi constante (Figure 2.26) puisque les images sont prises à intervalle de temps régulier. En réalité, la dérivée est légèrement croissante dans la partie linéaire à cause de l'asservissement de la machine de traction utilisée. Pour confirmer cette identification, la droite linéaire est ensuite tracée en complément de la courbe force/déplacement obtenue expérimentale comme illustrée sur la Figure 2.27. Sachant de plus que plusieurs essais ont été réalisés pour prendre en compte la dispersion, le résultat final de la corrélation d'images n'est plus alors seulement une droite linéaire, mais un faisceau de droites qui représente alors un cône du module d'élasticité à identifier. Une fois cette étape validée, il ne reste alors plus qu'à procéder à l'identification de la valeur du module d'élasticité à l'aide du modèle éléments finis précédemment mis en place.

L'identification du module de traction hors-plan  $E_3$  s'est faite selon deux étapes. La première d'entre elles consiste à faire évoluer progressivement la valeur  $E_3$  de 0.5 à 20 GPa par pas de 0.5 GPa puis de récupérer la courbe force/déplacement de la zone observée expérimentalement. Le déplacement relatif entre les deux substrats est récupéré en faisant deux fois la moyenne des déplacements des éléments de la zone étudiée étant donné la symétrie du modèle. Le changement de valeur de  $E_3$  et l'obtention de la courbe force/déplacement se sont faits par l'intermédiaire d'un programme Matlab pour modifier le fichier .inp du modèle Abaqus et d'un programme codé sous Python pour récupérer les données recherchées automatiquement après le calcul numérique. Cette première étape a permis de raffiner l'encadrement de  $E_3$ . La seconde étape consiste à parcourir la plage identifiée, de 3.5 à 5 GPa dans le cas présent, par pas de 50 MPa. Cela permet alors d'obtenir avec la meilleure précision possible la valeur du module d'élasticité recherchée. Celle-ci a été prise égale au module associé à la droite linéaire qui passe par le centre du cône obtenu expérimentalement. La valeur de  $E_3$  ainsi identifiée est alors de 4.25 GPa (Figure 2.28). Cette valeur est différente des 7.12 GPa du module  $E_2$ . Le composite n'est donc pas tout à fait isotrope transverse. Cette différence des modules d'élasticité peut s'expliquer par la présence des fils de couture mentionnés au début de ce chapitre dans la section 2.1.1.

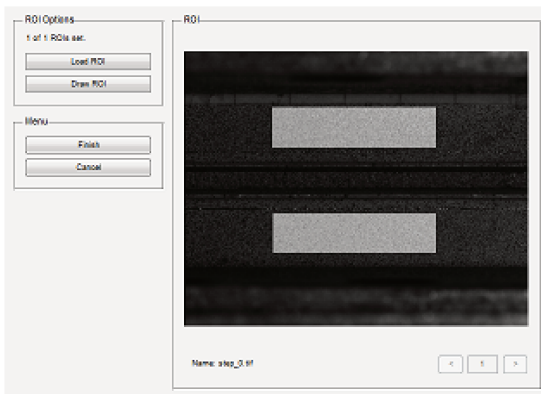
#### 2.4.1.4 Identification des résistances hors-plan

Afin d'identifier les résistances hors-plan en traction et en traction/cisaillement, l'effort à rupture obtenu expérimentalement a été appliqué sur le modèle Abaqus pour chaque composite testé. Au total, ce sont donc trente-deux simulations qui ont été réalisées en prenant en compte

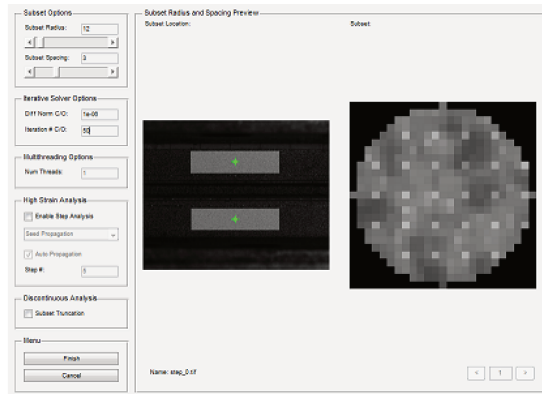
① Importation de l'image de référence (à gauche) et des images à traiter (à droite)



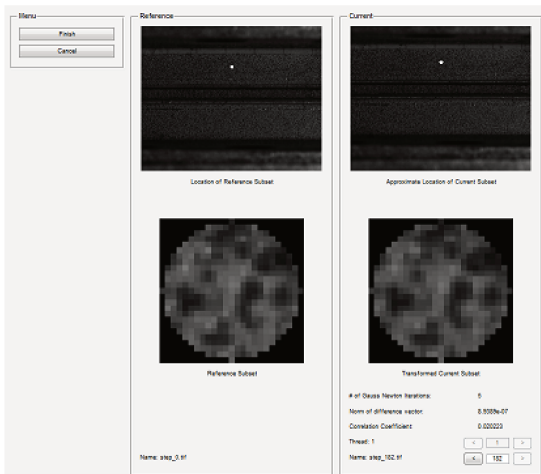
② Sélection des zones d'intérêt



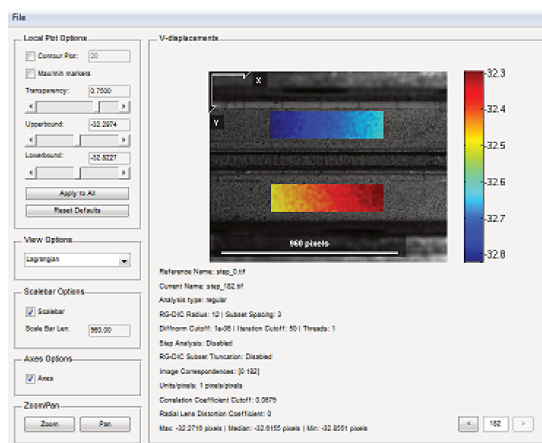
③ Choix de la taille des sous-ensembles



④ Validation du suivi des points



⑤ Calcul du déplacement des zones d'intérêt



⑥ Calcul du déplacement relatif moyen des deux zones d'intérêt

FIGURE 2.25 – Principe du programme de corrélation d'images ncorr sous Matlab



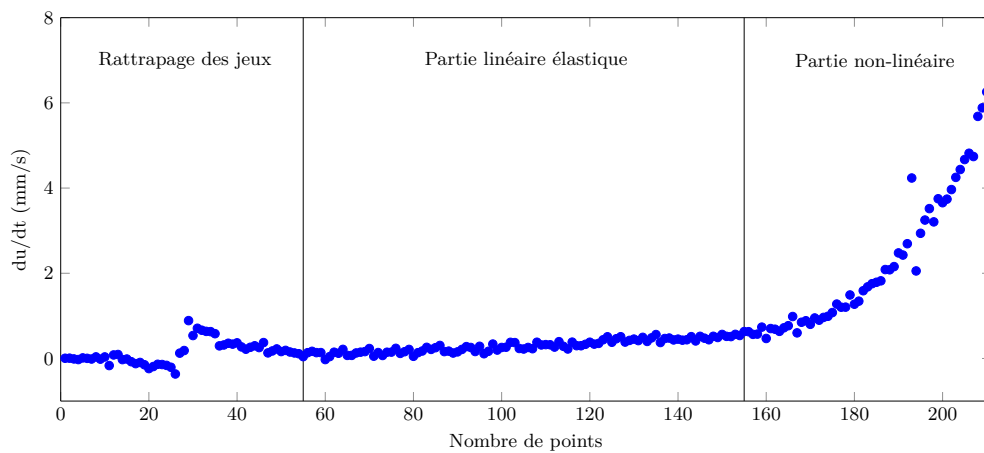


FIGURE 2.26 – Détection de la partie linéaire de la courbe force/déplacement à l’aide de la dérivée des déplacements en fonction du temps.

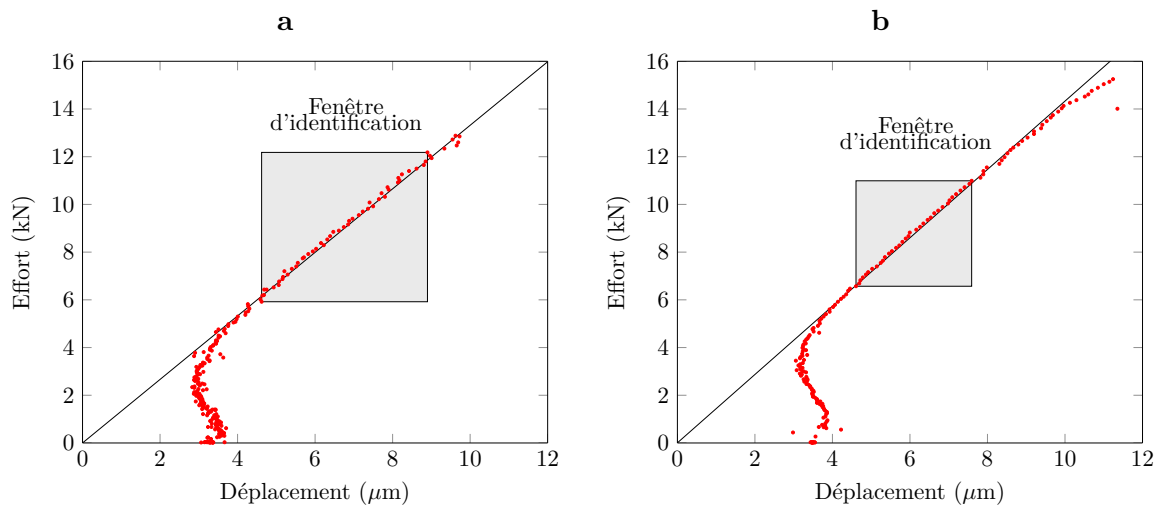


FIGURE 2.27 – Effort appliqué en fonction du déplacement relatif des substrats pour identifier le module d’élasticité  $E_3$  par corrélation d’images sur des essais Arcan en traction ( $\gamma=0^\circ$ ) avec un composite dont les fibres sont orientées à  $0^\circ$  (a) et à  $90^\circ$  (b).

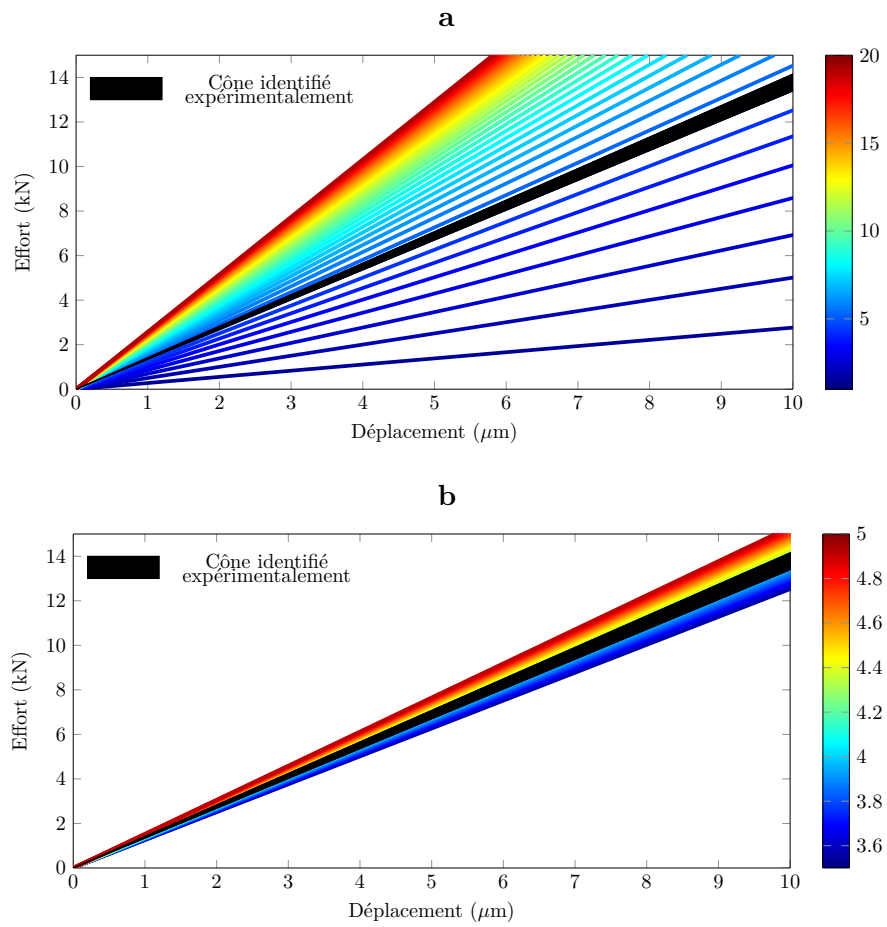


FIGURE 2.28 – Effort appliqué en fonction du déplacement relatif des substrats pour identifier le module d'élasticité  $E_3$  (en GPa) à l'aide du modèle éléments finis : (a) identification entre 0.5 et 20 GPa, (b) identification entre 3.5 et 5 GPa.

les huit orientations testées, les deux cas de charges ainsi que les deux états testés. Dans chacun des cas, la force appliquée correspond donc à l'effort à rupture moyen obtenu expérimentalement et donné dans le Tableau 2.3 précédent.

Des calculs préliminaires ont été réalisés pour analyser le champ des contraintes hors-plan dans le composite dans les deux cas de charges testés, c'est-à-dire en traction et en traction/cisaillement hors-plan avec  $\gamma$  respectivement égal à  $0^\circ$  et à  $45^\circ$ . Ces premiers calculs montrent tout d'abord que les contraintes sont homogènes dans l'épaisseur du composite. Les champs de contraintes hors-plan ont ensuite été tracés dans le plan du composite sous le joint de colle sur la Figure 2.29 pour les deux cas d'étude avec un composite à  $0^\circ$ . Les résultats montrent que les contraintes hors-plan sont maximales au milieu de l'éprouvette ( $x=0$  mm et  $y=0$  mm) lorsque l'éprouvette est sollicitée en traction hors-plan. La rupture du composite va alors s'amorcer au centre du composite. Pour ce qui est de la sollicitation en traction/cisaillement, le champ de contrainte  $\tau_{13}$  est également maximum au centre du composite, mais celui de la contrainte  $\sigma_{33}$  présente de légers effets de bord dans la direction de la sollicitation (Figure 2.29 (e)). Cette croissance de la contrainte de cisaillement correspond à une augmentation de 5 % de la contrainte au milieu du composite. Cependant, cet effet de bord n'aura que très peu d'influence sur la localisation de la rupture puisque les contraintes de cisaillement hors-plan sont nulles sur les bords et maximales au centre du composite (Figure 2.29 (d)). Des résultats identiques ont été obtenus avec les différentes orientations, ce qui est en adéquation avec les précédentes études numériques menées sur l'utilisation des becs pour les essais Arcan ([28] et [51]).

Étant donné l'état de contraintes dans le composite, les résistances hors-plan en traction et en traction/cisaillement seront prises égales aux contraintes maximales au milieu du composite sous le joint de colle. Les différents résultats ainsi obtenus sont résumés dans le Tableau 2.7 et montrent que :

- 1 - Pour toutes les orientations testées, le composite est soumis majoritairement à des contraintes de traction hors-plan  $\sigma_{33}$  lorsqu'il est sollicité en traction à  $\gamma=0^\circ$ .
- 2 - Le composite avec les fibres à  $\theta=0^\circ$  est soumis à des contraintes de cisaillement  $\tau_{13}$  et de traction  $\sigma_{33}$  lorsqu'il est sollicité à  $\gamma=45^\circ$  car dans ce cas le repère global du composite et le repère local des plis sont confondus.
- 3 - Le composite avec les fibres à  $\theta=90^\circ$  est soumis à des contraintes de cisaillement  $\tau_{23}$  et de traction  $\sigma_{33}$  lorsqu'il est sollicité à  $\gamma=45^\circ$  car dans ce cas le repère global du composite et le repère local des plis sont déphasés d'un angle  $90^\circ$ .
- 4 - Les autres composites testés sont soumis à des contraintes de cisaillement  $\tau_{13}$  et  $\tau_{23}$  et de traction  $\sigma_{33}$  lorsqu'ils sont sollicités à  $\gamma=45^\circ$ . La contrainte  $\tau_{13}$  diminue et  $\tau_{23}$  augmente avec l'augmentation de l'orientation des fibres du composite.

Afin d'estimer l'effet des propriétés élastiques du composite, avec notamment une incertitude des modules d'élasticité en cisaillement hors-plan, une étude a été menée sur un matériau composite utilisé dans l'aérospatiale en faisant varier de  $\pm 10$  % les propriétés élastiques. Les

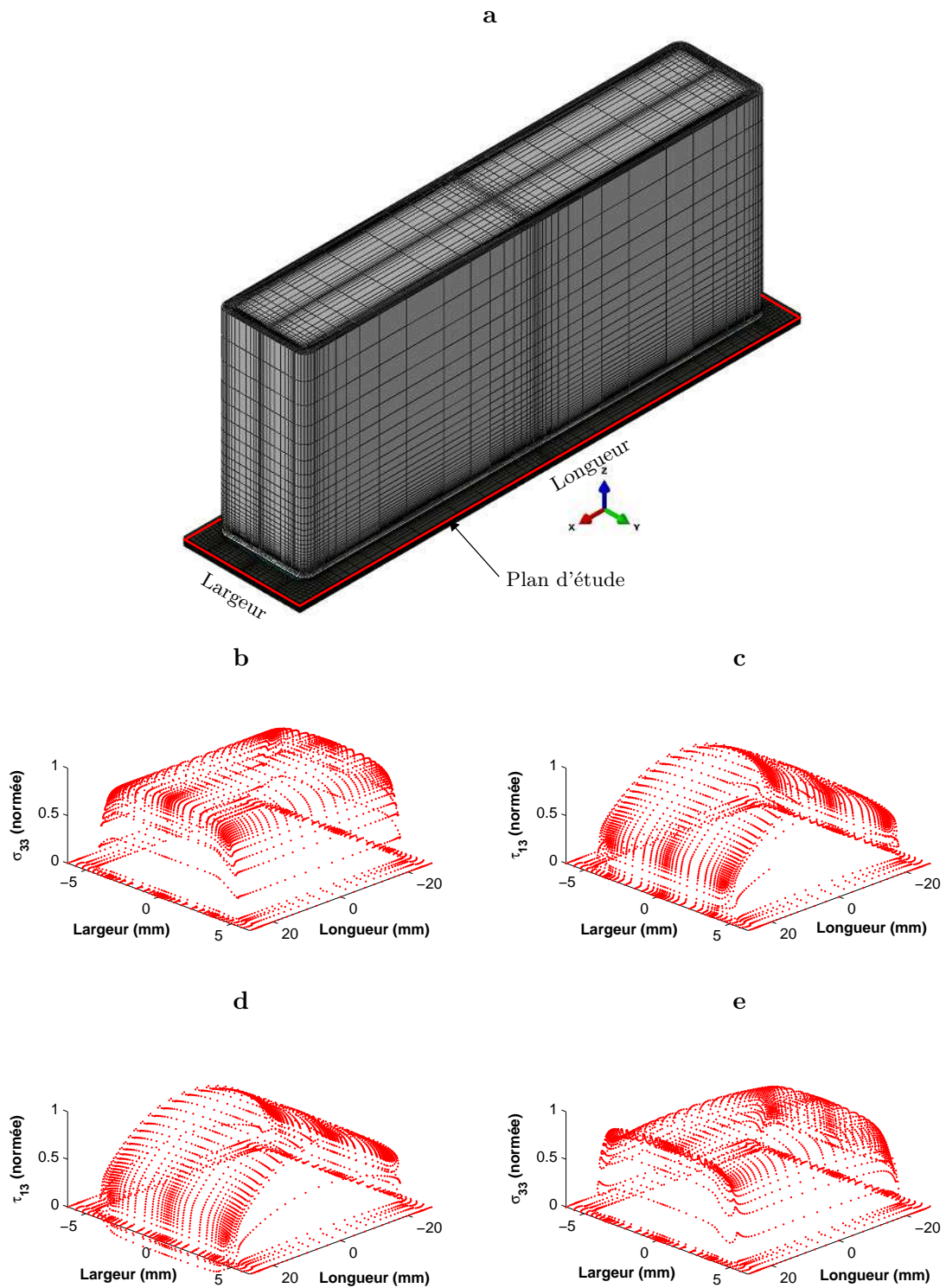


FIGURE 2.29 – Champ de contraintes hors-plan dans le plan XY de la Figure (a) sous le joint de colle : (b)  $\sigma_{33}$  en traction, (c)  $\tau_{13}$  en cisaillement, (d)  $\tau_{13}$  en traction/cisaillement et (e)  $\sigma_{33}$  en traction/cisaillement.

	Essai Arcan 0°		Essai Arcan 45°					
	État sain	État recuit	État sain			État recuit		
Orientation	$\sigma_{33}$	$\sigma_{33}$	$\tau_{13}$	$\tau_{23}$	$\sigma_{33}$	$\tau_{13}$	$\tau_{23}$	$\sigma_{33}$
0°	30,95	29,90	24,84	0,00	22,94	22,13	0,00	20,42
10°	30,45	24,63	24,94	4,4	23,52	16,68	2,94	15,68
20°	27,46	19,26	21,34	7,78	21,26	18,79	6,85	18,70
30°	29,47	25,60	21,18	12,25	23,09	18,99	10,98	20,68
60°	26,66	21,36	12,11	20,96	22,46	10,60	18,33	19,62
70°	27,04	21,77	8,47	23,22	22,50	7,58	20,80	20,14
80°	31,47	25,73	4,22	23,88	21,72	3,59	20,25	18,42
90°	32,97	24,58	0,00	23,56	20,96	0,00	20,33	18,08

Tableau 2.7 – Contraintes à rupture moyennes en MPa obtenues par les simulations.

résultats obtenus montrent que l'incertitude des propriétés élastiques a très peu d'effet sur la détermination des résistances hors-plan avec un écart inférieur à 1 % [51].

## 2.4.2 Validation des résistances de cisaillement hors-plan

Afin de valider les valeurs des résistances de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  déterminées à l'aide de la formule analytique (2.2) présentée précédemment, un modèle éléments finis a été mis en place pour chacun des stratifiés testés.

### 2.4.2.1 Validation de la résistance de cisaillement en mode II

Dans le cas de la flexion trois-points sur le composite unidirectionnel, la simulation s'est faite à l'aide d'un modèle 2D. Compte tenu de la symétrie du problème, seule la moitié de l'essai a été modélisée. Les rouleaux ont été considérés comme indéformables. Le composite a été maillé avec des éléments quadrilatères de contraintes planes à intégration réduite CPS4R. Le maillage comprend 11 000 éléments et est très raffiné pour décrire correctement les gradients de contraintes sous les rouleaux. Le comportement du composite est considéré linéaire élastique. Les propriétés des plis sont les mêmes que celles données précédemment. Le chargement est appliqué par l'intermédiaire d'un point de référence associé au rouleau supérieur suivant  $-y$ . Le déplacement de ce point de référence suivant  $x$  et sa rotation suivant  $z$  sont bloqués. Le rouleau d'appui inférieur est quant à lui encastré. Ces conditions limites et le maillage utilisé sont illustrés sur la Figure 2.30. Le chargement appliqué correspond aux différentes forces à rupture obtenues expérimentalement et résumées dans le Tableau 2.5 précédent.

Le contact entre les différents rouleaux et le composite est modélisé par la méthode de pénalisation qui est simple et propose donc un coût de calcul modéré. Le coefficient de frottement entre les différents matériaux est considéré comme égal à 0.1.

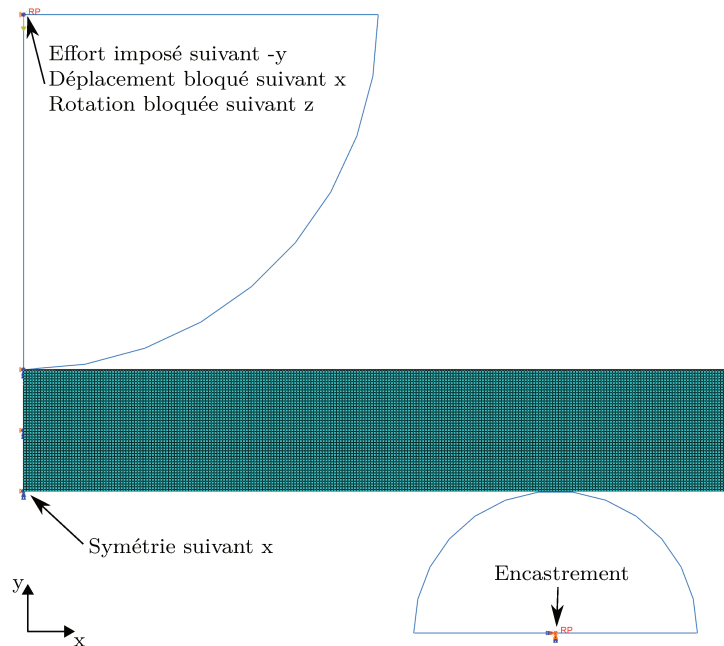


FIGURE 2.30 – Conditions limites et maillage du modèle Abaqus de l’essai ILSS sur l’empilement  $[0_8]$ .

L’évolution du champ de contraintes de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  en fonction de l’état de vieillissement du composite est représentée sur la Figure 2.31. La contrainte est quasiment constante dans l’épaisseur moyenne du composite entre le rouleau de charge et le rouleau d’appui (Figure 2.32 (a)). Il est intéressant de noter que l’évolution de la contrainte au milieu du composite est similaire à celle observée lors d’un essai Arcan. Ceci confirme alors l’intérêt de remplacer l’essai Arcan à  $\gamma=90^\circ$  par cet essai de flexion à trois points. La contrainte est maximale au milieu du composite et atteint une valeur nulle sur les bords de l’éprouvette (Figure 2.32 (b)). La résistance de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  est alors égale à la valeur maximale de la contrainte de cisaillement le long de l’interface  $0^\circ/0^\circ$  dans le plan médian du composite. Cette interface correspond en effet à la localisation de la rupture observée expérimentalement. Les valeurs des résistances  $\tau_{13}$  sont alors respectivement de 49.88 MPa à l’état sain, 38.59 MPa à l’état vieilli recuit et 37.68 MPa à l’état vieilli humide. La tendance est la même qu’observée précédemment, à savoir que la résistance en cisaillement diminue avec le vieillissement hydrique. Les valeurs trouvées numériquement sont très proches de celles déterminées analytiquement puisque l’écart maximum est de seulement 1.73 %. Dans le cas de l’essai de flexion sur composite unidirectionnel, l’emploi de la formule analytique est donc validé.

### 2.4.2.2 Validation de la résistance de cisaillement en mode III

Dans le cas de l’essai ILSS sur le composite quasi isotrope, la modélisation est plus complexe et plus coûteuse puisqu’il faut nécessairement passer par un modèle 3D du fait des différentes orientations de plis. Pour les mêmes raisons, il est nécessaire de modéliser la totalité de l’essai, car aucune symétrie ne peut être appliquée sur le modèle. Les rouleaux de charge et d’appuis sont ici encore considérés comme des solides indéformables. Le composite est maillé à l’aide

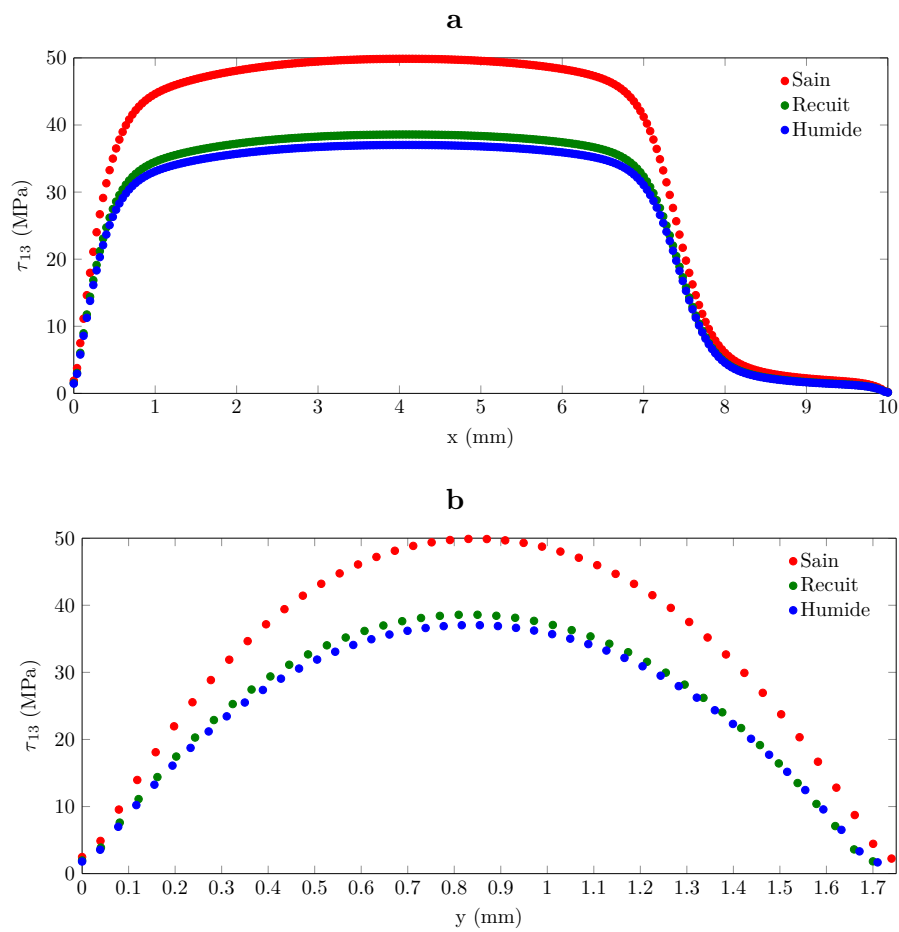


FIGURE 2.31 – Contraintes de cisailment hors-plan  $\tau_{13}$  dans les plans (a) AA (b) et BB (voir Figure 2.32) en fonction de l'état du composite.

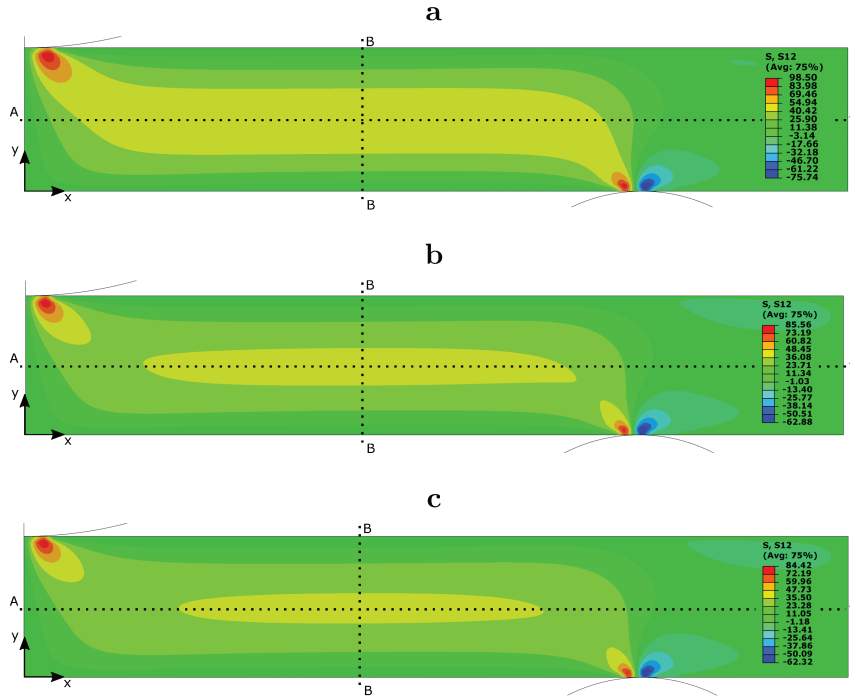


FIGURE 2.32 – Champ de contraintes de cisailment hors-plan  $\tau_{13}$  pour les différents états testés : (a) état sain, (b) état vieilli recuit, (c) état vieilli humide.

d'éléments volumiques C3D8. La taille des mailles est encore une fois très petite sous les rouleaux de charge et d'appuis pour prendre en compte les gradients de contraintes existant. Le nombre total d'éléments du maillage est de 44 800 éléments. Les conditions limites sont assez similaires à celles du modèle précédent. En effet, le chargement obtenu expérimentalement est appliqué par l'intermédiaire d'un point de référence associé au rouleau supérieur. Les déplacements de ce point sont bloqués selon les directions  $x$  et  $y$  et les trois rotations sont elles aussi bloquées. Les rouleaux inférieurs sont encastres. Enfin pour empêcher les mouvements de corps rigides durant la simulation, les déplacements de la ligne médiane dans les directions  $x$  et  $y$  de la surface inférieure du composite sont entravés. Ces différentes conditions limites ainsi que le maillage mis en place sont représentés sur la Figure 2.33. Le composite est partitionné en huit plis d'épaisseurs égales pour représenter l'empilement quasi isotrope  $[90,0,45,-45]_s$ . Le contact entre les rouleaux et le composite est représenté de la même manière que le modèle 2D, à savoir avec une méthode de contact de pénalisation et un coefficient de frottement égal à 0.1.

Pour rappel, la rupture du composite intervient par délaminage au niveau du pli  $90^\circ$  supérieur proche du rouleau de charge. La résistance en cisailment hors-plan  $\tau_{23}$  va alors correspondre à la valeur maximale de la contrainte de cisailment  $\sigma_{23}$  au niveau de l'interface de délaminage  $90^\circ/45^\circ$ . L'évolution de cette contrainte le long de l'interface en question dans le plan médian du composite est représentée en fonction de l'état du composite sur la Figure 2.34. Elle est maximale sous le rouleau de charge et quasiment nulle autrement. Cette répartition des contraintes de cisailment  $\tau_{23}$  correspond alors avec le lieu d'apparition du délaminage sur l'interface  $90^\circ/45^\circ$  (voir Figure 2.20 (b)). La résistance en cisailment  $\tau_{23}$  déterminée numériquement vaut alors respectivement 51.82 MPa à l'état sain, 41.85 MPa à l'état vieilli recuit et 40.15 MPa à l'état



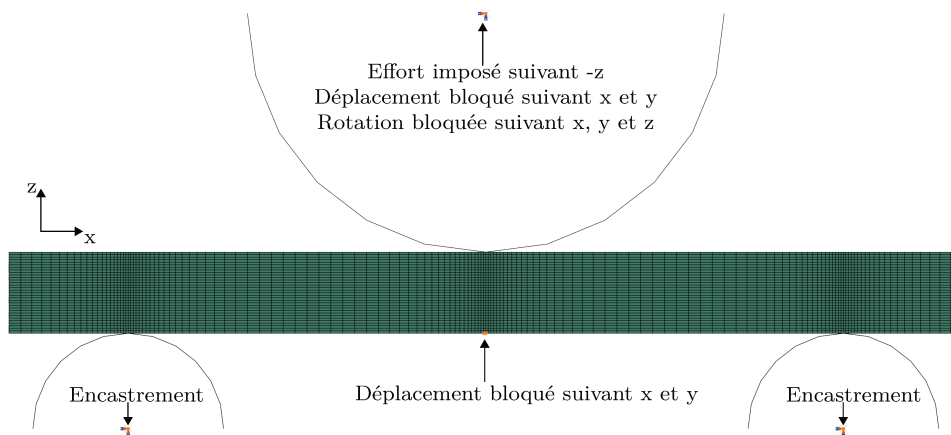


FIGURE 2.33 – Conditions limites et maillage du modèle Abaqus de l’essai ILSS sur l’empilement  $[90,0,45,-45]_s$ .

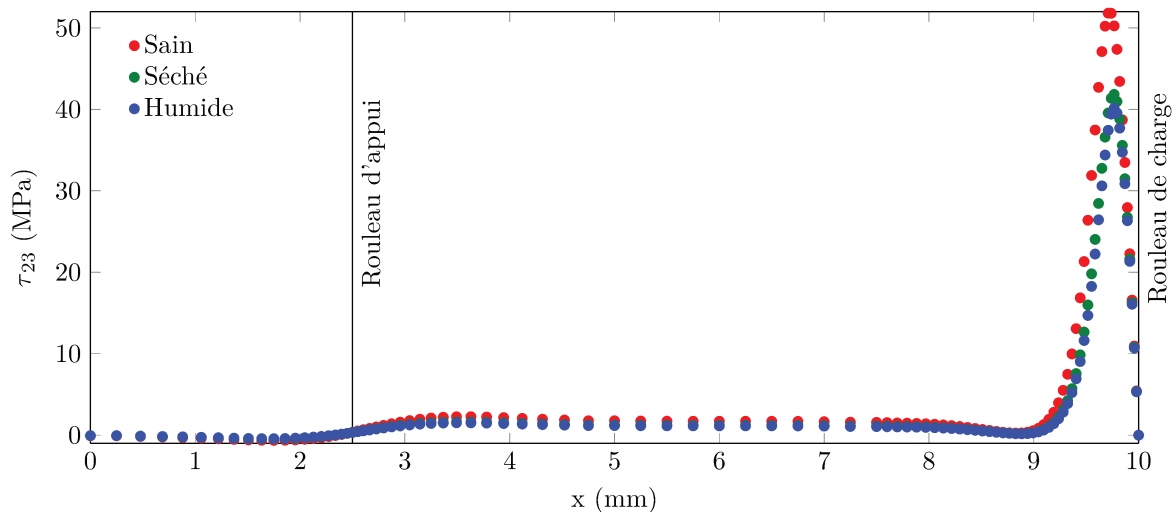


FIGURE 2.34 – Contraintes de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  sous le rouleau de charge le long de l’interface  $90^\circ/45^\circ$  en fonction de l’état du composite.

vieilli humide. Ces valeurs déterminées numériquement sont assez éloignées de celles obtenues analytiquement puisque l’écart varie entre 49 % et 77 %. L’utilisation de la théorie des poutres pour déterminer la résistance en cisaillement  $\tau_{23}$  du composite est donc ici à éviter. Cet écart se justifie puisque, comme signalée dans les paragraphes précédents, la détermination de la résistance de cisaillement hors-plan par le biais de la théorie des poutres n’est valable que dans le cas de matériaux isotropes et pour une rupture qui apparaît au milieu de l’éprouvette.

Les différentes valeurs des résistances en cisaillement obtenues analytiquement et numériquement sont résumées dans le Tableau 2.8. Compte tenu de la faible différence entre la valeur analytique et numérique de la résistance  $\tau_{13}$ , la valeur finale utilisée dans la suite de cette étude sera prise égale à celle obtenue analytiquement. Cette méthode permet de plus de pouvoir avoir accès à la résistance  $\tau_{13}$  directement à partir des efforts à rupture et de la géométrie du composite testé sans passer par un modèle éléments finis bien plus long à mettre en place. Cependant, il est nécessaire d’utiliser un modèle éléments finis 3D pour déterminer la résistance  $\tau_{23}$  du fait de l’empilement testé et de la localisation du délaminage.

	Sain			Recuit			Humide		
	Exp	Simu	Diff (%)	Exp	Simu	Diff (%)	Exp	Simu	Diff (%)
$\tau_{13}$	50.67	49.88	1.56	39.23	38.59	1.63	37.68	37.03	1.73
$\tau_{23}$	34.83	51.82	48.78	24.35	41.85	71.87	22.73	40.15	76.64

Tableau 2.8 – Comparaison des résistances hors-plan obtenues analytiquement (Exp) et par éléments finis (Simu).

### 2.4.3 Mise en place de l'enveloppe de rupture hors-plan

Les valeurs des résistances en mode hors-plan pur et mixte déterminées à l'aide des essais Arcan et des essais ILSS ont été représentées dans le repère  $(0, \vec{\tau}_{13}, \vec{\tau}_{23}, \vec{\sigma}_{33})$  sur la Figure 2.35 (a) en fonction de l'état de vieillissement du composite. Pour une meilleure lisibilité, elles ont aussi été représentées dans les différents plans  $(\vec{\tau}_{13}, \vec{\sigma}_{33})$ ,  $(\vec{\tau}_{23}, \vec{\sigma}_{33})$  et  $(\vec{\tau}_{13}, \vec{\tau}_{23})$  respectivement sur les Figures 2.35 (b), (c) et (d).

Les différents points ainsi obtenus permettent de mettre en place l'enveloppe de rupture hors-plan partielle du matériau composite carbone/époxy étudié. Cette dernière montre que la résistance du composite chute de façon importante lorsqu'il a subi un séjour prolongé dans l'eau de mer. Il y a en effet une différence de 8 % entre la résistance de traction  $\sigma_{33}$  à l'état sain et à l'état vieilli recuit, de 23 % entre les résistances de cisaillement  $\tau_{13}$  et de 19 % entre les résistances de cisaillement  $\tau_{23}$ . Il est de plus à noter que les résistances du composite à l'état vieilli recuit et vieilli humide sont très peu différentes puisque le cycle de séchage est beaucoup trop court pour évaporer la totalité de l'eau présente dans le matériau. L'ensemble des points de l'enveloppe de rupture montre de plus que, quelle que soit la sollicitation hors-plan, c'est-à-dire qu'elle soit pure ou mixte, la résistance hors-plan du composite à l'état sain sera toujours supérieure à celle du composite vieilli. Ces résultats confirment donc l'importance de la prise en compte de l'effet de l'eau de mer sur la tenue hors-plan du composite étudié.

Les différentes résistances hors-plan permettent d'identifier un critère de rupture qui se rapproche le plus des résultats expérimentaux obtenus. Le premier critère qui a été étudié est le critère quadratique de rupture classiquement utilisé qui s'exprime ainsi :

$$\left(\frac{\sigma_{33}}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 = 1 \quad (2.5)$$

avec  $Z_t$  la résistance en traction hors-plan,  $S_{13}$  la résistance en cisaillement hors-plan dans la direction longitudinale et  $S_{23}$  la résistance en cisaillement hors-plan dans la direction transverse. Cependant, l'application de ce critère conduit à une forte surestimation des résistances hors-plan en mode mixte comme illustré sur la Figure 2.36.

Le second critère étudié correspond également à un critère de rupture quadratique. La différence majeure est la prise en compte de deux paramètres  $p_{13}$  et  $p_{23}$  qui représente une augmentation de la résistance en cisaillement en présence de contraintes de compression hors-plan ou une diminution de la résistance en cisaillement en présence de contraintes de traction hors-plan

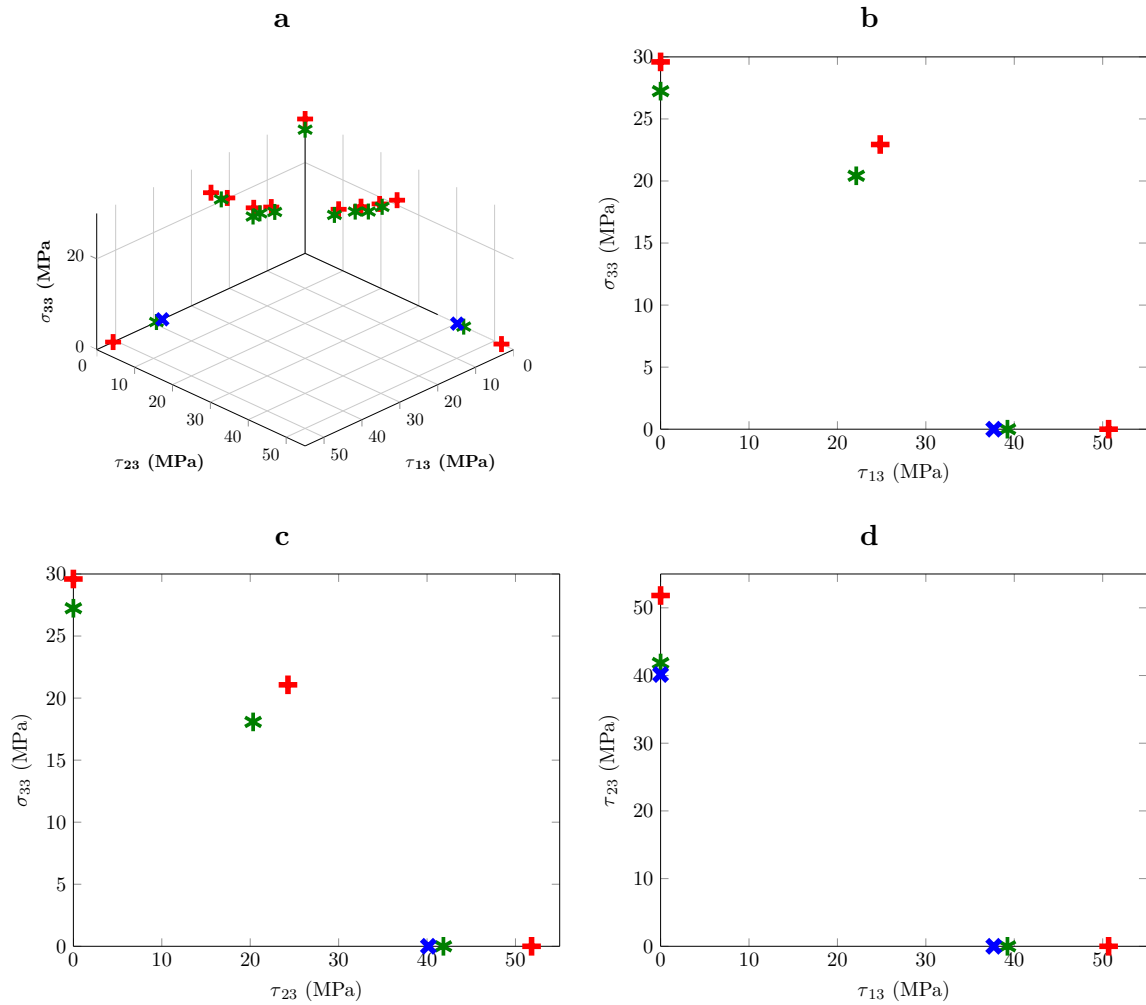


FIGURE 2.35 – Enveloppe de rupture hors-plan du matériau composite en fonction de son endommagement hydrique (+ Sain, \* Vieilli recuit, × Vieilli humide) : (a) 3D, (b) dans le plan  $(\tau_{13}, \sigma_{33})$ , (c) dans le plan  $(\tau_{23}, \sigma_{33})$ , (d) dans le plan  $(\tau_{13}, \tau_{23})$ .

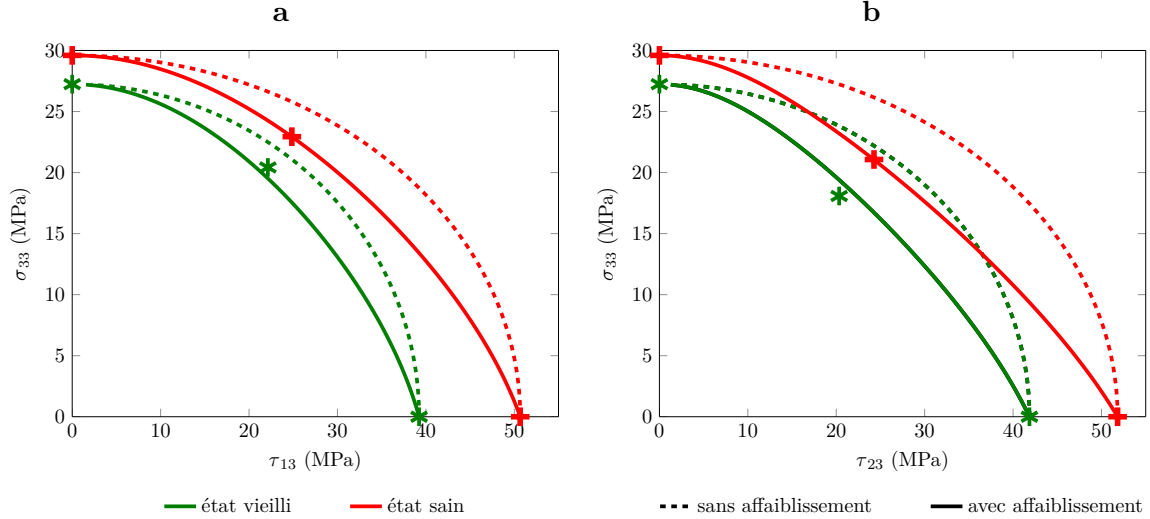


FIGURE 2.36 – Représentation de l’enveloppe de rupture du composite en fonction de son endommagement hydrique (+ Sain, \* Vieilli recuit) dans les plans  $(\tau_{13}, \sigma_{33})$  (a) et  $(\tau_{23}, \sigma_{33})$  (b) avec la prise en compte ou non de l’affaiblissement.

([15] et [51]). Le critère quadratique est alors dit renforcé dans le premier cas et affaibli dans le second. Il est représenté par l’équation suivante :

$$\left(\frac{\sigma_{33}}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}(1-p_{13}\sigma_{33})}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}(1-p_{23}\sigma_{33})}\right)^2 = 1 \quad (2.6)$$

Ce critère prend donc en compte à la fois le renforcement et l’affaiblissement de la contrainte de cisaillement hors-plan. En effet, il a été montré qu’une contrainte de compression augmente la capacité de transfert de charge du composite et réduit les micro-fissures qui peuvent apparaître à cause des contraintes de cisaillement. Une contrainte de traction va quant à elle augmenter les micro-fissures et réduire la résistance en cisaillement du composite [52]. Les paramètres  $p_{13}$  et  $p_{23}$  sont généralement différents et ont été identifiés à partir des points de l’enveloppe de rupture obtenus expérimentalement respectivement dans les plans  $(\tau_{13}, \sigma_{33})$  et  $(\tau_{23}, \sigma_{33})$ . Cette identification s’est faite sur le matériau à l’état sain non vieilli. Le meilleur ajustement de l’enveloppe de rupture a été obtenu pour une valeur de  $p_{13} = 1/102$  et de  $p_{23} = 1/63$  (Figure 2.36). Dans le cas présent, la résistance du matériau est diminuée en mode mixte puisque le composite est soumis à des contraintes de traction hors-plan entraînant alors un affaiblissement de sa capacité de transfert de charge. Il est intéressant de noter que le critère de rupture ainsi obtenu décrit également plutôt correctement l’enveloppe de rupture hors-plan du matériau testé à l’état vieilli recuit. Cependant, ce critère de rupture ne peut être appliqué pour le matériau à l’état vieilli humide à cause du faible nombre de données expérimentales.

## 2.5 Conclusions

La mise en place de l’enveloppe de rupture hors-plan du matériau composite étudié a permis de mettre en évidence une chute importante de la résistance hors-plan de ce matériau après un séjour prolongé en eau de mer. Cet effet du vieillissement hydrique semble de plus être

réversible, puisqu'un regain de la résistance hors-plan a été observé après un séchage partiel de l'éprouvette. La prise en compte de cette dégradation des propriétés mécaniques est alors indispensable lorsqu'un composite est utilisé de manière prolongée en milieu marin.

L'enveloppe de rupture mise en place à l'état sain et à l'état vieilli a ensuite pu être décrite par un critère de rupture quadratique modifié. Ce critère de rupture permet en effet de prendre en compte l'affaiblissement des résistances de cisaillement en présence de contraintes de traction. Néanmoins, il serait souhaitable de mener davantage d'essais pour confirmer la validité du critère de rupture étant donné le faible nombre de points expérimentaux obtenus.

## Validation de modèles pour la prédiction de l'apparition du délaminage

Le chapitre précédent a permis de mettre en place l'enveloppe de rupture hors-plan du matériau composite étudié durant la thèse. Cette enveloppe de rupture a été établie à l'état sain et après une immersion en eau de mer faisant alors apparaître une chute significative de la résistance du composite. L'étude faite durant ce deuxième chapitre a de plus permis de déterminer les résistances hors-plan du composite en mode pur selon les différents états de vieillissement testés. Ce sont ces résistances identifiées expérimentalement qui vont ensuite être utilisées comme paramètres d'entrée afin de prévoir la rupture hors-plan des composites ou des assemblages collés.

Ce troisième chapitre a pour objectif de valider les méthodes de prédiction de la rupture hors-plan à l'aide des résistances identifiées précédemment. Cette validation s'est faite sur des essais de traction sur composite  $[\pm\theta_2]_s$  faisant apparaître la rupture hors-plan par délaminage dû aux effets de bord. Cette approche est d'autant plus intéressante qu'il n'y a pas à l'heure actuelle de consensus sur la définition d'un essai de validation pour décrire le délaminage. L'objet de ce chapitre est alors de mettre en place une approche par les modèles de zone cohésive et par le critère couplé, méthodes présentées dans le chapitre précédent, afin de valider les méthodes de prédiction d'apparition de la rupture hors-plan sur les essais choisis. Cette étude se fera sur le T800/M21 qui est un matériau composite aérospatial à fibres longues et à matrice époxyde. Dans un premier temps, une étude paramétrique a été réalisée pour les deux approches afin notamment de connaître l'influence de la résistance et de la ténacité du matériau sur sa tenue hors-plan. Une fois cette étape terminée, les modèles de zone cohésive et le critère couplé seront appliqués et comparés à des résultats expérimentaux afin de valider la description de la rupture hors-plan par effets de bord sur les  $[\pm\theta_2]_s$ .

Sommaire

---

<b>3.1</b>	<b>Modèles de prédiction d'apparition du délaminage . . . . .</b>	<b>75</b>
3.1.1	Mise en place d'un modèle élémentaire . . . . .	75
3.1.1.1	Modèle complet . . . . .	75
3.1.1.2	Modèle élémentaire . . . . .	76
3.1.1.3	Validation du modèle élémentaire . . . . .	77
3.1.2	Modèle de zone cohésive . . . . .	78
3.1.2.1	Étude paramétrique . . . . .	78
3.1.2.1.1	Raideur initiale . . . . .	78
3.1.2.1.2	Résistance . . . . .	80
3.1.2.1.3	Ténacité . . . . .	82
3.1.2.1.4	Loi d'endommagement . . . . .	83
3.1.2.1.5	Viscosité . . . . .	83
3.1.2.2	Conclusion sur les modèles de zone cohésive . . . . .	84
3.1.3	Application du critère couplé . . . . .	85
3.1.3.1	Étude paramétrique . . . . .	85
3.1.3.1.1	Modélisation . . . . .	86
3.1.3.1.2	Application du critère couplé . . . . .	87
3.1.3.1.3	Résistance et ténacité . . . . .	89
3.1.4	Conclusions sur l'application du critère couplé . . . . .	90
<b>3.2</b>	<b>Validation des modèles . . . . .</b>	<b>90</b>
3.2.1	Campagne expérimentale . . . . .	90
3.2.2	Résultats expérimentaux . . . . .	91
3.2.3	Modèles de zone cohésive . . . . .	92
3.2.3.1	Modélisation et maillage . . . . .	92
3.2.3.2	Prédiction d'apparition du délaminage . . . . .	93
3.2.4	Critère couplé . . . . .	96
3.2.5	Discussion . . . . .	97
<b>3.3</b>	<b>Conclusions . . . . .</b>	<b>98</b>

---

### 3.1 Modèles de prédiction d'apparition du délaminage

Comme mentionné dans le premier chapitre, les deux méthodes de prédiction d'apparition de la rupture hors-plan s'appuient chacune d'entre elles sur un modèle éléments finis. Ce modèle a été réalisé avec le logiciel de calcul éléments finis Abaqus développé par Dassault Systèmes. Avant de réaliser l'étude paramétrique sur les modèles de zone cohésive et le critère couplé, le modèle éléments finis a été réduit au maximum afin d'avoir le maillage le plus léger possible. Ce modèle a alors été validé en comparant les champs de contraintes hors-plan du modèle complet et du modèle réduit. Cette validation s'est faite en simulant des essais de traction sur éprouvettes composites  $[\pm\theta_2]_s$  faisant rompre le matériau par délaminage dû à la présence de concentrations de contraintes en bord d'éprouvette.

#### 3.1.1 Mise en place d'un modèle élémentaire

Dans un premier temps, un modèle simplifié a été mis en place dans le but d'obtenir un modèle plus simple, plus léger et moins gourmand du point de vue des temps de calcul. L'idée a alors été de comparer les champs de contraintes donnés par le modèle complet et ceux du modèle simplifié pour valider ce dernier. Cette validation a été menée sur cinq configurations de stratifiés :  $[\pm 10_2]_s$ ,  $[\pm 20_2]_s$ ,  $[\pm 30_2]_s$ ,  $[\pm 40_2]_s$  et  $[\pm 45_2]_s$ . Les angles ont été choisis de façon à valider du mieux possible le modèle élémentaire. Le matériau choisi pour cette étape a été le G947/M21 dont les propriétés élastiques peuvent être vues dans le Tableau 3.1 ci-après.

$E_{11}$ (GPa)	$E_{22}$ (GPa)	$E_{33}$ (GPa)	$G_{12}$ (GPa)	$G_{13}$ (GPa)	$G_{23}$ (GPa)	$\nu_{12}$	$\nu_{13}$	$\nu_{23}$
97.6	8	8	3.1	3.1	2.7	0.37	0.37	0.4

Tableau 3.1 – Propriétés élastiques du matériau composite G947/M21.

##### 3.1.1.1 Modèle complet

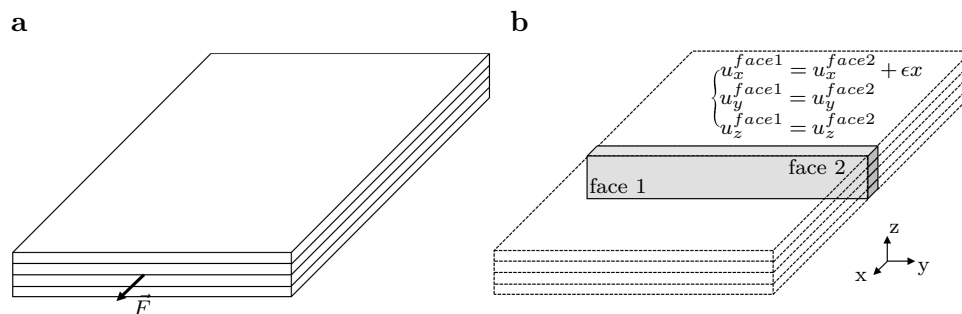


FIGURE 3.1 – Comparaison de la géométrie et des conditions limites entre les modèles (a) complet et (b) élémentaire.

Le modèle complet ne représente que la moitié du stratifié en tenant compte de la symétrie de l'empilement pour des raisons évidentes de coût de calcul. Le composite est modélisé avec des éléments 3D, avec une longueur totale de 200 mm, une largeur de 20 mm et une épaisseur de 0,4 mm.



La face arrière est bloquée suivant la direction  $x$  de la Figure 3.1 et un déplacement nul est imposé à un nœud extrémal suivant  $y$ . Aucun nœud ne sera bloqué suivant  $z$ , car cette condition sera par la suite prise en compte par la symétrie du stratifié suivant  $z$ . Ces conditions limites permettent de bloquer le composite et ainsi d'éviter tout mouvement de corps rigide. Pour finir, un point de référence est associé à la face avant du composite. Afin de simuler un essai de traction, le déplacement est imposé sur la face avant selon l'axe  $x$  comme montré sur la Figure 3.1 (a).

La partie la plus délicate du modèle est le maillage. En effet, voulant mettre en avant les effets de bord, il faut mettre en place un maillage suffisamment fin pour faire apparaître le gradient de contrainte. Le maillage final choisi est le suivant : dix éléments ont tout d'abord été mis dans la longueur du composite. Sur les faces avant et arrière situées dans le plan  $YZ$ , les éléments ont une taille de maille variant d'un micromètre aux bords à un millimètre au milieu des faces. Pour finir, l'interface entre les plis a été maillée finement de façon dégressive avec cinquante éléments dans l'épaisseur des plis. Les éléments de maillage sont des hexaèdres à huit nœuds avec intégration réduite (un seul point de Gauss au lieu de huit) pour réduire les temps de calcul.

### 3.1.1.2 Modèle élémentaire

Le modèle simplifié, appelé modèle élémentaire, a une géométrie différente de celle du modèle précédent. En effet, seule une portion du composite complet est représenté, de même largeur et de même épaisseur que celui-ci, mais d'une longueur unitaire (1 mm). Ce modèle élémentaire ne prend pas en compte la symétrie du drapage dans l'épaisseur. La totalité des huit plis est donc modélisée.

Pour ce modèle élémentaire, les conditions aux limites sont appliquées par l'intermédiaire de relations entre les déplacements des nœuds de la face avant et ceux de la face arrière. Ces conditions sont écrites de la façon suivante,  $x$  correspondant à la direction de traction imposée par un script Python :

$$\begin{cases} u_x^{face1} = u_x^{face2} + \varepsilon x \\ u_y^{face1} = u_y^{face2} \\ u_z^{face1} = u_z^{face2} \end{cases} \quad (3.1)$$

À cause de ces conditions aux limites, il n'est plus possible d'utiliser la symétrie suivant l'épaisseur comme ce fut le cas avec le modèle complet. Ce script permet de créer autant de relations qu'il y a de nœuds sur la face sollicitée. Le code en question va appliquer un déplacement relatif entre la face avant (nommée face1 dans le code) et la face arrière (face2) comme illustré sur la Figure 3.1. La déformation est appliquée via un déplacement imposé sur un point de référence (nommé eqn\_rp) associé à la face avant. Les autres conditions aux limites sont prises en charge par le code qui relie chaque déplacement des nœuds de la face1 aux déplacements des nœuds correspondant à la face2. Dans ce modèle il n'y a donc pas d'encastrement sur la face

arrière du modèle. L'utilisation d'un tel script est nécessaire pour simuler l'essai de traction de la même manière que sur le modèle 3D complet. En effet, en appliquant les conditions limites appliquées sur le modèle 3D complet sur le modèle 3D élémentaire, la réponse du modèle devient alors aberrante.

Le maillage est sensiblement le même que pour le modèle complet. Des éléments d'une taille variant d'un micromètre aux bords à un millimètre au centre du stratifié ont été choisis. Chaque pli compte 50 éléments dans l'épaisseur afin de bien mettre en évidence les contraintes hors-plan dues aux effets de bord. Il y a trois éléments dans la largeur du composite afin d'avoir accès aux contraintes hors-plan assez loin des bords, les résultats pouvant être faussés sur ces derniers.

### 3.1.1.3 Validation du modèle élémentaire

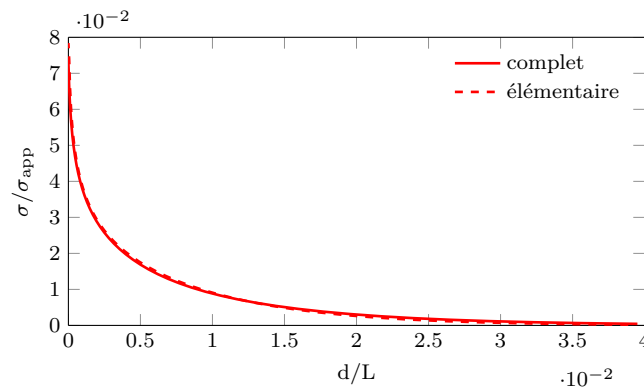


FIGURE 3.2 – Comparaison du champ de contraintes  $\tau_{23}$  normé par la contrainte en zone courante  $\sigma_{app}$  du modèle complet et élémentaire en fonction de la distance  $d$  normée par la largeur  $L$  de l'éprouvette.

Afin de pouvoir comparer les deux modélisations mises en place, il est nécessaire de normer les contraintes hors-plan pour avoir un chargement équivalent entre les deux modèles, puisque les déplacements imposés ne sont pas identiques (20 mm dans le cas du modèle complet, 0.5 mm pour le modèle élémentaire). Pour cela, il faut alors calculer la contrainte en zone courante, qui correspond à l'effort de traction divisé par la surface contrainte lors de chaque simulation. Cette contrainte s'obtient en prenant la force de réaction obtenue sur le point de référence lors de la simulation et en la divisant par la surface de la face sur laquelle s'applique cette force. Il reste alors à diviser les contraintes hors-plan par cette nouvelle contrainte. Pour finir, il apparaît clairement que les deux modèles sont équivalents (voir Figure 3.2). Seule l'évolution des contraintes  $\tau_{23}$  y est représentée, mais des résultats identiques ont été obtenus avec les autres contraintes hors-plan.

Dans la suite de cette étude, un modèle élémentaire sera donc utilisé à la place du modèle complet pour réduire les temps de calcul et également simplifier la modélisation des essais de traction.

### 3.1.2 Modèle de zone cohésive

Comme présenté dans le premier chapitre, les modèles de zone cohésive permettent à la fois de prédire l’amorçage et la propagation de la rupture hors-plan au sein d’un matériau composite ou d’un assemblage collé en se basant sur la mécanique de l’endommagement. Cependant avant de pouvoir utiliser ces modèles il convient tout d’abord de faire une étude sur les nombreux paramètres qui entrent en jeu lors de la mise en place d’un modèle éléments finis qui s’appuie sur les zones cohésives pour décrire l’endommagement progressif de l’interface des plis.

#### 3.1.2.1 Étude paramétrique

Dans les paragraphes qui suivent, l’ensemble des paramètres utilisés pour l’élaboration d’un modèle de zone cohésive et présenté dans le premier chapitre sera étudié afin de voir l’influence de chacun d’entre eux sur l’évolution de l’endommagement au sein d’un matériau composite. Le matériau choisi pour cette étude est le T800/M21 à fibres de carbone et à matrice époxyde. Les propriétés élastiques de ce matériau sont données dans le Tableau 3.2 ci-après.

$E_{11}$ (GPa)	$E_{22}$ (GPa)	$E_{33}$ (GPa)	$G_{12}$ (GPa)	$G_{13}$ (GPa)	$G_{23}$ (GPa)	$\nu_{12}$	$\nu_{13}$	$\nu_{23}$
130	8	8	4	4	4	0.31	0.31	0.45

Tableau 3.2 – Propriétés élastiques du matériau composite T800/M21.

Les résistances et les ténacités du matériau sont enfin données dans le Tableau 3.3. Ces propriétés matériau permettent de définir respectivement un critère d’amorçage et de propagation de la rupture comme décrit dans le premier chapitre.

$Z_t$ (MPa)	$S_{13}$ (MPa)	$S_{23}$ (MPa)	$G_{Ic}$ (N/mm)	$G_{IIc}$ (N/mm)	$G_{IIIc}$ (N/mm)
46	75	75	0.24	0.74	0.74

Tableau 3.3 – Résistances et ténacités hors-plan du T800/M21

La dimension des éprouvettes de traction est de 25 mm de largeur pour 250 mm de longueur et une épaisseur de 1.47 mm. L’étude paramétrique s’est faite sur un empilement  $[\pm 10_2]_s$ .

##### 3.1.2.1.1 Raideur initiale

Les éléments cohésifs sont associés à une raideur initiale qui est appelée raideur de pénalisation. Cette raideur est notée  $K_p$  et s’exprime en  $N/mm^3$ . Elle relie les contraintes de l’interface aux sauts de déplacements qui y sont liés. Comme mentionné précédemment, la valeur associée à cette raideur doit être choisie de telle sorte à ne pas changer le comportement du composite. Elle doit donc être suffisamment élevée pour rendre compte de la cohésion entre les plis du composite et suffisamment faible pour éviter les problèmes numériques lors de la simulation de l’apparition du délaminage.

Plusieurs études ont été menées précédemment afin de déterminer la valeur à associer à la raideur  $K_p$  des éléments cohésifs. Camanho a notamment montré que le délaminage des matériaux composites à matrice époxyde était correctement prédit avec une valeur de  $10^6$  N/mm [36]. Turon a quant à lui trouvé une valeur de rigidité comprise entre  $10^5$  et  $5.10^6$  N/mm<sup>3</sup> pour une épaisseur de pli comprise entre 0.125 mm et 5 mm [53]. Ces valeurs se rapprochent de celles obtenues par Zou, à savoir un  $K_p$  qui varie entre  $4,5.10^5$  et  $4,5.10^8$  N/mm<sup>3</sup> [38].

Pour valider ces résultats, plusieurs simulations ont été menées afin de voir l'influence du paramètre  $K_p$  sur l'apparition du délaminage dans le cas d'un essai de traction sur éprouvettes  $\pm\theta$ . La loi de zone cohésive a alors été tracée pour différentes valeurs de  $K_p$  sur le premier élément de l'interface qui voit sa variable d'endommagement  $D$  atteindre la valeur de 1, ce qui correspond alors à l'apparition du délaminage. Pour rappel, la loi de zone cohésive correspond à l'évolution de la contrainte interfaciale en fonction du saut de déplacement  $\delta$  des nœuds de l'élément endommagé. Pour cette étude, la loi adoucissante est linéaire, mais les remarques qui vont être faites par la suite s'appliquent aussi dans le cas d'une loi adoucissante exponentielle. La Figure 3.3 montre l'évolution de la loi de zone cohésive en fonction de la raideur de pénalisation  $K_p$  choisie. La contrainte interfaciale correspond dans ce cas d'étude à la contrainte en mode III, la rupture se produisant en mode III quasi pur.

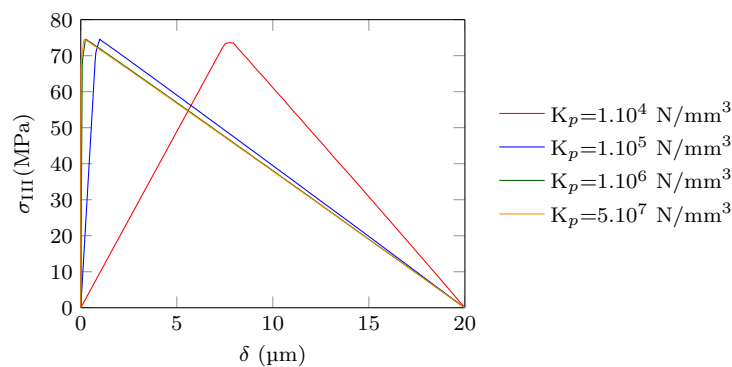


FIGURE 3.3 – Évolution de la loi de zone cohésive en fonction de la raideur initiale des éléments cohésifs.

La première remarque qui peut être faite est que la raideur des éléments cohésifs n'a pas d'influence sur le saut de déplacement final. Autrement dit, elle n'a pas d'effet sur la force à rupture obtenue puisque celle-ci est dépendante du saut de déplacement. Par contre, la forme de la loi de zone cohésive évolue avec la raideur puisqu'elle correspond à la pente initiale de la loi. Plus la raideur des éléments cohésifs est élevée, plus cette pente sera importante et donc plus la résistance interfaciale sera atteinte rapidement. C'est donc l'amorçage de l'endommagement des éléments de l'interface qui va intervenir plus ou moins tôt selon la valeur de  $K_p$  choisie, mais la rupture finale sera atteinte pour un même effort donné, peu importe cette valeur.

Finalement, le choix de la valeur de  $K_p$  se fera sur le temps de calcul puisqu'elle ne change pas la force à rupture obtenue. Pour chaque valeur testée, le temps de simulation a ainsi été relevé et est résumé dans le Tableau 3.4 ci-après. Chaque calcul a été fait dans les mêmes conditions et sur la même machine de calcul. Les données recueillies montrent que plus la raideur de pénalisation

augmente, plus le temps de calcul est important avec notamment une augmentation de 37 % entre  $10^4 \text{ N/mm}^3$  et  $10^7 \text{ N/mm}^3$ . La tendance observée est donc la même que celle donnée dans les publications citées précédemment, à savoir qu'une trop grande valeur de  $K_p$  va entraîner un risque accru de rencontrer des problèmes numériques et donc augmenter le temps de calcul. Pour la suite de cette étude, la raideur des éléments cohésifs sera donc prise égale à  $10^4 \text{ N/mm}^3$  afin de minimiser le temps de calcul lors de la simulation des essais de traction. Il est à noter qu'une valeur inférieure ne peut être associée à la raideur des éléments cohésifs puisque dans ce cas le critère d'amorçage de l'endommagement, qui correspond à la valeur maximale observée sur la loi de zone cohésive, sera atteint pour un saut de déplacement  $\delta$  supérieur au saut de déplacement final  $\delta_f$ , ce qui n'a physiquement aucun sens.

$K_p(\text{N/mm}^3)$	$10^4$	$10^5$	$5.10^5$	$10^6$	$5.10^6$	$10^7$
<b>Temps (h)</b>	2.15	2.43	2.53	2.83	2.88	2.95

Tableau 3.4 – Évolution du temps de calcul en fonction de la raideur  $K_p$  des éléments cohésifs.

### 3.1.2.1.2 Résistance

Comme mentionnée dans la partie précédente, la résistance du composite va avoir une influence sur la forme de la loi cohésive. Pour mieux connaître son effet sur l'apparition du délaminage, une étude a été faite en faisant varier la résistance du composite de 10 MPa à 100 MPa et en gardant la valeur des ténacités données dans le Tableau 3.3. La loi de zone cohésive a alors été tracée dans chaque cas avec une loi adoucissante linéaire (Figure 3.4).

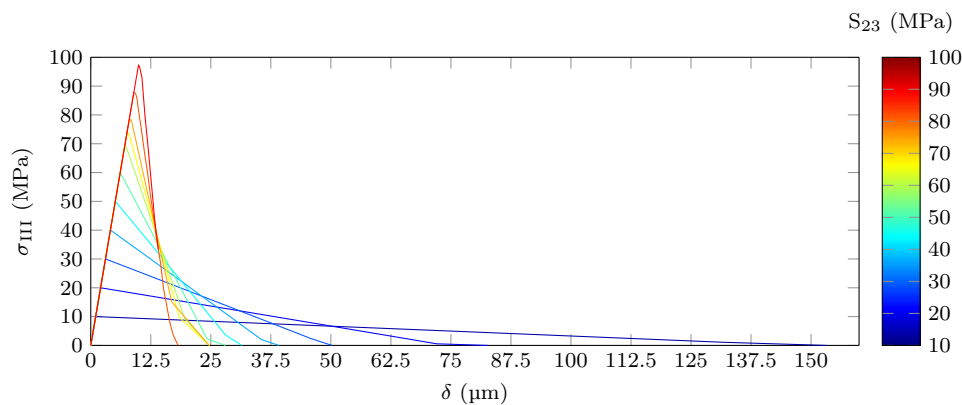


FIGURE 3.4 – Évolution de la loi de zone cohésive avec une loi adoucissante (a) linéaire et (b) exponentielle en fonction de la résistance  $S_{23}$ .

La première information qui peut être extraite de cette figure est que la valeur maximale de la contrainte interlaminaire, qui correspond au maximum observé sur la loi de zone cohésive, est quasiment égale à la résistance  $S_{23}$  du composite, ce qui confirme le fait que la rupture du composite par délaminage se produit selon un mode III quasi pur. En effet, le sommet de la courbe correspond à l'amorçage de l'endommagement et est caractérisé par un critère d'amorçage en contraintes. En mode quasi pur, ce point est donc atteint lorsque la contrainte à l'interface

est égale à la résistance du mode de sollicitation. Il est aussi à noter que la forme du critère d'amorçage utilisé n'a aucune influence ici dans le cas d'une sollicitation quasi pure comme illustrée sur la Figure 3.5. Qu'il soit quadratique ou maximum, le critère d'amorçage est alors atteint pour un même saut de déplacement  $\delta_0$ .

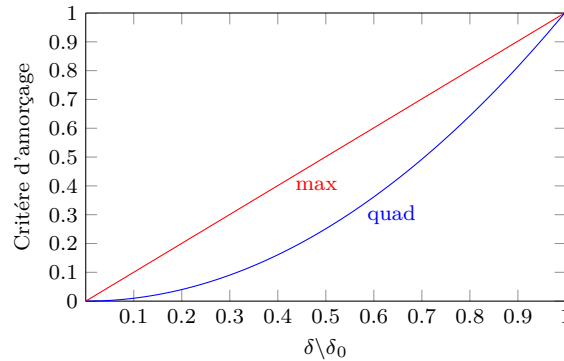


FIGURE 3.5 – Comparaison des critères d'amorçage de l'endommagement.

Ensuite, plus la résistance du matériau est faible, plus la loi va avoir tendance à s'aplatir et donc plus le saut de déplacement final à rupture  $\delta_f$  sera grand. Pour comprendre ce phénomène, il convient de rappeler que l'aire sous la courbe représente le taux de restitution d'énergie critique  $G_c$  qui est égal à la ténacité en mode III dans ce cas. Peu importe la résistance du matériau, la valeur de la ténacité reste la même ce qui oblige alors à atteindre un déplacement plus important pour conserver la même aire sous la courbe.

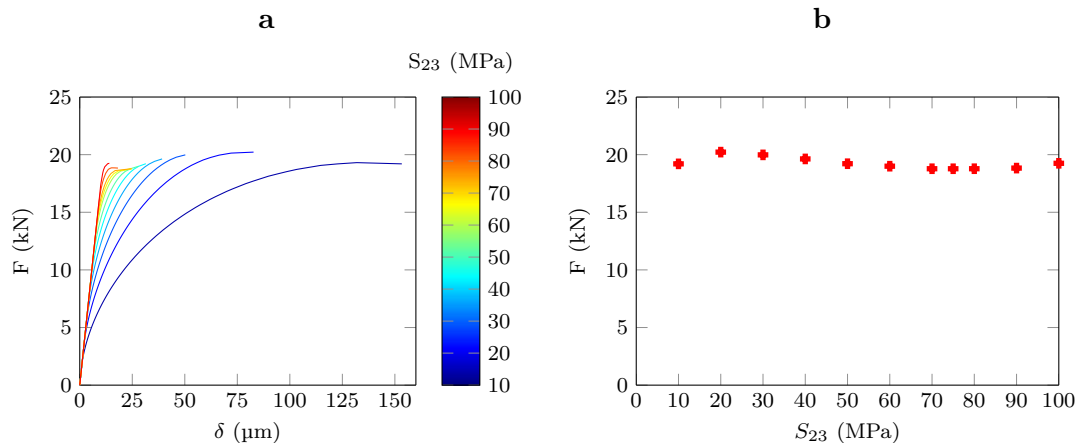


FIGURE 3.6 – Évolution (a) de la courbe force/déplacement avec une loi adoucissante linéaire et (b) de la force à rupture en fonction de la résistance  $S_{23}$ .

La dernière remarque intéressante concerne l'évolution de l'effort à rupture obtenu en fonction de la résistance du matériau. Cette force à rupture correspond à l'effort appliqué sur l'éprouvette de traction lorsque le premier élément de l'interface est totalement endommagé. La courbe force/saut de déplacement a ensuite été relevée pour chaque valeur de la résistance testée. Les données ainsi obtenues sont résumées sur la Figure 3.6 (a). Le dernier point de la courbe tracée correspond alors à la force à la rupture. Les différentes forces à rupture ont ensuite été reportées

sur la Figure 3.6 (b). Il apparaît alors clairement que la force à rupture ne varie que peu voire pas en fonction de la résistance du matériau ce qui n'est pas intuitif au premier abord. En effet, pour une résistance variant de 10 MPa à 100 MPa par pas de 10 MPa, l'effort à rupture reste environ égal à 20 kN comme illustré sur la Figure 3.6 (b).

### 3.1.2.1.3 Ténacité

Comme annoncée dans la section précédente, l'aire sous la courbe représentative de la loi de zone cohésive correspond à la ténacité  $G_{IIIc}$ . Il est alors intéressant de faire varier cette ténacité pour voir son effet sur la loi de zone cohésive et également sur la force à rupture obtenue. Les valeurs comprises entre 0.3 N/mm et 1 N/mm par pas de 0.1 N/mm ont ainsi été testées pour une résistance hors-plan égale à 75 MPa telle que donnée dans le Tableau 3.3. La loi de zone cohésive obtenue pour chacun des cas est représentée sur la Figure 3.7 en fonction de la ténacité du matériau.

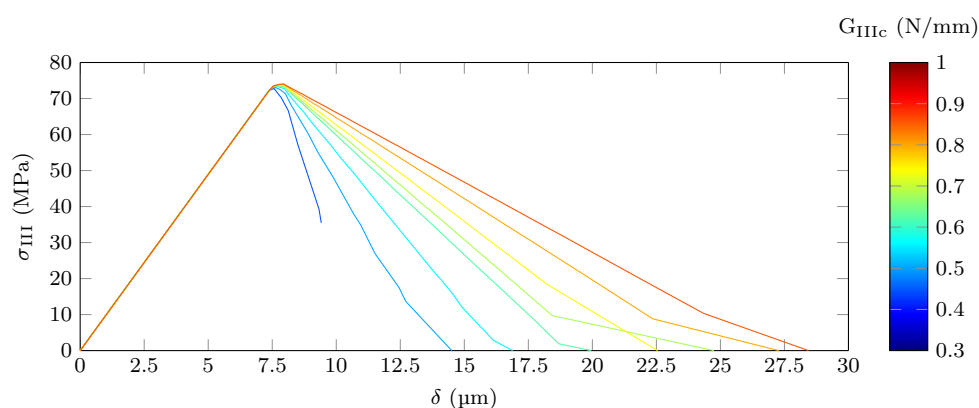


FIGURE 3.7 – Évolution de la loi de zone cohésive avec une loi adoucissante linéaire en fonction de la ténacité  $G_{IIIc}$ .

De façon logique, plus la ténacité est élevée et plus le saut de déplacement final  $\delta_f$  est important. En effet pour une raideur  $K_p$  et une résistance  $S_{23}$  données, le seul moyen d'augmenter la ténacité et donc l'aire sous la courbe est d'accroître le saut de déplacement à la rupture. Par ailleurs, plus la valeur de la ténacité est faible, plus les problèmes numériques sont importants avec une solution numérique qui a de plus en plus de mal à converger comme illustré sur la Figure 3.7. Cela s'explique simplement puisque pour de faibles valeurs de la ténacité, le saut de déplacement final  $\delta_f$  s'approche du saut de déplacement à l'amorçage  $\delta_0$ . La représentation numérique commence alors à perdre son sens physique lorsque  $\delta_0 \approx \delta_f$ .

Contrairement à ce qui a été observé précédemment, il apparaît ici que la ténacité a un impact important sur la force à rupture comme montré sur la Figure 3.8. En effet, plus la ténacité est importante, plus l'effort à rupture est grand. L'identification de cette ténacité est donc primordiale puisque la force à rupture augmente de 66 % lorsque  $G_{IIIc}$  passe de 0.3 N/mm à 1 N/mm. En traçant l'évolution de cette force en fonction de la ténacité, il est de plus remarquable de noter que cette évolution est linéaire comme illustré sur la Figure 3.8 (b).

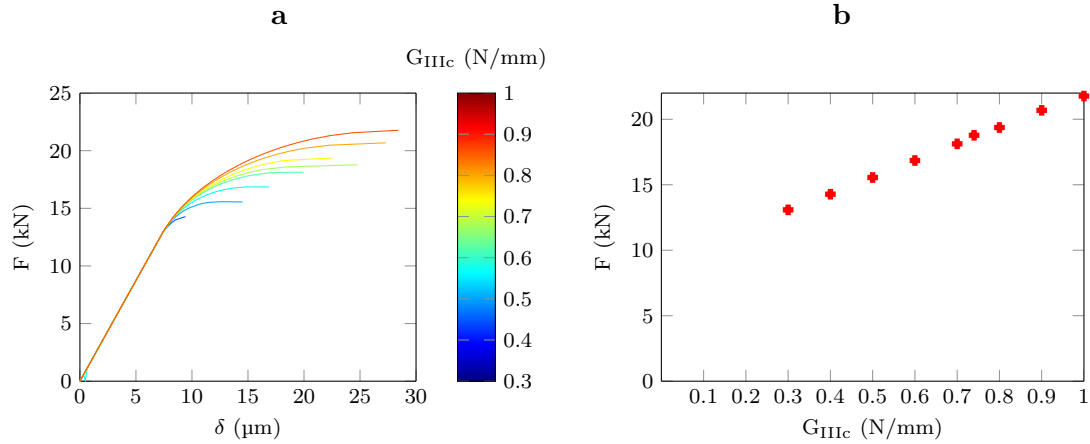


FIGURE 3.8 – Évolution (a) de la courbe force/déplacement avec une loi adoucissante linéaire et (b) de la force à rupture en fonction de la ténacité  $G_{IIIc}$ .

#### 3.1.2.1.4 Loi d'endommagement

L'étude paramétrique a été faite jusqu'à présent en considérant une loi adoucissante linéaire conduisant alors à une loi d'endommagement bilinéaire. Cependant, plusieurs formes de loi sont possibles comme expliquées dans le chapitre bibliographique. Il est alors intéressant de voir l'influence de la loi adoucissante sur la force à rupture obtenue. Deux types de lois adoucissantes ont alors été étudiés : une loi linéaire qui a été utilisée jusqu'à présent et une loi exponentielle. Pour cette étude, les paramètres matériau  $K_p$ ,  $G_{IIIc}$  et  $S_{23}$  ont été fixés et ont comme valeurs respectives  $10^4 \text{ N/mm}^3$ ,  $0.74 \text{ N/mm}$  et  $75 \text{ MPa}$ .

Pour chaque type de loi adoucissante, la loi de zone cohésive a ensuite été tracée comme illustré sur la Figure 3.9. L'évolution du taux de restitution d'énergie élastique de déformation  $G$  durant la simulation a aussi été représentée sur la même figure. À l'aide de ces données extraites du modèle éléments finis, plusieurs conclusions peuvent être faites. Tout d'abord, pour une même sollicitation donnée, le saut de déplacement final  $\delta_f$  est plus important dans le cas d'une loi adoucissante exponentielle. Cela s'explique par le fait que la dissipation de l'énergie élastique de déformation, qui est la même peu importe la loi adoucissante choisie, se fait plus rapidement avec une loi adoucissante linéaire. Comme montré précédemment, à paramètres matériau fixés, le saut de déplacement à la rupture est directement lié à la force à rupture du matériau. Cela signifie donc que plus  $\delta_f$  est important, plus l'effort à rupture sera grand. Le choix de la loi adoucissante va alors avoir un impact sur cet effort, puisque pour une loi adoucissante exponentielle le saut de déplacement final  $\delta_f$ , et donc l'effort à rupture, est plus important que dans le cas d'une loi adoucissante linéaire. Ce point sera discuté plus amplement dans la suite de ce chapitre.

#### 3.1.2.1.5 Viscosité

Pour certains couples de paramètres choisis, la dégradation de la raideur de pénalisation  $K_p$  peut conduire à de grandes difficultés de convergence, notamment lorsque  $K_p$  a une valeur importante comme mentionnée dans la section 3.1.2.1.1. Afin de réduire ces problèmes de conver-



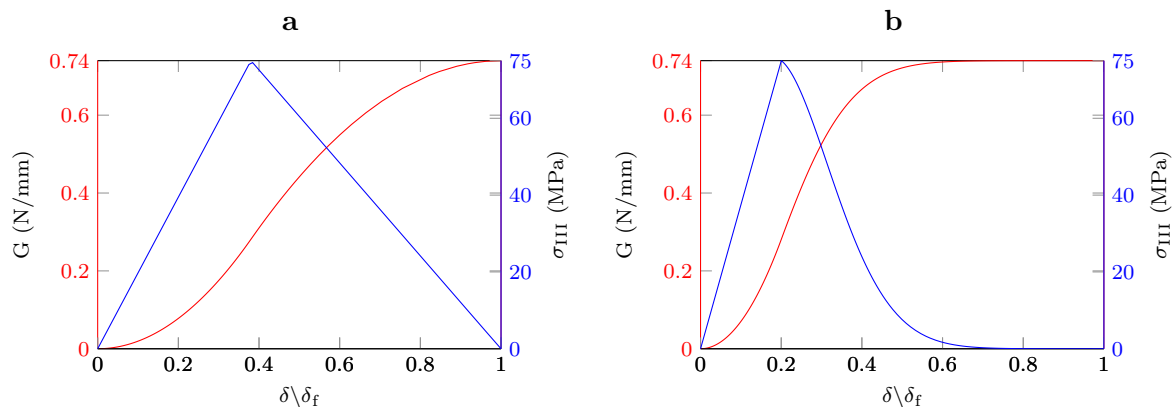


FIGURE 3.9 – Évolution du taux de restitution d'énergie avec une loi adoucissante (a) linéaire et (b) exponentielle.

gence, il est possible d'ajouter de la viscosité  $\eta$  dans la loi d'endommagement. Cette variable  $\eta$  correspond au temps de relaxation du système visqueux. Il est généralement conseillé de choisir une valeur de  $\eta$  qui est petite par rapport aux incréments de temps afin d'améliorer le taux de convergence durant le calcul sans modifier les résultats obtenus. Pour résumer, il faut alors avoir le rapport  $t/\eta$  qui tend vers l'infini avec  $t$  l'incrément de temps [54].

Pour connaître la valeur de la viscosité à implémenter dans le modèle en cas de problèmes de convergence, plusieurs valeurs de  $\eta$  ont été testées. À chaque fois, la loi de zone cohésive a ensuite été établie puis comparée à celle obtenue sans viscosité. La valeur de  $\eta$  maximale à retenir est alors celle qui conduit à la même loi d'endommagement que celle obtenue sans viscosité. Dans ce cas d'étude, elle doit être au maximum égale à  $10^{-5}$  s.

Pour être sûr que l'introduction de viscosité artificielle dans le modèle éléments finis ne changera pas les données de sortie comme l'effort à rupture, il convient également de vérifier que la part d'énergie de déformation élastique artificielle reste largement inférieure à l'énergie de déformation réelle. L'évolution de ces deux énergies a alors été représentée sur la Figure 3.10 afin de vérifier cette hypothèse. À la fin de la simulation, l'énergie de déformation réelle atteint une valeur de 84.8 mJ pour une énergie de déformation artificielle égale à  $2,97 \cdot 10^{-6}$  mJ, ce qui confirme donc que l'introduction de viscosité artificielle ne va pas modifier les résultats numériques (Figure 3.10).

### 3.1.2.2 Conclusion sur les modèles de zone cohésive

L'étude paramétrique menée sur les modèles de zone cohésive a permis de tirer plusieurs conclusions :

- 1 - La détermination de la tenue au délaminage à l'aide des modèles de zone cohésive dépend de nombreux paramètres tels qu'un critère d'amorçage, un critère de propagation ou encore une loi adoucissante.

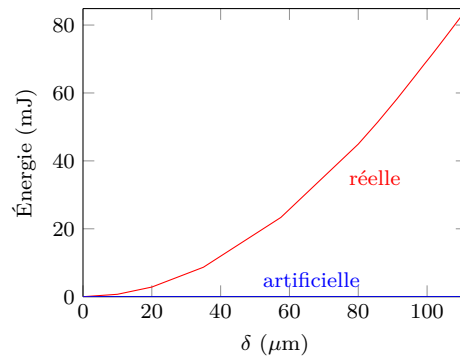


FIGURE 3.10 – Évolution des énergies de déformation élastique en fonction du déplacement relatif des nœuds du premier élément endommagé.

- 2 - Une faible raideur  $K_p$  des éléments cohésifs permet de diminuer les problèmes de convergence numérique. Par la suite, sauf mention contraire, tous les modèles de zone cohésive auront une raideur de pénalisation égale à  $10^4$  N/mm<sup>3</sup>.
- 3 - La résistance interlaminaire du matériau composite n'a que peu d'influence sur la force à rupture obtenue lors de l'apparition du délaminage.
- 4 - La ténacité interlaminaire du matériau composite a une forte influence sur la force à rupture obtenue lors de l'apparition du délaminage. Cette dernière évolue linéairement en fonction du taux de restitution d'énergie critique  $G_c$ . Il est donc important d'identifier expérimentalement les ténacités hors-plan pour prédire correctement le délaminage des composites à l'aide des modèles de zone cohésive.
- 5 - La forme de la loi adoucissante a également une influence sur l'effort à rupture obtenu, car l'aire sous la courbe représentative de la loi de zone cohésive, qui correspond au taux de restitution de l'énergie élastique de déformation, doit être la même, quelle que soit la loi d'endommagement.

### 3.1.3 Application du critère couplé

De la même façon que l'étude paramétrique réalisée sur les paramètres des modèles de zone cohésive, il est nécessaire de réaliser une étude similaire sur les paramètres qui entrent en jeu lors de l'application du critère couplé.

#### 3.1.3.1 Étude paramétrique

Dans le cas de la prédiction du délaminage à l'aide du critère couplé, seul deux paramètres sont à prendre compte : la résistance et la ténacité selon le mode de rupture privilégié, donc selon le mode de cisaillement hors-plan transverse ou mode III. Cette étude s'est faite sur le matériau dont l'enveloppe de rupture hors-plan a été établie dans le chapitre 2. L'essai simulé est ici encore un essai de traction sur une éprouvette composite  $[10_2, -10_2]_s$  ayant pour but de faire rompre le composite par délaminage.

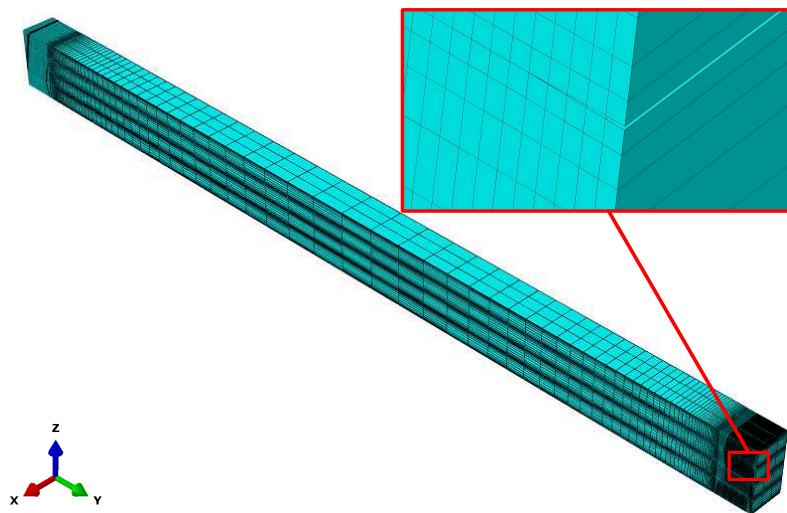


FIGURE 3.11 – Géométrie et maillage du modèle élémentaire avec insertion de fissures pour application du critère couplé

### 3.1.3.1.1 Modélisation

La modélisation mise en place pour cette étude paramétrique s'appuie une nouvelle fois sur le modèle élémentaire présenté dans la section 3.1.1. L'étude s'est donc faite sur un stratifié de 8 plis d'une épaisseur totale de 1.7 mm pour une largeur de 25 mm. La longueur est évidemment unitaire par définition du modèle élémentaire.

Afin de prendre en compte les gradients de contraintes en bord d'éprouvette, six éléments ont été mis dans l'épaisseur de chaque pli avec un raffinement du maillage près des interfaces. Sur la longueur, le maillage est régulier sur une distance de 1 mm avec des éléments d'une taille de 10  $\mu\text{m}$ . Le chargement appliqué correspond à un déplacement imposé sur la face 1 (Figure 3.1).

La prochaine étape de la modélisation consiste à intégrer des fissures de différentes tailles à l'interface  $\pm\theta$  qui a été identifiée expérimentalement comme le lieu d'apparition du délaminage. Ces modèles fissurés permettront de calculer les taux de restitution d'énergie incrémentaux  $G_{\text{inc}}(a)$  pour chaque longueur de fissures  $a$  et aussi de pouvoir appliquer le critère couplé qui permet d'avoir accès à la longueur critique d'amorçage comme expliqué dans le chapitre 1. En effet ces  $G_{\text{inc}}(a)$  s'obtiennent à partir de l'énergie élastique libérée lors de la traction sur des stratifiés pré-entaillés et permettent alors de déterminer le coefficient adimensionnel  $\bar{A}(a)$  nécessaire à l'application du critère couplé. En faisant l'hypothèse que l'endommagement se fait de façon symétrique en bord d'éprouvette, deux fissures ont été insérées aux interfaces  $\pm\theta$ . La géométrie et le maillage du modèle sont représentés sur la Figure 3.11. Le déplacement imposé se fait suivant la direction  $x$ .

Neuf cas de profondeur de fissures seront traités afin d'avoir un nombre suffisant de valeurs de  $G_{\text{inc}}(a)$  pour pouvoir appliquer le critère couplé : 10, 20, 30, 40, 50, 100, 250, 500 et 1000  $\mu\text{m}$ . Au total, il y a donc dix modèles mis en place pour l'application du critère couplé (un sans fissure et neuf avec fissures).

La largeur des fissures insérées dans le modèle a été prise égale à deux microns. La fissure sera triangulaire pour pouvoir appliquer le script Python présenté précédemment (voir équation 3.1). En effet, le code recherche automatiquement les nœuds de la face 1 en vis-à-vis de la face 2. Dans le cas d'une fissure rectangulaire, initialement pour un nœud de la face 1 correspondraient deux nœuds de la face 2 (l'un appartenant au pli supérieur, l'autre au pli inférieur) puisque la fissure à l'état initial aurait la forme d'un rectangle dégénéré. A contrario, ce problème ne se pose plus avec une fissure triangulaire. Les différents modèles étant maintenant définis, il reste maintenant à calculer les taux de restitution d'énergie incrémentaux.

### 3.1.3.1.2 Application du critère couplé

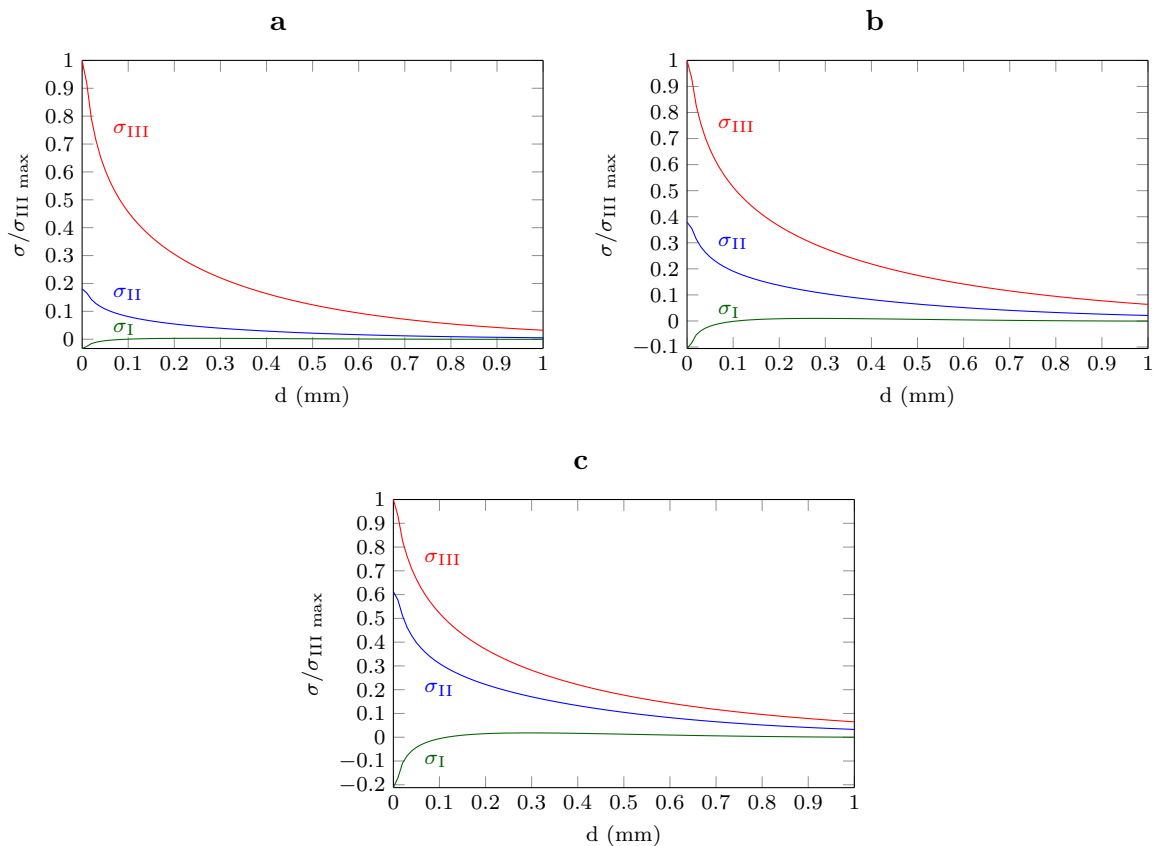


FIGURE 3.12 – Évolution des contraintes hors-plan des différents modes de rupture le long de l'interface  $\pm\theta$  en fonction des empilements testés : (a)  $[\pm 10_2]_s$ , (b)  $[\pm 20_2]_s$  et (c)  $[\pm 30_2]_s$ .

Avant de calculer ces taux de restitution d'énergie, la première étape pour pouvoir appliquer le critère couplé consiste à déterminer la contrainte hors-plan prépondérante à l'interface  $\pm\theta$ , lieu d'apparition du délaminage. En utilisant le modèle élémentaire mis en place, les contraintes en bord d'éprouvette ont alors été tracées telles que représentées sur la Figure 3.12. Les résultats obtenus montrent une contrainte de cisaillement transverse de mode III  $\sigma_{III}$  dominante à l'interface  $\pm\theta$  et une contrainte normale de mode I  $\sigma_I$  légèrement négative près du bord. Le délaminage est alors dû à l'augmentation des contraintes de cisaillement hors-plan interlaminaires. Cependant plus l'orientation des plis est importante, plus la part des autres modes de rupture devient non négligeable avec un rapport  $\sigma_{II}/\sigma_{III}$  qui grandit avec l'angle  $\theta$  comme illustré sur la

Figure 3.12. Le composite soumis à un essai de traction va donc, d'après les simulations réalisées, délaminer selon un mode III de cisaillement transverse pur pour de faibles orientations de fibres ( $\theta=10^\circ$  - voir Figure 3.12 (a)) et selon un mode III quasi pur avec une contribution du mode II de cisaillement hors-plan longitudinal pour des orientations plus importantes ( $\theta=30^\circ$  - voir Figure 3.12 (c)). Pour l'application du critère présenté dans la suite de cette partie, seule la contribution de la contrainte en mode III sera prise en compte pour prédire la tenue du composite au délaminage par effets de bord.

Une fois la contrainte prédominante le long de l'interface  $\pm\theta$  déterminée, il reste à calculer l'énergie élastique libérée lors de la traction pour chaque taille de fissures pour pouvoir appliquer le critère couplé. Cette énergie est disponible sous Abaqus directement à l'aide d'une variable de sortie. Ceci étant fait, il est possible de remonter aux  $G_{inc}(a)$  en utilisant la formule ci-après :

$$G_{inc}(a) = \frac{W(0) - W(a)}{2aL} \quad (3.2)$$

avec  $a$  la longueur de fissure,  $L$  la longueur de l'éprouvette qui est ici unitaire,  $W(0)$  l'énergie élastique libérée lors de la traction à l'état sain et  $W(a)$  l'énergie élastique libérée lors de la traction en présence d'une fissure de longueur  $a$ . Le facteur deux est dû à la présence des deux fissures de part et d'autre de l'éprouvette.

Une fois les  $G_{inc}(a)$  obtenus, il est ensuite possible de calculer le coefficient adimensionnel  $\bar{A}(a)$  pour chaque longueur de fissures grâce à l'équation suivante :

$$\bar{A}(a) = \frac{G_{inc}(a)}{\varepsilon^2 E h} \quad (3.3)$$

avec  $\varepsilon$  le chargement appliqué qui est égal à 0.5 et s'exprime sans unité et est égal à  $\Delta L/L$  avec  $L$  la longueur de l'éprouvette qui est unitaire,  $E$  le module d'élasticité longitudinal et  $h$  l'épaisseur d'un pli.

Le second coefficient adimensionnel  $k(a)$  se calcule quant à lui par le biais de l'expression suivante :

$$k(a) = \frac{\sigma(a)}{\varepsilon E} \quad (3.4)$$

avec  $\sigma(a)$  qui correspond à la contrainte prédominante, soit la contrainte de cisaillement hors-plan transverse, à l'interface  $\pm\theta$  à une distance  $a$  du bord.

En utilisant enfin l'équation (1.7) du chapitre 1, une interpolation linéaire peut être réalisée à l'aide de Matlab entre les deux fonctions de cette équation et ainsi déterminer la longueur critique  $a_c$  puisque :

$$\frac{\bar{A}(a_c)}{k(a_c)^2} = \frac{1}{h} \frac{EG_c}{\sigma_c^2} \quad (3.5)$$

avec  $G_c$  et  $\sigma_c$  respectivement la ténacité et la résistance du mode de rupture privilégié, c'est-à-dire le mode III dans ce cas d'étude.

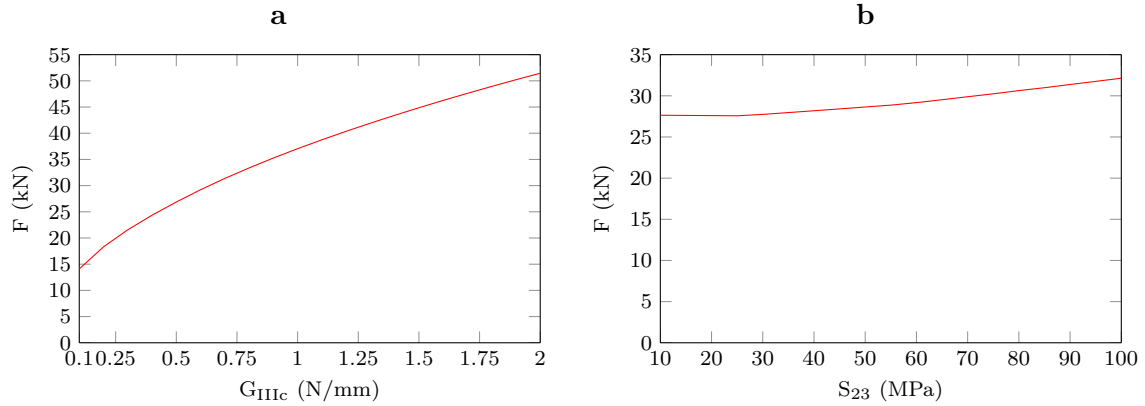


FIGURE 3.13 – Évolution de la force à rupture prédite par le critère couplé en fonction (a) de la ténacité et (b) de la résistance du matériau.

Ayant cette valeur, il est alors possible de déterminer le coefficient  $\bar{A}(a_c)$  et ainsi trouver le chargement critique admissible  $\varepsilon_c$  et donc l'effort à la rupture à l'aide de la formule ci-après :

$$\varepsilon_c = \sqrt{\frac{G_c}{Eh\bar{A}(a_c)}} \quad (3.6)$$

La détermination du chargement critique lors de l'apparition du délaminage repose donc sur un modèle éléments finis dont les différentes données d'entrée sont parfaitement connues (géométrie des éprouvettes et propriétés élastiques du matériau) et sur un critère analytique. Comme mentionné dans le chapitre 1, la prévision de la rupture interlaminaire ne dépend alors que de l'identification des résistances et des ténacités hors-plan. Il convient alors d'étudier l'influence de ces deux paramètres sur la détermination de la rupture par le critère couplé afin de montrer notamment quel peut être l'effet de l'incertitude lors de l'identification de ces paramètres matériau sur la prévision de l'apparition du délaminage.

### 3.1.3.1.3 Résistance et ténacité

Comme mentionnée précédemment, la rupture des éprouvettes de traction a lieu selon un mode III quasi pur et met donc en jeu la résistance  $S_{23}$  et la ténacité  $G_{IIIc}$  de cisaillement hors-plan transverse, seuls paramètres matériaux ayant une influence sur la détermination de l'effort à rupture lors de l'apparition du délaminage. Une étude paramétrique a alors été effectuée en faisant varier la résistance de 10 MPa à 100 MPa et la ténacité de 0.1 N/mm à 2 N/mm afin de voir leur effet sur la force à rupture déterminée à l'aide du critère couplé. Les différents résultats ainsi obtenus sont résumés sur la Figure 3.13.

La valeur de la ténacité choisie a une très forte influence sur la tenue au délaminage prédite puisque la force à la rupture prédite varie de 14 kN pour une ténacité égale à 0.1 N/mm à plus de 51 kN pour une ténacité de 2 N/mm (Figure 3.13 (a)) soit une augmentation de 265 %. À l'opposé, le choix de la résistance n'a que très peu d'impact sur la force à rupture prédite, car elle évolue très peu avec une tenue de 28 kN pour une résistance de 10 MPa et de 32 kN pour

une résistance dix fois plus élevée (Figure 3.13 (b)) soit une augmentation de 16 % de l'effort à rupture prédit.

### 3.1.4 Conclusions sur l'application du critère couplé

L'étude paramétrique menée sur la méthode de prédiction d'apparition du délaminage a permis de mettre en avant plusieurs conclusions :

- 1 - La détermination de la tenue au délaminage ne dépend que de deux paramètres : la résistance et la ténacité de l'interface du composite sollicité.
- 2 - La résistance interlaminaire du matériau composite n'a que peu d'influence sur l'effort à rupture déterminé lors de l'apparition du délaminage.
- 3 - La ténacité interlaminaire du matériau composite a une forte influence sur l'effort à rupture déterminé lors de l'apparition du délaminage. Il est donc nécessaire d'identifier expérimentalement les ténacités du composite étudié pour prédire la rupture du matériau par délaminage à l'aide du critère couplé.
- 4 - La rupture prédite par l'application du critère couplé passe d'un mode III pur pour une orientation des plis faible ( $10^\circ$ ) à un mode quasi pur III combiné à un mode II pour des orientations plus importantes ( $30^\circ$ ).

## 3.2 Validation des modèles

Les modèles de zone cohésive et le critère couplé sont deux des méthodes qui peuvent être utilisées pour prévoir l'apparition du délaminage par effets de bord lors d'essais de traction sur des empilements  $[\pm\theta_2]_s$  et  $[\pm 20_i]$ . Cependant, il est nécessaire de valider ces méthodes en comparant notamment les prédictions obtenues numériquement à des données expérimentales. Pour cela, une première campagne expérimentale a été menée sur un matériau composite à fibres de carbone et à matrice époxyde. Ce matériau correspond au T800/M21 sur lequel a été faite l'étude paramétrique des modèles de zone cohésive. Le T800/M21 est principalement utilisé dans le domaine aérospatial. Cette première campagne d'essais a été réalisée par L. Zubillaga [55].

### 3.2.1 Campagne expérimentale

La campagne expérimentale menée à Brest avait pour but de valider les méthodes de prédiction d'apparition du délaminage précédemment étudiées, à savoir les modèles de zone cohésive et le critère couplé. Pour cela des essais ont été réalisés sur des éprouvettes de traction sur des empilements  $[\pm\theta_2]_s$  avec  $\theta \in [10,20,30]$  et des empilements  $[\pm 20_i]$  avec  $i \in [1,2,3]$ . Le choix de ces stratifiés permet en théorie de faire rompre les éprouvettes en mode III (cisaillement hors-plan transverse) quasi pur par délaminage [56]. Les différents angles choisis permettent de plus à la fois de mesurer l'influence de l'orientation des plis et également d'étudier l'effet d'épaisseur sur l'apparition du délaminage. Les éprouvettes de traction font une longueur de 250 mm pour une largeur de 25 mm. Leur épaisseur vaut respectivement 0.74 mm, 1.47 mm et 2.2 mm pour les empilements  $[\pm\theta]_s$ ,  $[\pm\theta_2]_s$  et  $[\pm\theta_3]_s$ .

Les essais ont été réalisés sur une machine de traction universelle. Le système de corrélation d'images GOM a été employé pour éviter l'usage de jauges de déformation afin de mesurer les déformations de l'ensemble des éprouvettes sollicitées. En plus de ce dispositif expérimental, un système acoustique a été utilisé afin de mesurer la progression de l'endommagement au sein du matériau au cours de l'essai. Deux capteurs acoustiques furent employés pour mesurer les différentes vagues acoustiques générées durant la sollicitation de traction. L'emploi de cette technologie permet de localiser l'origine de chaque vague énergétique qui peut alors être utilisée pour déterminer le lieu d'origine de la rupture du composite.

### 3.2.2 Résultats expérimentaux

$[\pm 10_2]$	$[\pm 20]$	$[\pm 20_2]$	$[\pm 20_3]$	$[\pm 30_2]$
1045.90 (41.29)	866.40 (58.96)	681.10 (31.46)	586.05 (29.40)	412.60 (15.05)

Tableau 3.5 – Contraintes à la rupture en MPa (écart-type) des essais de traction réalisés sur le matériau T800/M21.

Les contraintes à rupture obtenues sur les cinq empilements testés sont résumées dans le Tableau 3.5. Ces résultats mettent en avant une bonne répétabilité des essais avec un écart-type maximum de 7 % pour l'empilement  $[\pm 20]_s$  et un écart-type minimum inférieur à 4% pour l'empilement  $[\pm 30_2]_s$ .

Les résultats obtenus sur les empilements  $[\pm 20]_i$  font apparaître l'effet d'épaisseur, à savoir que plus le composite est fin, plus la contrainte à la rupture est élevée. En effet lorsque  $i=1$ , la contrainte à rupture est égale à 866.4 MPa puis chute de 21 % lorsque  $i=2$  et de 32 % pour  $i=3$ . Cet effet est connu et a déjà fait l'objet d'articles disponibles dans la littérature [57].

Pour ce qui est de l'influence de l'orientation des fibres, il peut être conclu que l'augmentation de l'angle  $\theta$  entraîne une diminution de la résistance de l'éprouvette sollicitée. En effet plus l'orientation des fibres sera importante, moins la charge imposée sera portée par les fibres puisque l'angle entre la direction du chargement et celle des fibres va grandir en même temps que l'orientation des fibres.

Les mesures des émissions acoustiques réalisées durant la campagne expérimentale par M. Diakhaté a enfin permis d'en apprendre plus sur les conditions de rupture . En effet, la méthode de contrôle non destructive par émission acoustique qui a été utilisée permet de mieux comprendre le mécanisme d'endommagement qu'est le délaminage en repérant notamment la source de l'endommagement grâce à l'amplitude de l'émission acoustique [58]. Deux capteurs d'émission acoustique ont été collés sur les éprouvettes de traction à l'aide de graisse de silicone afin d'assurer une meilleure transmission des ondes élastiques émises durant l'endommagement du composite (Figure 3.14). L'analyse des données acoustiques permet ensuite de localiser temporellement l'apparition du délaminage. La détection de la rupture interlaminaire est alors caractérisée par une amplitude comprise entre 55 et 70 dB de longue durée due à la fois à la rupture des interfaces fibres/matrice et au frottement entre les plis. Les résultats obtenus sur les différentes orientations testées montrent alors que lorsque les fibres sont orientées à  $10^\circ$ , la rupture de l'éprouvette



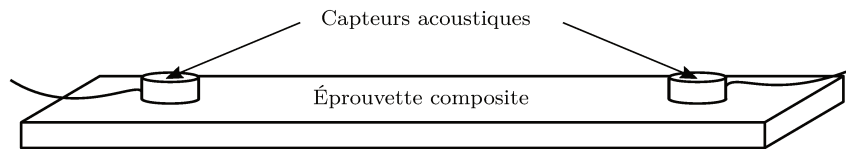


FIGURE 3.14 – Dispositif de mesure acoustique sur une éprouvette de traction

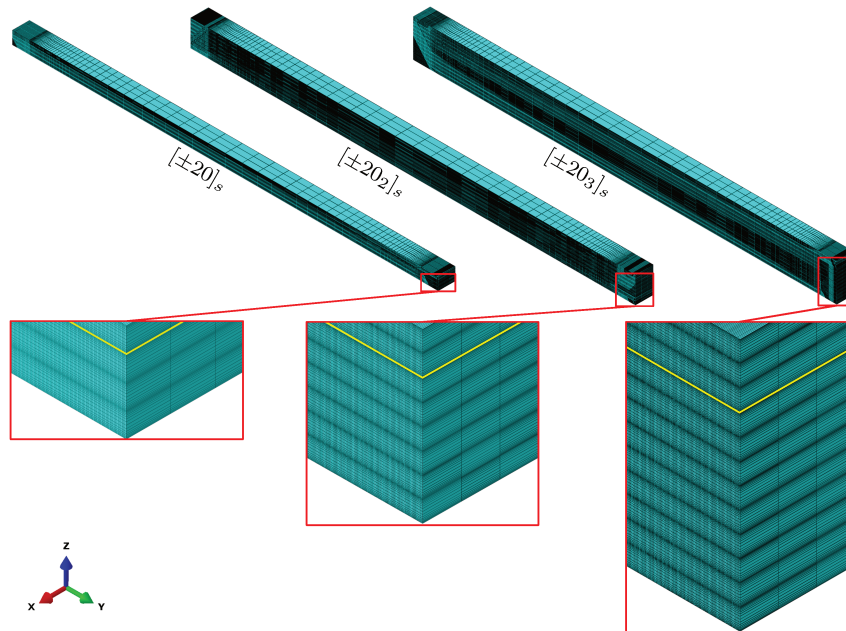


FIGURE 3.15 – Maillage des différents modèles  $[\pm 20]_i^s$  élémentaires employés pour la prédiction de l'apparition du délaminage (en jaune, l'interface des plis  $\pm 20$  représentée par une zone cohésive).

se produit brutalement dès l'apparition du délaminage. Dans le cas d'une orientation des fibres à  $20^\circ$  et  $30^\circ$ , l'amorçage du délaminage est détecté aux alentours de 75 % de l'effort à rupture. La rupture passe donc d'un état fragile pour  $\theta=10^\circ$  à un état plus ductile pour  $\theta=30^\circ$ .

### 3.2.3 Modèles de zone cohésive

Afin de valider l'utilisation des modèles de zone cohésive pour prédire l'apparition du délaminage par effets de bord, il convient tout d'abord de prendre quelques précautions durant la modélisation des essais de traction.

#### 3.2.3.1 Modélisation et maillage

Comme lors de l'étude paramétrique, le modèle utilisé est un modèle élémentaire. Il est aussi à noter qu'une seule interface  $\pm\theta$  est représentée par les éléments cohésifs pour s'affranchir des effets progressifs de l'endommagement aux interfaces des plis voisins où va avoir lieu le délaminage et ainsi éviter au maximum les problèmes de convergence et donc réduire le temps de calcul. L'épaisseur de la zone cohésive qui représente l'interface de délaminage a été prise égale à  $10\ \mu\text{m}$  puisqu'elle doit être faible par rapport à l'épaisseur des plis du composite qui est ici égale à environ  $0.18\ \text{mm}$ . Le maillage utilisé ainsi que l'interface représentée par les éléments cohésifs sont illustrés sur la Figure 3.15 pour les différents empilements étudiés.

Pour mettre en place ces différents maillages, il a dans un premier temps fallu trouver la taille de maille maximale admissible des éléments de la zone cohésive afin de minimiser les temps de calcul tout en garantissant la fiabilité des résultats obtenus. Il a en effet été montré par A. Turon [53] que la zone cohésive doit être correctement représentée par la discrétisation spatiale des éléments finis pour obtenir des résultats fiables avec les modèles de zone cohésive. Cette condition se traduit par la présence d'au moins une dizaine d'éléments dans la « process zone » [59]. Cette zone correspond à la longueur de la zone cohésive où la variable d'endommagement  $D$  est strictement comprise entre 0 et 1. La taille de maille dans la direction de propagation du délaminage  $l_e$  s'obtient alors par l'intermédiaire de la formule suivante :

$$l_e = \frac{MEG_c}{N_e(\tau^0)^2} \quad (3.7)$$

avec  $N_e$  le nombre d'éléments au sein de la « process zone »,  $E$  le module transverse du composite,  $G_c$  le taux de restitution d'énergie critique,  $\tau^0$  la résistance interfaciale et  $M$  un paramètre dépendant de chaque modèle de zone cohésive. La valeur de ce paramètre varie en fonction des modèles utilisés de 0.21 à 1. Dans la suite de cette étude,  $M$  sera pris égal à 0.21 afin de rester le plus conservatif [60].

En considérant  $N_e=10$  et en s'appuyant sur l'équation 3.7, il est alors possible de déterminer la taille de maille minimale à avoir dans la « process zone ». Cette dernière est alors égale à 22  $\mu\text{m}$  pour le T800/M21. Le maillage du modèle élémentaire est régulier de 10  $\mu\text{m}$  au bord de l'éprouvette sur 1 mm de profondeur et atteint 1 mm au centre de l'éprouvette pour garantir la présence d'au moins 10 éléments dans la « process zone ». Le nombre d'éléments dans la profondeur du stratifié n'a pas d'importance puisque l'endommagement a lieu de façon identique dans cette direction. C'est également ce maillage qui a été utilisé pour l'étude paramétrique précédente.

Pour confirmer que le nombre de mailles est suffisant dans la zone d'étude, des calculs préliminaires ont été faits. Pour ces simulations, les résistances et ténacités du T800/M21 ont été prises égales à celles données dans le Tableau 3.3. La Figure 3.16 illustre les résultats obtenus et permet en particulier de voir le nombre d'éléments présent dans la « process zone » qui correspond à la zone où la variable d'endommagement est strictement comprise entre 0 (en bleu) et 1 (en rouge). Il y a bien au minimum une dizaine d'éléments entre la zone bleue sans endommagement ( $D=0$ ) et la zone où les éléments sont totalement endommagés ( $D=1$ ) et ont donc été retirés lors de la visualisation. Ceci confirme alors les choix faits précédemment sur la taille des éléments.

### 3.2.3.2 Prédiction d'apparition du délaminage

Dans un premier temps, les modèles de zone cohésive ont été utilisés pour prédire l'apparition du délaminage par effets de bord sur les éprouvettes de traction  $\pm\theta$  et  $\pm 20_i$  du T800/M21. Pour cela, deux types de lois d'endommagement ont été utilisés : une loi d'endommagement linéaire et une loi d'endommagement exponentielle. Pour chaque cas testé, la loi de zone cohésive a été établie comme illustrée sur la Figure 3.17. Peu importe l'orientation des plis, les lois obtenues

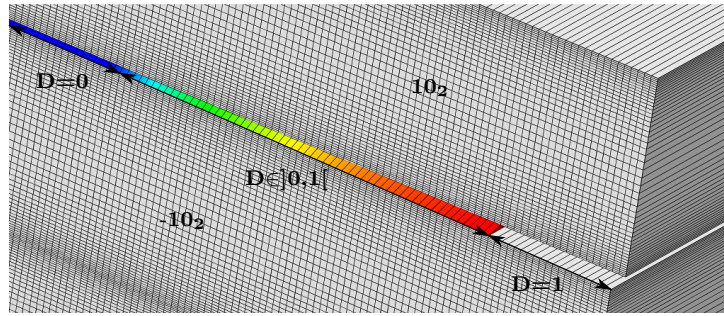


FIGURE 3.16 – Illustration de la « process zone » pour le matériau T800/M21 sur un empilement  $[\pm 10_2]_s$ .

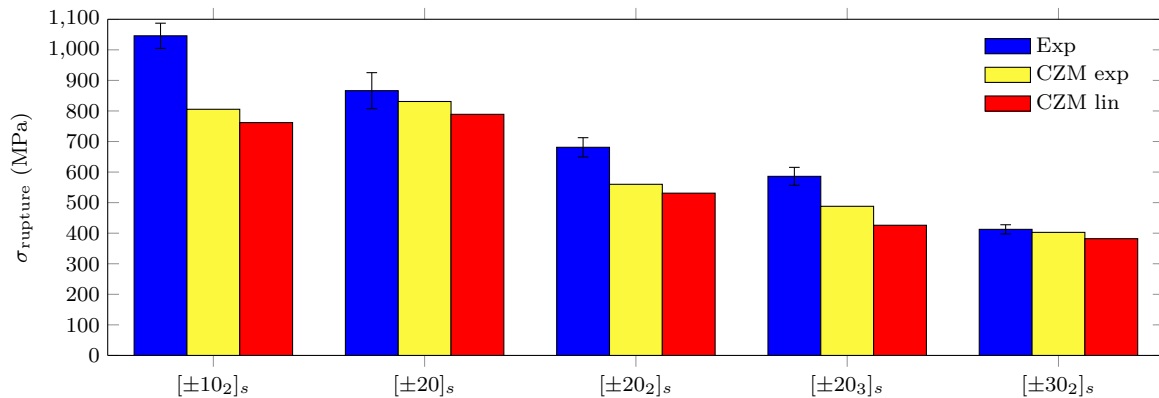


FIGURE 3.17 – Comparaison de la contrainte à rupture obtenue expérimentalement et numériquement avec les modèles de zone cohésive avec une loi adoucissante linéaire et exponentielle en fonction de l'empilement sur le matériau T800/M21.

sont identiques puisque le taux de restitution d'énergie critique  $G_c$  et la résistance du matériau restent les mêmes (et donc l'aire sous la courbe également). En regardant l'évolution de la contrainte  $\sigma$  en fonction de  $\delta$  (Figure 3.18), avec  $\sigma$  qui correspond à la contrainte en zone courante, c'est-à-dire à l'effort imposé divisé par la surface sollicitée, et  $\delta$  qui correspond au saut de déplacement relatif, plusieurs conclusions peuvent être faites.

Tout d'abord, plus l'orientation des plis est faible, plus la contrainte à la rupture est importante ce qui est logique puisque pour de faibles angles  $\theta$  ce sont principalement les fibres de carbone qui supportent le chargement. Il est également à noter que dans le cas d'une loi adoucissante exponentielle cette contrainte à rupture est plus élevée que dans le cas d'une loi adoucissante linéaire, tendance qui a déjà été observée lors de l'étude paramétrique réalisée sur l'utilisation des modèles de zone cohésive précédemment. Pour rappel, ces résultats numériques ont été obtenus sur le premier élément de la zone cohésive qui voit sa variable d'endommagement  $D$  atteindre la valeur de 1, élément situé en bord d'éprouvette comme le montre la Figure 3.16. L'apparition du délaminage équivaut alors à l'endommagement total de cet élément.

Les calculs effectués sur les plis  $[\pm 20_i]_s$  montrent ensuite que plus le composite a une épaisseur importante, moins sa résistance sera grande. L'utilisation des modèles de zone cohésive retranscrit donc bien l'effet d'épaisseur observée expérimentalement et dans la littérature.

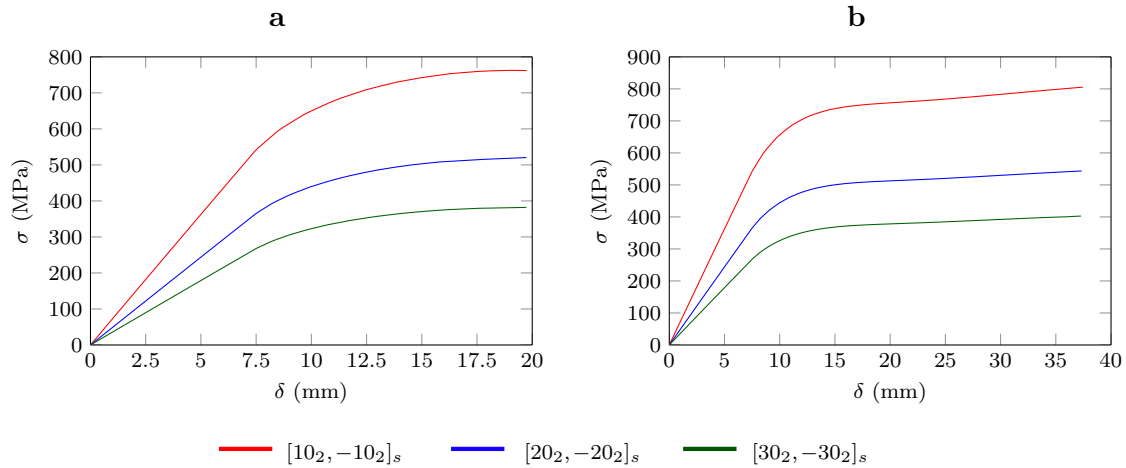


FIGURE 3.18 – Évolution de la courbe contrainte/déplacement avec (a) une loi adoucissante linéaire et (b) une loi adoucissante exponentielle en fonction de l’empilement.

Pour chaque empilement étudié expérimentalement et numériquement, les contraintes à rupture obtenues à l’aide des modèles de zone cohésive avec des lois adoucissantes linéaires et exponentielles ont été comparées à celles obtenues expérimentalement par L. Zubillaga [55] comme le montre la Figure 3.17. Comme expliqué au début de cette partie, les empilements testés ont été scindés en deux groupes.

Le premier groupe comprend les empilements  $[\pm 10_2]_s$ ,  $[\pm 20_2]_s$  et  $[\pm 30_2]_s$  et a pour objectif de voir l’effet de l’orientation des fibres sur l’apparition du délaminage. Les prédictions réalisées à l’aide des modèles de zone cohésive sont pertinentes puisque non seulement elles donnent la même tendance observée expérimentalement, mais elles restent également conservatives dans tous les cas. Cependant, la précision de la prédiction d’apparition du délaminage décroît avec la diminution de l’angle  $\theta$  des fibres. En effet, en prenant en compte les résultats numériques obtenus avec une loi adoucissante linéaire, qui est la plus défavorable, l’écart est de seulement 7 % entre la contrainte à rupture expérimentale et numérique pour un angle de  $30^\circ$  et monte jusqu’à 27 % pour une orientation de  $10^\circ$ .

Le second groupe comprend les empilements  $[\pm 20]_s$ ,  $[\pm 20_2]_s$  et  $[\pm 20_3]_s$  et a pour but de voir l’effet de l’épaisseur du composite testé sur l’apparition du délaminage. Les simulations effectuées à l’aide des modèles de zone cohésive reproduisent bien l’effet d’épaisseur, avec une résistance du composite qui décroît en fonction de son épaisseur. Les prédictions des contraintes à rupture sont encore ici conservatives. Cependant, la précision de cette prédiction décroît avec l’augmentation de l’épaisseur du composite. En effet en prenant en compte le cas d’une loi adoucissante linéaire, l’écart est de seulement 9 % entre la contrainte à rupture prédite et celle obtenue expérimentalement dans le cas de l’empilement  $[\pm 20]_s$ . Cet écart monte jusqu’à 27 % pour le composite  $[\pm 20_3]_s$ .

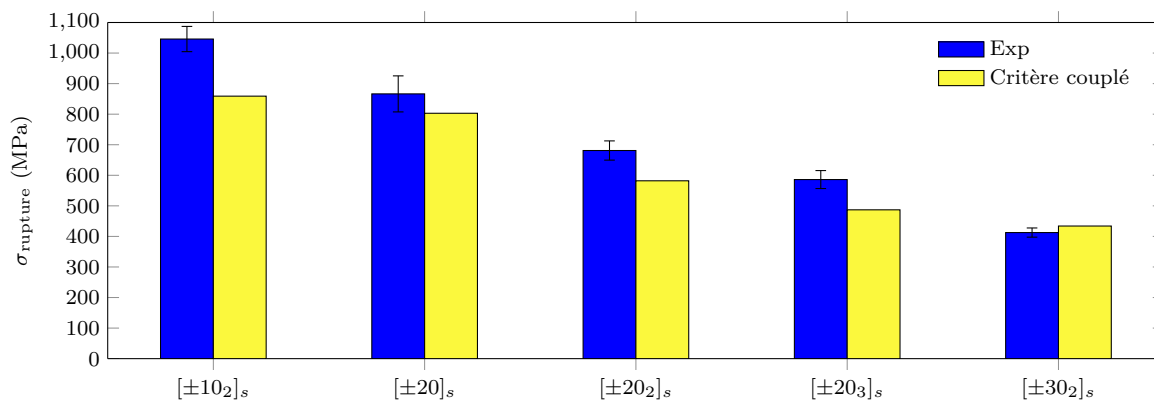


FIGURE 3.19 – Comparaison de la contrainte à rupture obtenue expérimentalement et numériquement avec le critère couplé en fonction de l’empilement sur le matériau T800/M21.

### 3.2.4 Critère couplé

Une seconde méthode de prédiction a ensuite été utilisée pour prédire l’apparition du délaminage. Le critère couplé précédemment défini a été appliqué pour déterminer la contrainte à rupture sur les cinq empilements étudiés. Comme montré lors de l’étude paramétrique faite dans la section 3.1.3, seules les contraintes de mode III ont été prises en compte lors de l’application du critère couplé. La rupture se produisant en mode III quasi pur, seules la ténacité  $G_{IIIc}$  et la résistance  $S_{23}$  ont été utilisées pour prédire l’apparition du délaminage. Ces paramètres matériaux sont respectivement égaux à 0.74 N/mm et 75 MPa comme donnés dans le Tableau 3.3.

Les modèles éléments finis utilisés lors de l’application du critère couplé sont identiques à ceux utilisés pour la méthode de zone cohésive. Ce sont donc des modèles élémentaires qui ont été mis en place avec une taille de maille régulière sur les bords et égale à 10  $\mu\text{m}$ . Les taux de restitution d’énergie incrémentaux sont alors obtenus en insérant une fissure dans les modèles éléments finis à l’interface délaminée et en modifiant progressivement sa profondeur comme expliqué dans la section 3.1.3.1.2. Pour chacune des cinq configurations étudiées, dix fissures ont été mises dans autant de modèles. Un calcul numérique permet alors d’obtenir une valeur du taux de restitution d’énergie pour une taille de fissure donnée. Dix tailles de fissures ont été étudiées comme lors de l’étude paramétrique : 0  $\mu\text{m}$  (pas de fissures), 10  $\mu\text{m}$ , 20  $\mu\text{m}$ , 30  $\mu\text{m}$ , 40  $\mu\text{m}$ , 50  $\mu\text{m}$ , 100  $\mu\text{m}$ , 250  $\mu\text{m}$ , 500  $\mu\text{m}$  et 1000  $\mu\text{m}$ . Au total, ce sont donc 50 modèles qui ont été mis en place pour déterminer les taux de restitution d’énergie incrémentaux. Une fois ces taux de restitution d’énergie obtenus, il ne reste plus qu’à appliquer les formules données en 3.1.3.1.2 afin de déterminer les contraintes à rupture lors de l’apparition du délaminage.

Les contraintes à rupture ainsi obtenues sont représentées sur la Figure 3.19 en comparaison des contraintes à rupture obtenues expérimentalement. Les chargements à rupture prédits par le critère couplé sont assez similaires à ceux obtenus précédemment par la méthode des zones cohésives.

Tout d’abord, l’effet de l’orientation des fibres sur l’apparition du délaminage est bien pris en compte lors de l’application du critère couplé. Les prédictions faites donnent en effet la même

	Essai	CC	CZM	Diff <sub>CC</sub> (%)	Diff <sub>CZM</sub> (%)
$[\pm 10_2]_s$	1046 (41)	859	761	18	27
$[\pm 20]_s$	866 (59)	803	789	7	9
$[\pm 20_2]_s$	681 (31)	582	531	15	22
$[\pm 20_3]_s$	586 (29)	487	426	17	27
$[\pm 30_2]_s$	413 (15)	434	382	-5	7

Tableau 3.6 – Comparaison des contraintes à rupture (en MPa) expérimentales moyennes (écart-type) et numériques obtenues à l’aide des modèles de zone cohésive avec une loi adoucissante linéaire (CZM) et du critère couplé (CC) en fonction de l’empilement testé.

tendance expérimentale à savoir une diminution de la contrainte à rupture avec une augmentation de l’orientation des fibres du composite. Les résultats obtenus sont de plus conservatifs, excepté dans le cas de l’empilement  $[\pm 30_2]_s$ . Néanmoins dans ce cas l’écart reste assez modéré puisqu’il est de 5 % seulement. Il est aussi à noter que l’écart entre les contraintes à rupture prédites numériquement et celles obtenues expérimentalement grandit avec la diminution de l’orientation  $\theta$  des fibres. Cet écart varie de 5 % pour une orientation de 30° à 18 % pour une orientation égale à 10°.

L’effet d’épaisseur est également bien représenté lors de l’application du critère couplé. En effet, les contraintes à rupture prédites avec les empilements  $[\pm 20]_s$ ,  $[\pm 20_2]_s$  et  $[\pm 20_3]_s$  diminuent avec l’augmentation de l’épaisseur du composite testé. Les prédictions faites sont encore une fois conservatives. Tout comme la méthode de zone cohésive, la précision de la prédiction décroît avec l’augmentation du nombre du pli dans le stratifié. L’écart entre les résultats expérimentaux et numériques varie de 7 % pour l’épaisseur la plus faible à 17 % pour l’épaisseur la plus importante.

### 3.2.5 Discussion

Les deux méthodes présentées dans les sections précédentes ont été utilisées afin de prédire la rupture des composites par délaminage par effets de bord. Les contraintes à rupture prédites lors de l’apparition du délaminage à l’aide de ces méthodes ont été résumées dans le Tableau 3.6 en fonction des cinq empilements testés. La première remarque qui peut être faite est que les prédictions faites à l’aide des modèles de zone cohésive et du critère couplé sont quasiment identiques, quels que soient l’orientation des fibres et l’état du matériau. Cependant, l’application du critère couplé donne des contraintes à rupture légèrement plus proches des résultats expérimentaux avec un écart moyen de 12.4 % contre 18.4 % avec la méthode des zones cohésives. Les deux méthodes reproduisent de plus les phénomènes observés expérimentalement à savoir une augmentation de la contrainte à rupture avec la diminution de l’orientation des fibres du composite testé ainsi qu’une diminution de la résistance de l’éprouvette de traction avec l’augmentation de son épaisseur.

### 3.3 Conclusions

La prédiction du délaminage sur des éprouvettes de traction dû à la présence des effets de bord a été faite selon deux approches que sont les modèles de zone cohésive et l'application du critère couplé en contrainte et en énergie. Une campagne expérimentale a été menée sur un matériau composite à fibres de carbone et à matrice époxyde classiquement utilisé dans le milieu aérospatial. Les essais réalisés ont permis de valider l'utilisation des deux méthodes de prédiction d'apparition du délaminage puisque les prédictions obtenues montrent la même tendance que les résultats expérimentaux, à savoir l'augmentation de la contrainte à rupture avec la diminution de l'orientation des fibres du composite testé ainsi qu'une diminution de cette contrainte à rupture avec l'augmentation de l'épaisseur des éprouvettes testées. Les deux méthodes de prédiction employées donnent de plus des contraintes à rupture conservatives par rapport aux résultats expérimentaux avec un écart qui reste relativement faible, de l'ordre d'une dizaine de pour cent, quelle que soit la méthode de prédiction utilisée.

La validité de ces modèles s'appuie sur la détermination au préalable des résistances hors-plan, mais aussi et surtout des ténacités hors-plan puisque se sont elles qui ont la plus grande influence sur la prédiction du délaminage. L'utilisation de ces méthodes nécessite alors l'identification des paramètres matériaux cités précédemment à l'aide des moyens expérimentaux présentés dans le premier chapitre.

Comme mentionné précédemment, les modèles de zone cohésive et le critère couplé conduisent à une prédiction quasi identique de l'apparition du délaminage. La différence majeure entre ces deux méthodes concerne leur domaine de validité. Le critère couplé ne peut en effet être utilisé que dans le cas d'un matériau avec un comportement linéaire élastique pour pouvoir identifier la contrainte ou la force à rupture facilement sans passer par de lourds et nombreux calculs numériques. Les modèles de zone cohésive quant à eux permettent de déterminer non seulement l'amorçage du délaminage, mais également sa propagation grâce à l'endommagement progressif des éléments de la zone cohésive. Cette méthode est de plus applicable que le matériau ait un comportement linéaire ou non linéaire. La difficulté de ces modèles provient du fait qu'ils mettent en jeu de nombreux paramètres tels que le critère d'endommagement, le critère de propagation ou encore la loi d'endommagement contrairement à l'application du critère couplé qui ne nécessite que l'identification des résistances et des ténacités du matériau. D'autre part, l'utilisation des modèles de zone cohésive impose une taille de maillage réduite afin de prendre en compte les effets de bord ce qui peut engendrer de nombreux problèmes numériques. Ces problèmes peuvent cependant être amoindris grâce à l'introduction d'une viscosité artificielle qui n'influe pas sur la prédiction de la tenue au délaminage. D'un point de vue de la mise en place des modèles et temps de calcul, ce sont les modèles de zone cohésive qui sont les plus chronophages. En effet, l'application du critère couplé nécessite une dizaine de modèles élastique rapide à mettre en place avec un temps de calcul de quelques minutes. La modélisation à l'aide d'éléments cohésifs est quant à elle plus longue à mettre en place et nécessite plusieurs dizaines de minutes pour simuler l'endommagement progressif de la zone cohésive. Il est de plus à noter que dans le cas d'étude présenté la géométrie de l'éprouvette est assez simple. Dans le cas de la prédiction d'apparition du délaminage sur une pièce structurale, il serait préférable

d'utiliser le critère couplé du fait des problèmes de convergence et de la taille des mailles réduite nécessaire à l'emploi des éléments cohésifs.





## Prédiction de l'apparition du délaminage sur un matériau composite pour application marine

Dans le chapitre précédent, les modèles de zone cohésive et le critère couplé ont été utilisés pour prévoir l'apparition du délaminage sur un matériau composite utilisé dans le domaine aérospatial. Néanmoins, les différents modèles et simulations numériques mis en place jusqu'à présent ont permis de valider les deux méthodes de prédiction sur un matériau seulement.

L'enjeu de ce chapitre va alors être d'employer les mêmes méthodes de prédiction que celles utilisées dans le chapitre précédent afin de prédire l'apparition du délaminage sur un matériau composite aux propriétés différentes de celles du T800/M21. Cette étude portera sur le matériau IUT utilisé dans le domaine maritime dont l'enveloppe de rupture a été mise en place dans le premier chapitre de ce mémoire. La validation des méthodes de prédiction d'apparition du délaminage s'est faite par l'intermédiaire d'une campagne expérimentale menée sur des éprouvettes  $[\pm\theta_2]_s$ . Le vieillissement réalisé sur le matériau IUT a de plus permis de mesurer l'effet du vieillissement hydrique sur l'apparition du délaminage par effets de bord. Les modèles de zone cohésive et le critère couplé ont été utilisés pour déterminer les contraintes à rupture du composite en fonction de l'empilement et de l'état de vieillissement du composite testé. Les résultats obtenus ont enfin été comparés aux résultats expérimentaux afin de valider la description de la rupture hors-plan due aux effets de bord sur les empilements  $[\pm\theta_2]_s$ .

## Sommaire

---

<b>4.1</b>	<b>Campagne expérimentale . . . . .</b>	<b>103</b>
4.1.1	Vieillessement des éprouvettes de traction . . . . .	103
4.1.2	Résultats expérimentaux . . . . .	104
<b>4.2</b>	<b>Prédiction de l'apparition du délaminage . . . . .</b>	<b>108</b>
4.2.1	Modèle de zone cohésive . . . . .	108
4.2.1.1	Modélisation et maillage . . . . .	108
4.2.1.2	Prédiction de l'apparition du délaminage . . . . .	109
4.2.2	Critère couplé . . . . .	112
4.2.3	Discussion . . . . .	114
<b>4.3</b>	<b>Observations microscopiques . . . . .</b>	<b>116</b>
4.3.1	Microstructure du composite . . . . .	116
4.3.2	Faciès de rupture des éprouvettes de traction . . . . .	118
4.3.3	Discussion . . . . .	118
<b>4.4</b>	<b>Conclusions . . . . .</b>	<b>119</b>

---

## 4.1 Campagne expérimentale

Afin de valider les méthodes de prédiction d'apparition du délaminage, une campagne expérimentale a dans un premier temps été menée à l'IUT de Brest afin de faire rompre des éprouvettes composites par délaminage induit par les effets de bord.

### 4.1.1 Vieillissement des éprouvettes de traction

Cette campagne expérimentale avait pour objectif à la fois de valider les modèles de prédiction précédemment décrits, mais également de mesurer l'effet du vieillissement hydrique sur l'apparition du délaminage par effets de bord. Pour atteindre ce but les essais ont été réalisés sur des éprouvettes de traction de dimensions  $250 \times 25 \times 1.7$  mm de trois empilements  $[\pm\theta_2]_s$ , avec  $\theta \in [10,20,30]$ . Tout comme les essais présentés dans le chapitre précédent, le choix de ces empilements permet de faire rompre les éprouvettes en mode III quasi pur.

Afin de regarder l'effet du vieillissement hydrique, trois différents états ont été testés : un état sain non vieilli, un état vieilli en eau de mer à  $60^\circ\text{C}$  pendant 900 heures et un état vieilli recuit qui correspond au même état que l'état vieilli humide suivi d'une cuisson pendant 4 heures à  $60^\circ\text{C}$ . Ces états correspondent à ceux testés lors de l'identification des résistances du composite présentée dans le chapitre 2. Le cycle de vieillissement est donc identique à celui des éprouvettes Arcan puisque la prise en eau du composite n'est pas influencée par les dimensions de l'éprouvette vieillie, mais seulement par son épaisseur. Dans les deux cas d'étude, les éprouvettes ont une même épaisseur de 1.7 mm, d'où un cycle de vieillissement identique. Excepté pour les éprouvettes à l'état vieilli, tous les échantillons ont subi un polissage sur leur tranche pour pouvoir suivre l'évolution du délaminage durant les essais. Pour faciliter ce suivi et permettre d'avoir accès aux champs de déplacement, un mouchetis a été appliqué sur la tranche observée. Le suivi a été rendu possible grâce à l'utilisation d'une caméra 2D haute résolution (2448 x 2050 pixels). Les essais ont été menés sur une machine de traction universelle à une vitesse constante de 2 mm/min. Le dispositif expérimental utilisé est représenté sur la Figure 4.1. Des talons

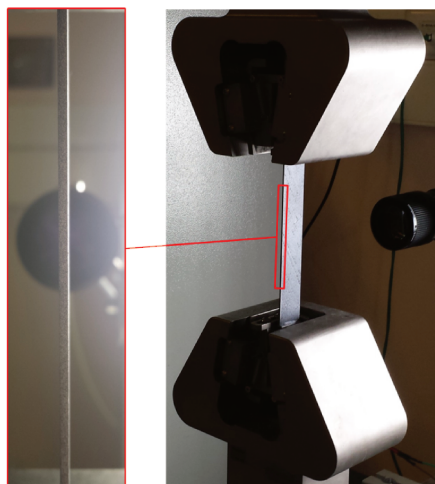


FIGURE 4.1 – Dispositif expérimental des essais de traction faisant apparaître le délaminage par effets de bord.

en aluminium d'une dimension de 25 x 50 mm ont été collés aux extrémités des éprouvettes composites sur les parties hautes et basses situées dans les mors de la machine de traction. Ces talons permettent d'éviter que le composite ne rompe prématurément dans les mors. Ils n'ont cependant pas été mis en place sur les éprouvettes vieilles testées à l'état humide puisque leur mise en place nécessite un cycle de cuisson de 4 heures à 60°. La géométrie des éprouvettes de traction en présence de talons est représentée sur la Figure 4.2.

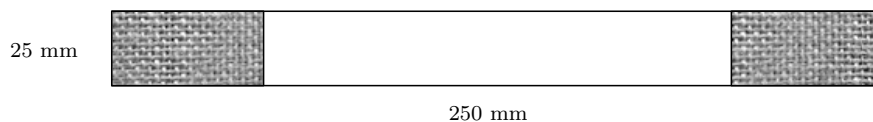


FIGURE 4.2 – Géométrie des éprouvettes de traction (pas à l'échelle, proportions respectées).

#### 4.1.2 Résultats expérimentaux

	$[\pm 10_2]_s$	$[\pm 20_2]_s$	$[\pm 30_2]_s$
Sain	45.00 - 45.00	31.57 - 32.57	15.08 - 15.80
Vieilli recuit	41.03 - 41.82	25.61 - 26.34	12.38 - 13.00
Vieilli humide	40.11 - 40.17	22.28 - 23.00	10.30 - 10.82

Tableau 4.1 – Forces à rupture (kN) obtenues lors des essais de traction.

Les résultats expérimentaux obtenus sont résumés dans le Tableau 4.1. La force à rupture retenue correspond à l'effort maximum observé sur la courbe force/déplacement et est également égal à l'effort à partir duquel un endommagement interlaminaire commence à apparaître sur la tranche de l'éprouvette. Cette force à rupture diminue avec l'augmentation de l'orientation des empilements puisque la direction du chargement et la direction des fibres sont de plus en plus éloignées. Plus  $\theta$  est important, plus la matrice est sollicitée ce qui explique la tendance observée. De plus, le mode de délaminage passe du mode III pur à une combinaison des modes de rupture hors-plan avec l'augmentation de l'angle  $\theta$ . Cependant, il est difficile de déterminer la chute de la force à rupture causée par ces autres modes [55]. La tendance observée est donc la même que celle obtenue par L. Zubillaga sur le matériau aérospatial T800/M21 dont les essais ont été présentés dans le chapitre précédent.

L'autre remarque qui peut être faite est que le stratifié délamine plus tôt après avoir subi un cycle de vieillissement en eau de mer. Ce phénomène est atténué lorsque le composite est

Éprouvette	$[\pm 10_2]_s$	$[\pm 20_2]_s$	$[\pm 30_2]_s$	$[\pm 60_2]_s$	$[\pm 70_2]_s$	$[\pm 80_2]_s$
Arcan	1.88 (0.06)	1.91 (0.10)	1.94 (0.08)	2.01 (0.11)	1.97 (0.09)	1.89 (0.09)
Traction	1.98 (0.05)	1.95 (0.09)	1.98 (0.06)	X	X	X

Tableau 4.2 – Prise en eau moyenne (écart-type) en pourcentage relevée sur les éprouvettes Arcan et de traction en fonction de l'orientation des fibres du composite vieilli.

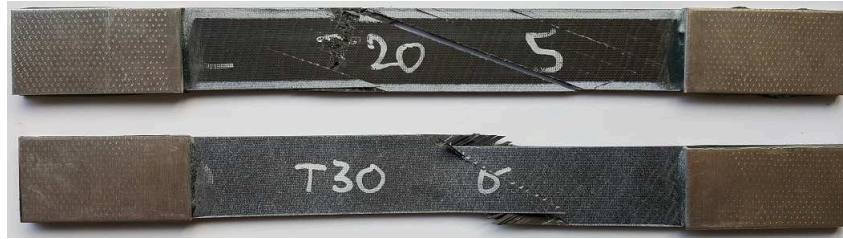


FIGURE 4.3 – Faciès de rupture d'éprouvettes de traction.

séché partiellement avant d'être testé. Il est également à noter que plus l'orientation des plis est importante, plus l'effet du vieillissement est visible. En effet, la chute de l'effort à rupture moyen passe de 11 % pour  $\theta=10^\circ$  à 32 % pour  $\theta=30^\circ$  en passant par 29 % pour  $\theta=20^\circ$ . Cette différence n'est pas due à un état de vieillissement différent entre les éprouvettes puisque l'orientation des fibres a peu d'effet sur la prise en eau au sein du composite [61]. Une explication possible serait un taux de fibres différent entre les éprouvettes puisqu'un taux de fibres plus important entraîne une prise en eau moindre [13]. Cependant, aucune différence n'a été relevée lors de la mesure en prise en eau avant le début des essais, que ce soit pour les éprouvettes Arcan présentées dans le chapitre 2 ou les éprouvettes de traction (Tableau 4.2). En effet, peu importe le type d'éprouvettes et l'orientation des fibres, la prise en eau varie dans tous les cas autour de 1.9 - 2 %. Il est à noter que ces mesures sont assez éloignées des 0.8 % obtenus par N. Tual durant sa thèse (voir chapitre 2). Néanmoins, cette différence s'explique assez facilement puisque la mesure de la prise en eau dépend grandement de l'opérateur comme expliqué dans le chapitre précédent (procédure de séchage avant la pesée notamment).

La différence de la chute de l'effort à rupture en fonction de l'orientation des fibres peut provenir de la nature du chargement même. En effet, pour une orientation des fibres égale à  $10^\circ$ , ce sont les fibres de carbone qui vont supporter la quasi-intégralité du chargement. Plus les fibres seront orientées et plus la matrice va devenir sollicitée. Or, comme mentionnées dans le chapitre 2, les fibres sont imperméables à l'eau contrairement à la matrice du composite. Ceci pourrait alors expliquer une plus faible chute de la force à rupture dans le cas  $\theta=10^\circ$ , même si la rupture du composite se produit à l'interface des plis  $\pm\theta$ . Les faciès de quelques éprouvettes de traction après rupture sont montrés sur la Figure 4.3.

Une fois les essais effectués, les images capturées par la caméra ont ensuite été post-traitées avec le logiciel Matlab afin de voir l'apparition et la propagation du délaminage au cours de l'essai. Il a fallu dans un premier temps retravailler les images afin de les dégauchir à l'aide d'une matrice de passage définie en fonction de l'inclinaison des images prises. Le calcul de cet angle de rotation à appliquer a été fait automatiquement à l'aide d'un second programme Matlab qui détecte automatiquement les bords de l'éprouvette en comparant les niveaux de gris des pixels adjacents. Les images ont ensuite été converties sous format matriciel avant de procéder au changement de repère à l'aide de la matrice de passage précédemment défini. Le programme *ncorr* a ensuite été utilisé pour faire la corrélation d'images afin de déterminer les champs de déplacement suivant la direction de sollicitation et ainsi voir plus précisément l'apparition du délaminage au cours de l'essai. Les différentes étapes de la méthode utilisée sont

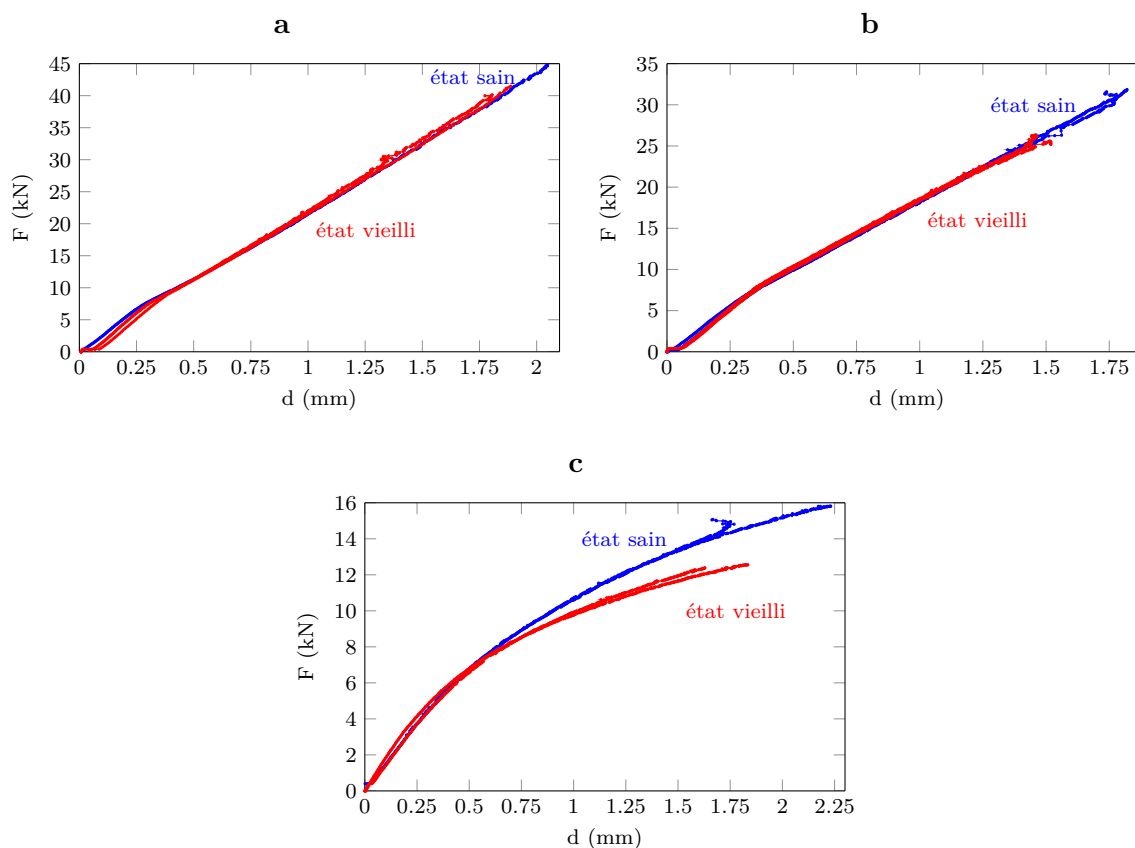


FIGURE 4.4 – Évolution des courbes force/déplacement lors des essais de traction sur composite en fonction de l'état de vieillissement des éprouvettes testées et de leur empilement : (a)  $[\pm 10_2]_s$ , (b)  $[\pm 20_2]_s$  et (c)  $[\pm 30_2]_s$ .

illustrées sur la Figure 4.5.

Pour chaque configuration testée, la courbe force/déplacement a ensuite pu être mis en place grâce à la corrélation d'images comme illustrée sur la Figure 4.4. Seules les éprouvettes à l'état sain et à l'état vieilli recuit ont été traitées puisqu'aucun mouchetis n'a été appliqué sur la tranche des éprouvettes testées à l'état vieilli humide. Le déplacement correspond ici au déplacement moyen de la fenêtre d'observation choisie dans la direction de la sollicitation. Ce choix explique les rebroussements observés notamment sur la Figure 4.4 (c) puisque la naissance du délaminage à l'interface des plis  $\pm\theta$  entraîne une diminution du déplacement moyen. Les courbes ainsi obtenues permettent alors de compléter les observations faites jusqu'à présent. Les données expérimentales montrent en effet que plus l'orientation  $\theta$  des fibres est faible, plus le composite va avoir un caractère fragile. Dans le cas  $\theta=10^\circ$  (Figure 4.4 (a)) et  $\theta=20^\circ$  (Figure 4.4 (b)), la courbe force/déplacement peut alors être décrite par une droite linéaire traduisant ainsi bien le caractère fragile du matériau. Il est également à noter que la pente  $F/d$  reste la même, peu importe l'état du composite, la rupture se produisant plus tôt dans le cas d'un matériau vieilli comme mentionné précédemment. La courbe force/déplacement obtenue dans le cas  $\theta=30^\circ$  (Figure 4.4 (c)) fait apparaître un comportement plus ductile due à l'orientation plus importante des fibres puisque la matrice devient alors plus sollicitée. La partie élastique linéaire de la courbe reste ici encore identique, quel que soit l'état du matériau, confirmant

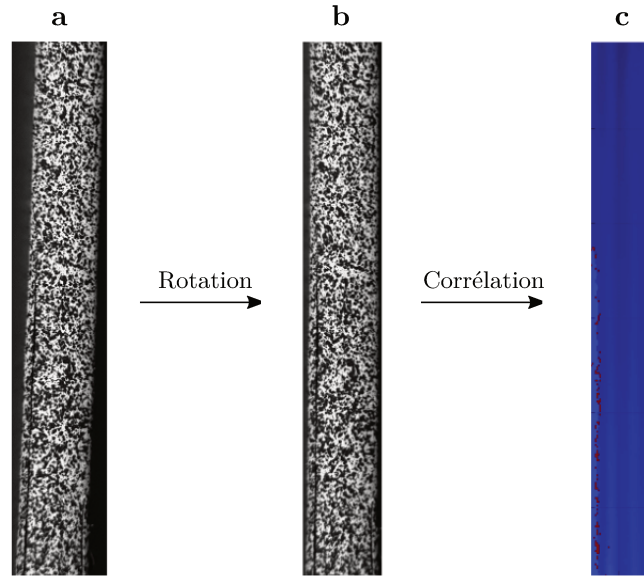


FIGURE 4.5 – Principe de la corrélation d’images : (a) capture des images à chaque instant pendant l’essai, (b) dégauchissement des images et (c) obtention des champs de déplacement sur la tranche de l’éprouvette.

au passage la non-détérioration des modules d’élasticité du composite. La partie non linéaire traduit quant à elle le comportement visqueux et/ou plastique de la matrice et diffère selon l’état de vieillissement du matériau. Elle diffère selon l’état du composite, ce qui confirme le fait que le vieillissement hydrique a un effet sur l’endommagement de la matrice et des interfaces du composite et donc sur sa tenue hors-plan et explique aussi la chute de la force à rupture lorsque le composite a subi un vieillissement hydrique. Enfin, plus l’angle  $\theta$  est faible, plus la rupture a un caractère fragile et moins la différence de l’effort à rupture est importante entre l’état sain et l’état vieilli. Ceci explique alors la tendance observée dans les paragraphes précédents.

Les mesures des émissions acoustiques réalisées par M. Diakhaté durant la première campagne expérimentale menée sur le T800/M21 confirment les résultats obtenus sur le matériau IUT. En effet, l’analyse acoustique a montré que lorsque les fibres sont orientées à  $10^\circ$ , la rupture des éprouvettes se produit brutalement dès l’apparition du délaminage. Pour une orientation des fibres plus importante ( $\theta=30^\circ$  notamment), l’amorçage du délaminage est cette fois détecté aux alentours de 75 % de l’effort à rupture. D’après ces résultats expérimentaux, la rupture des éprouvettes  $[\pm 10_2]_s$  se produit donc de manière brutale et fragile, et celle des éprouvettes  $[\pm 30_2]_s$  de manière plus ductile. De pareilles conclusions peuvent également être faites sur le matériau IUT puisque la rupture se produit brutalement sur les éprouvettes  $[\pm 10_2]_s$  au regard de la courbe force/déplacement mise en place sur la Figure 4.4 (a). La rupture des éprouvettes  $[\pm 30_2]_s$  se produit quant à elle de manière plus ductile comme illustrée par la courbe force/déplacement de la Figure 4.4 (c). Les déductions faites grâce à l’utilisation de l’émission acoustique pour le suivi de l’endommagement sur le T800/M21 sont donc les mêmes que celles faites grâce à l’utilisation de la corrélation d’images sur le matériau IUT avec une rupture fragile pour  $\theta=10^\circ$  et une rupture ductile pour  $\theta=30^\circ$ .

Pour revenir à la corrélation d’images, elle permet également de faire apparaître les fissures



en calculant le champ de déplacement à chaque instant de l'essai (Figure 4.5 (c)). Grâce aux images obtenues, il peut alors être affirmé que peu après l'apparition du délaminage la fissure se propage à l'intérieur des plis extérieurs ce qui conduit à la rupture finale de l'éprouvette. Il semble donc que la rupture du composite soit liée à la fois à la rupture interlaminaire qui apparaît entre les plis  $+\theta/-\theta$  et à la fissuration intralaminaire qui intervient après l'amorçage du délaminage.

## 4.2 Prédiction de l'apparition du délaminage

Une fois la campagne expérimentale menée à son terme, les deux méthodes de prédiction présentées dans le chapitre précédent ont été mises en œuvre. Le but de leur application est bien sûr d'une part de prédire l'apparition du délaminage sur les éprouvettes de traction comme cela a été fait dans le précédent chapitre, mais également de confirmer la baisse de l'effort à rupture observée expérimentalement lorsque les éprouvettes ont tout d'abord été vieilles en eau de mer avant d'être testées.

### 4.2.1 Modèle de zone cohésive

La première méthode de prédiction d'apparition du délaminage utilisée est basée sur l'utilisation des modèles de zone cohésive présentés dans le chapitre précédent.

#### 4.2.1.1 Modélisation et maillage

Le modèle utilisé est encore ici un modèle élémentaire qui correspond à celui mis en place précédemment. Tout comme le modèle mis en place dans le chapitre précédent, une seule interface  $\pm\theta$  a été représentée par des éléments cohésifs qui vont dicter l'endommagement progressif du composite. L'épaisseur de la zone cohésive a été prise égale à 10  $\mu\text{m}$ . Le modèle mis en place a une largeur de 25 mm pour une épaisseur de 1.7 mm et une longueur de 1 mm.

La mise en place du maillage s'appuie sur la détermination de la taille de maille maximale admissible qui peut être déterminée de la même façon que dans le chapitre précédent. Ce paramètre  $l_e$  permet de garantir la présence d'un nombre suffisant d'éléments cohésifs dans la « process zone ». Pour rappel, cette zone correspond à la longueur de la zone cohésive où la variable d'endommagement  $D$  est strictement comprise entre 0 et 1. Cette taille de maille s'obtient de la même façon que précédemment à l'aide de la formule donnée dans le chapitre précédent :

$$l_e = \frac{MEG_c}{N_e(\tau^0)^2} \quad (4.1)$$

avec  $N_e$  le nombre d'éléments appartenant à la « process zone »,  $E$  le module transverse du matériau,  $G_c$  le taux de restitution d'énergie critique,  $\tau^0$  la résistance de l'interface et  $M$  un paramètre dépendant du modèle choisi. En prenant en compte le cas le plus défavorable, ce coefficient sera pris égal à 0.21 [60].

En recherchant une dizaine d'éléments dans la « process zone », la taille maximale des éléments cohésifs dans la direction de propagation de l'endommagement est alors égale à 33  $\mu\text{m}$

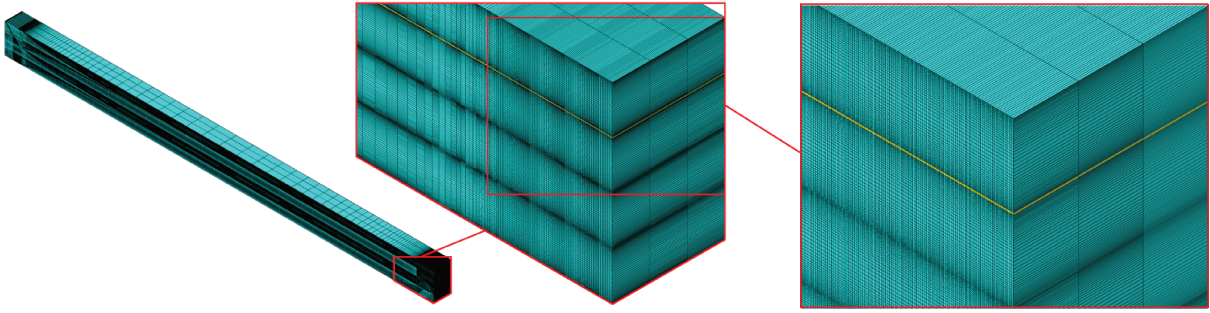


FIGURE 4.6 – Maillage du modèle élémentaire employé pour la prédiction de l'apparition du délaminage à l'aide d'une zone cohésive (en jaune à l'interface  $\pm\theta$ ).

dans le cas du matériau IUT. Ce paramètre est assez proche de celui déterminé dans le chapitre précédent dans le cas du T800/M21 qui était égal à  $22\ \mu\text{m}$ . Le maillage est alors identique à celui mis en place dans le cas de l'étude sur le matériau aérospatial T800/M21. Le maillage est régulier sur une longueur de  $1\ \text{mm}$  avec une taille de maille de  $10\ \mu\text{m}$  qui atteint  $1\ \text{mm}$  au centre de l'éprouvette comme illustré sur la Figure 4.6.

#### 4.2.1.2 Prédiction de l'apparition du délaminage

Les modèles de zone cohésive ont dans un premier temps été utilisés pour déterminer l'effort à rupture lors de l'apparition du délaminage sur le matériau IUT pendant les essais de traction sur des éprouvettes  $[\pm\theta_2]_s$ . Les calculs ont été faits dans ce cas en prenant en compte l'effet du vieillissement hydrique sur les résistances hors-plan qui a été identifié dans le chapitre précédent. La ténacité n'a quant à elle pas été modifiée selon l'état du matériau puisqu'elle n'est que peu affectée par le vieillissement [13]. Cependant, étant donné la difficulté d'obtenir expérimentalement la ténacité en mode III, mode principal de rupture lors des essais de traction, plusieurs valeurs de  $G_{IIIc}$  ont été testées. La première d'entre elles correspond à la ténacité identifiée par N. Tual [13] en mode I à l'aide de l'essai DCB présenté dans le chapitre 1 et a été évaluée à  $0.576\ \text{N/mm}$ . La seconde a été prise égale à trois fois cette valeur, soit  $1.728\ \text{N/mm}$ , ce qui est de manière générale souvent le cas (voir propriétés du T800/M21 dans le chapitre précédent par exemple). Une identification inverse a ensuite été menée afin de déterminer la valeur de la ténacité en mode III à mettre en entrée dans le modèle de zone cohésive pour atteindre la valeur de la force à rupture obtenue expérimentalement. Lors de cette identification, la valeur de  $G_{Ic}$  a été prise égale à  $0.576\ \text{N/mm}$ . Seules les valeurs de  $G_{IIc}$  et  $G_{IIIc}$  ont été modifiées. En réalité, les valeurs des ténacités selon les modes I et II n'a que peu d'importance puisque la rupture se produit selon un mode III quasi pur.

Les efforts à rupture ainsi obtenus à l'aide des modèles de zone cohésive sont représentés sur la Figure 4.7 en comparaison de l'effort à rupture moyen obtenu expérimentalement. Seuls les résultats obtenus à l'aide d'une loi adoucissante linéaire ont été représentés puisqu'ils donnent les forces à rupture les plus conservatives comme l'a montré l'étude paramétrique réalisée précédemment. Il est tout d'abord intéressant de noter que la tendance observée expérimentalement et numériquement est la même, à savoir que la force à rupture diminue avec l'augmentation de

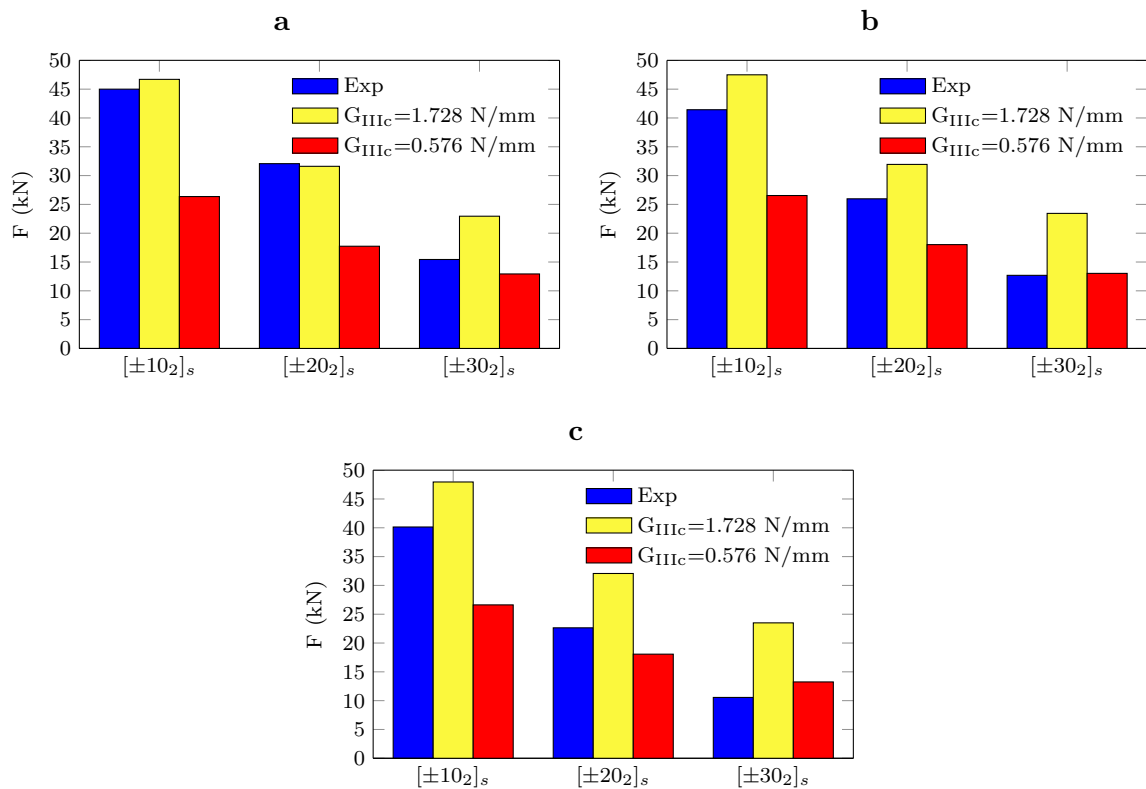


FIGURE 4.7 – Comparaison de la force à rupture obtenue expérimentalement et numériquement avec les modèles de zone cohésive pour différentes valeurs de  $G_{IIIc}$  en fonction de l'empilement sur le matériau IUT (a) à l'état sain, (b) à l'état vieilli recuit et (c) à l'état vieilli humide.

	$[\pm 10_2]_s$	$[\pm 20_2]_s$	$[\pm 30_2]_s$
Sain	1.632	1.766	0.865
Vieilli recuit	1.395	1.234	0.538
Vieilli humide	1.306	0.952	0.274

Tableau 4.3 – Ténacité  $G_{IIIc}$  identifiée (en N/mm) à l'aide des modèles de zone cohésive en fonction de l'empilement et de l'état du matériau.

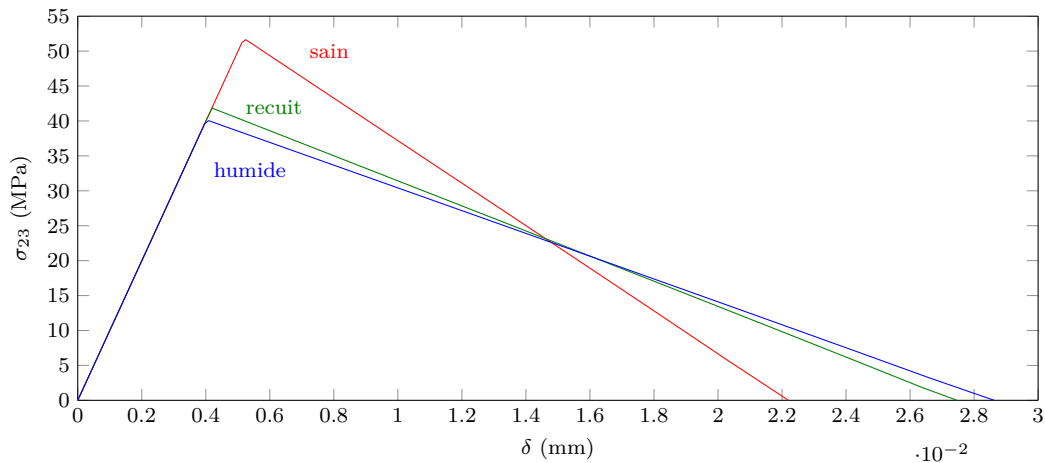


FIGURE 4.8 – Évolution de la loi de zone cohésive en fonction de l'état de vieillissement du matériau IUT sur les empilements  $[\pm\theta]_s$ .

l'orientation des plis du composite testé. Ensuite, les modèles de zone cohésive montrent que le délaminage intervient plus tôt lorsque la valeur de la ténacité diminue, ce qui semble logique puisque par définition la ténacité rend compte de la capacité d'un matériau à résister à la propagation d'une fissure. L'effet du vieillissement hydrique sur la tenue du composite n'est par contre pas bien représenté par les modèles de zone cohésive. En effet, l'effort à rupture obtenu expérimentalement entre l'état sain et l'état vieilli humide sur les éprouvettes  $[\pm 20_2]_s$  et  $[\pm 30_2]_s$  chute en moyenne de 30 % (Tableau 4.1) alors que l'effet du vieillissement est imperceptible avec les modèles de zone cohésive. Cette différence est due au fait que les résistances n'ont que peu voire pas d'effet sur la tenue des composites avec ce type de modèles comme l'a montré l'étude paramétrique faite précédemment. Par contre, la variation de la valeur de la ténacité  $G_{III}$  a un effet important sur la détermination de la tenue du composite puisqu'entre les deux valeurs choisies il y a un écart de 44 % sur la force à rupture finale. La tenue au délaminage semble donc être dictée par la ténacité de l'interface et non sa résistance.

Par ailleurs, il est difficile d'identifier la valeur de la ténacité à l'aide des modèles de zone cohésive puisque son identification n'est pas du tout la même selon l'orientation  $\theta$  étudiée. Il y a en effet plus d'un facteur deux entre la ténacité identifiée sur les  $[\pm 20_2]_s$  et sur les  $[\pm 30_2]_s$  (Tableau 4.3). De plus, la valeur identifiée diminue avec le vieillissement hydrique ce qui va à l'encontre des résultats obtenus par N. Tual [13] qui déduit quant à lui que la ténacité n'est pas influencée par l'état du matériau. Cependant, cette hypothèse a été validée sur la ténacité en mode I uniquement. La différence de l'identification de  $G_{IIIc}$  en fonction de l'orientation

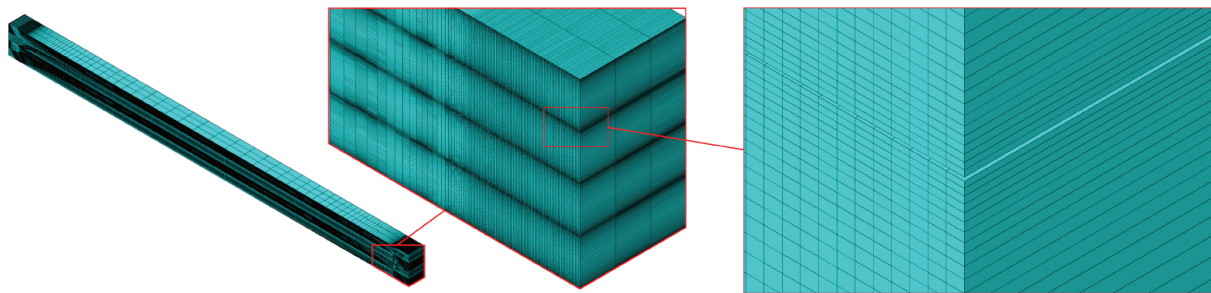


FIGURE 4.9 – Modèle élémentaire avec une taille de fissure de 500  $\mu\text{m}$  utilisé pour le calcul les taux d'énergie incrémentaux lors de l'application du critère couplé.

des plis pourrait quant à elle s'expliquer par le type de rupture qui conduit au délaminage de l'éprouvette. En effet dans le cas de l'empilement  $[\pm 10_2]_s$  la rupture se fait selon un mode III pur puis selon un mode III quasi pur pour les autres orientations faisant alors intervenir une combinaison d'autres modes de rupture comme expliquée précédemment dans ce chapitre. Une variation de la combinaison de ces modes en fonction de l'état du composite pourrait d'autant plus expliquer les différences observées puisque les modèles de zone cohésive ne prennent en compte que la rupture en mode III comme le confirment les lois de zone cohésive mises en place sur la Figure 4.8. L'endommagement de la zone cohésive intervient en effet à l'état sain, à l'état vieilli recuit et à l'état vieilli humide pour des contraintes de cisaillement transverse hors-plan respectivement égales à 50.67 MPa, 39.23 MPa et 37.68 MPa peu importe l'empilement. Ces valeurs correspondent aux résistances en mode III identifiées lors de la mise en place de l'enveloppe de rupture du matériau IUT. L'aire sous la loi de zone cohésive est quant à elle égale à 0.576 N/mm (Figure 4.8) ou 1.728 N/mm ce qui indique que  $G_c$  est égale à  $G_{IIIc}$  et donc que la rupture se produit bien selon un mode III pur quelle que soit l'orientation des fibres.

#### 4.2.2 Critère couplé

La même démarche a ensuite été adoptée, mais cette fois-ci avec l'utilisation du critère couplé pour déterminer la force à rupture lors de l'apparition du délaminage sur le matériau IUT seulement. Une fois encore, l'application du critère couplé a été effectuée en prenant en compte l'effet du vieillissement hydrique sur les résistances hors-plan du matériau IUT. De la même manière que précédemment, les deux valeurs de  $G_{IIIc}$  qui ont été utilisées sont égales à 0.576 N/mm et à 1.728 N/mm. Une fois le critère appliqué, une identification inverse a également été menée afin de déterminer la valeur de  $G_{IIIc}$  à prendre en compte dans l'application du critère couplé pour atteindre les efforts à rupture déterminés expérimentalement.

L'application du critère couplé a été réalisée en s'appuyant de nouveau sur des modèles élémentaires. Le maillage des modèles est identique à celui utilisé précédemment lors de l'application de la méthode de zone cohésive comme illustré sur la Figure 4.9. Des fissures de différentes tailles ont été insérées dans les modèles élémentaires pour calculer les taux de restitution d'énergie incrémentaux pour chaque cas d'étude. Une fois encore ce sont dix tailles de fissures qui ont été représentées : 0  $\mu\text{m}$  (pas de fissures), 10  $\mu\text{m}$ , 20  $\mu\text{m}$ , 30  $\mu\text{m}$ , 40  $\mu\text{m}$ , 50  $\mu\text{m}$ , 100  $\mu\text{m}$ , 250  $\mu\text{m}$ , 500  $\mu\text{m}$  et enfin 1000  $\mu\text{m}$ . Ainsi, 30 modèles élémentaires ont été mis en place afin de déterminer

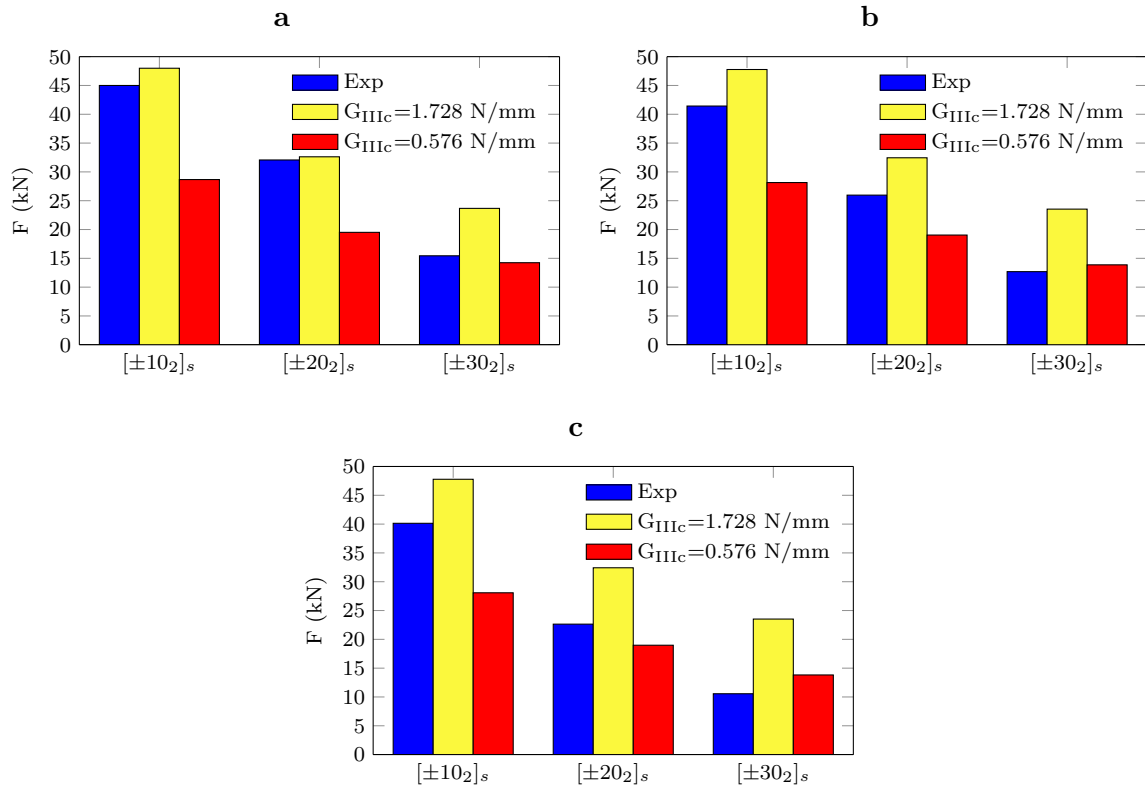


FIGURE 4.10 – Comparaison de la force à rupture obtenue expérimentalement et numériquement avec le critère couplé pour différentes valeurs de  $G_{IIIc}$  en fonction de l'empilement sur le matériau IUT : (a) à l'état sain, (b) à l'état vieilli recuit et (c) à l'état vieilli humide.

les taux de restitution d'énergie pour les trois configurations étudiées. L'effort à rupture est ensuite déterminé par application de la formule donnée en (3.6) dans le chapitre précédent.

Les efforts à rupture obtenus avec cette méthode de prédiction d'apparition du délaminage sont représentés sur la Figure 4.10 en comparaison de l'effort à rupture obtenu expérimentalement. Comme avec la méthode des modèles de zone cohésive, les tendances expérimentale et numérique sont les mêmes, à savoir que l'effort à rupture diminue avec l'augmentation de l'orientation  $\theta$  des fibres. Des conclusions identiques à celles faites avec les modèles de zone cohésive peuvent être faites ici aussi. Effectivement, le délaminage apparaît précocement avec une diminution de la ténacité et l'effet du vieillissement hydrique sur la tenue hors-plan du composite n'est pas pris en compte avec cette méthode non plus puisque la variation de la résistance hors-plan de l'interface n'entraîne aucun changement sur la prédiction de la force à rupture comme l'a montré l'étude paramétrique précédente. Une fois encore, l'impact de  $G_{IIIc}$  est non négligeable sur l'évolution de la force à rupture prédite par le critère couplé puisqu'il y a une différence de 40 % entre les forces à rupture prédites avec une ténacité de 0.576 N/mm et de 1.728 N/mm.

L'identification du taux de restitution d'énergie critique en mode III est également difficile à faire puisqu'elle diffère selon l'orientation des plis comme le montrent les résultats regroupés dans le Tableau 4.4. La valeur de  $G_{IIIc}$  identifiée varie du simple au triple selon l'état de vieillissement du matériau et l'orientation étudiée. Les différences observées peuvent une nouvelle fois provenir de la non-prise en compte de la variation des modes de rupture selon l'orientation des fibres

	$[\pm 10_2]_s$	$[\pm 20_2]_s$	$[\pm 30_2]_s$
Sain	1.510	1.669	0.692
Vieilli recuit	1.301	1.099	0.538
Vieilli humide	1.121	0.830	0.317

Tableau 4.4 – Ténacité  $G_{IIIc}$  identifiée (en N/mm) à l'aide du critère couplé en fonction de l'empilement et de l'état du matériau.

puisque lors de l'application du critère couplé seule la rupture induite par le mode III est prise en compte.

### 4.2.3 Discussion

Les deux méthodes présentées dans les sections précédentes ont été utilisées afin de prédire la rupture des composites par délaminage par effets de bord. Les résultats obtenus à l'aide de ces méthodes ont été résumés dans le Tableau 4.5 en fonction des trois états de vieillissement testés et pour une ténacité en cisaillement hors-plan transverse prise égale à 0.576 N/mm. Les prédictions faites à l'aide des modèles de zone cohésive et du critère couplé sont quasiment identiques, quels que soient l'orientation des fibres et l'état du matériau. Les deux méthodes reproduisent de plus correctement l'augmentation de l'effort à rupture en fonction de la diminution de l'orientation des fibres du composite testé. Tout comme l'étude réalisée sur le matériau aérospatial T800/M21, les prédictions faites à l'aide du critère couplé sont plus proches des résultats expérimentaux avec un écart moyen de 25.5 % contre un écart de 28.1 % avec l'utilisation des modèles de zone cohésive. Enfin, la chute de l'effort à rupture remarquée lors de la campagne expérimentale avec le vieillissement du matériau n'est pas prise en compte par les méthodes utilisées à cause de leur non-dépendance aux résistances du composite mise en avant lors des études paramétriques. Seule une variation de la ténacité du composite a une incidence sur la prédiction de la tenue au délaminage avec les modèles de zone cohésive et le critère couplé. De plus, les valeurs de la ténacité en mode III identifiées avec les deux méthodes de prédiction sont quasiment les mêmes, peu importe l'état de vieillissement du matériau et l'empilement  $[\pm\theta_2]_s$  testé.

En ne prenant en compte que les prédictions faites sur le matériau IUT à l'état sain, l'écart entre les efforts à rupture obtenus expérimentalement et numériquement est égal à 27.7 % avec le critère couplé et 34.1 % avec les modèles de zone cohésive. Ces écarts étaient respectivement égaux à 12.4 % et 18.4 % lors de l'étude menée dans le chapitre sur la prédiction du délaminage sur le matériau aérospatial T800/M21. Malgré le fait que les efforts à rupture déterminés numériquement à l'aide des deux modèles de prédiction reproduisent correctement la tendance expérimentale, à savoir une diminution de l'effort à rupture avec l'augmentation de l'orientation des fibres, il y a donc une augmentation de près de 100 % de l'erreur commise dans la prédiction du délaminage entre les deux matériaux étudiés.

L'identification des ténacités selon l'état de vieillissement du composite a montré que la ténacité  $G_{IIIc}$  tend à diminuer avec le vieillissement. Cette chute est d'autant plus importante que l'orientation des fibres est grande puisqu'elle est égale à 22.9 % pour une orientation de 10°,

a

	Essai	CC	CZM	Diff <sub>CC</sub> (%)	Diff <sub>CZM</sub> (%)
$[\pm 10_2]_s$	45.00	28.67	26.36	36.29	41.42
$[\pm 20_2]_s$	32.07	19.51	17.74	39.16	44.68
$[\pm 30_2]_s$	15.44	14.24	12.93	7.77	16.26

b

	Essai	CC	CZM	Diff <sub>CC</sub> (%)	Diff <sub>CZM</sub> (%)
$[\pm 10_2]_s$	41.43	28.15	26.56	32.05	35.89
$[\pm 20_2]_s$	25.97	19.04	18.02	26.68	30.61
$[\pm 30_2]_s$	12.69	13.87	13.03	-9.30	-2.68

c

	Essai	CC	CZM	Diff <sub>CC</sub> (%)	Diff <sub>CZM</sub> (%)
$[\pm 10_2]_s$	40.14	28.08	26.62	30.04	33.68
$[\pm 20_2]_s$	22.64	18.98	18.07	16.17	20.19
$[\pm 30_2]_s$	10.56	13.92	13.25	-31.82	-27.47

Tableau 4.5 – Comparaison des efforts à rupture (en kN) expérimentaux et numériques obtenus à l'aide des modèles de zone cohésive (CZM) et du critère couplé (CC) pour une ténacité en mode III égale à 0.576 N/mm en fonction de l'état du matériau : (a) sain, (b) vieilli recuit et (c) vieilli humide.



48.2 % pour une orientation de 20° et atteint 61.3 % pour une orientation de 30°. Cette tendance obtenue va à l'encontre des résultats expérimentaux obtenus par N. Tual durant sa thèse [13]. En effet durant sa thèse des essais DCB ont été menés sur le même matériau composite à l'état sain et à l'état vieilli afin de déterminer la ténacité en mode I. Les résultats obtenus montrent une variation très faible de la valeur de  $G_{Ic}$  pour différents temps de vieillissement. Contrairement au cas présent, les essais menés lors de cette thèse ont donc montré que la ténacité n'est pas influencée par le vieillissement hydrique.

Ainsi, les différentes conclusions faites jusqu'à présent indiquent une incohérence avec les études menées jusqu'à présent, notamment sur l'évolution de la ténacité en fonction de l'état de vieillissement du composite. Pour en savoir davantage sur les raisons de ces divergences, il est alors judicieux d'étudier de plus près le composite IUT et en particulier sa microstructure.

### 4.3 Observations microscopiques

Des observations microscopiques ont été menées sur le matériau IUT à l'aide d'un microscope numérique Keyence VHX-5000 pour avoir des informations sur la microstructure du composite.

#### 4.3.1 Microstructure du composite

Dans un premier temps, l'étude microscopique a été faite sur un échantillon unidirectionnel dans la direction des fibres puis dans la direction perpendiculaire aux fibres. Avant l'observation, cet échantillon a été poli sur chacune de ses tranches. Les images prises dans chacun des cas sont présentées sur la Figure 4.11. La première image représentée en (a) a été prise dans la direction longitudinale d'un stratifié UD [0<sub>8</sub>]. La capture représente trois plis orientés à 0° séparés par deux interfaces. Chaque pli est identifié grâce aux paquets de fibres de carbone qui les constituent. Quant aux interfaces, elles sont constituées de deux zones : une zone repérée en jaune sur la Figure 4.11 (a) qui comprend uniquement de la résine et une zone repérée en rouge qui comprend à la fois de la résine et des fils de couture. Ces fils de couture sont utilisés lors de la conception des plaques composites afin de maintenir en place les empilements lors de l'infusion comme mentionnés brièvement dans le chapitre 2.

La présence de ces fils de couture a comme principale conséquence d'augmenter de façon non négligeable l'épaisseur de l'interface entre deux plis. En effet, cette épaisseur est égale à quelques micromètres pour une zone de l'interface seulement constituée de résine et grimpe à une centaine de micromètres en présence de fils de couture. Cette variation d'épaisseur peut alors potentiellement jouer un rôle lors de la rupture du composite par délaminage.

L'image représentée sur la Figure 4.11 (b) a été prise dans la direction perpendiculaire aux fibres et montre également la présence des fils de couture qui apparaissent en blanc au niveau des interfaces qui sont repérées en rouge sur la figure.

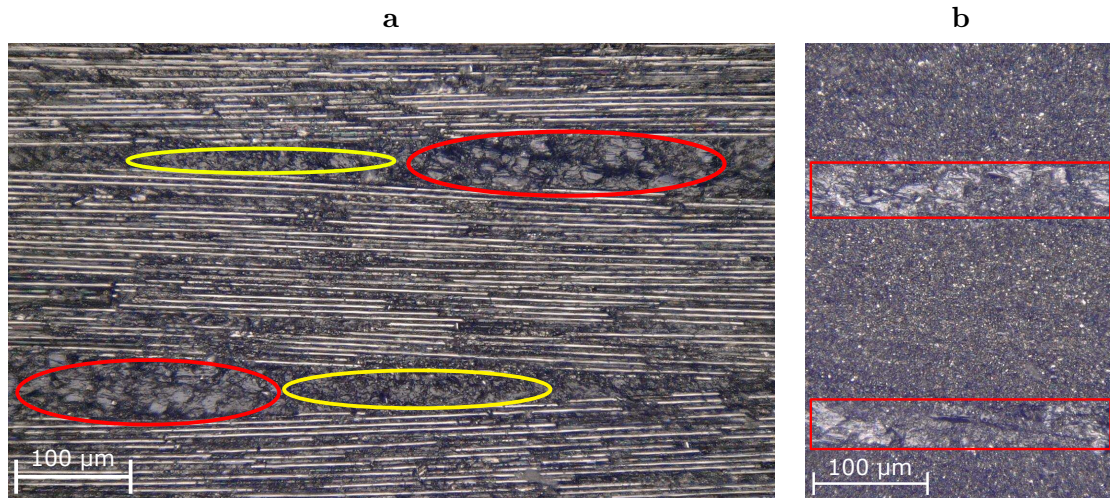


FIGURE 4.11 – Observations microscopiques d'un composite IUT unidirectionnel à 8 plis avec en (a) une observation dans le sens longitudinal et en (b) une observation dans le sens transverse.

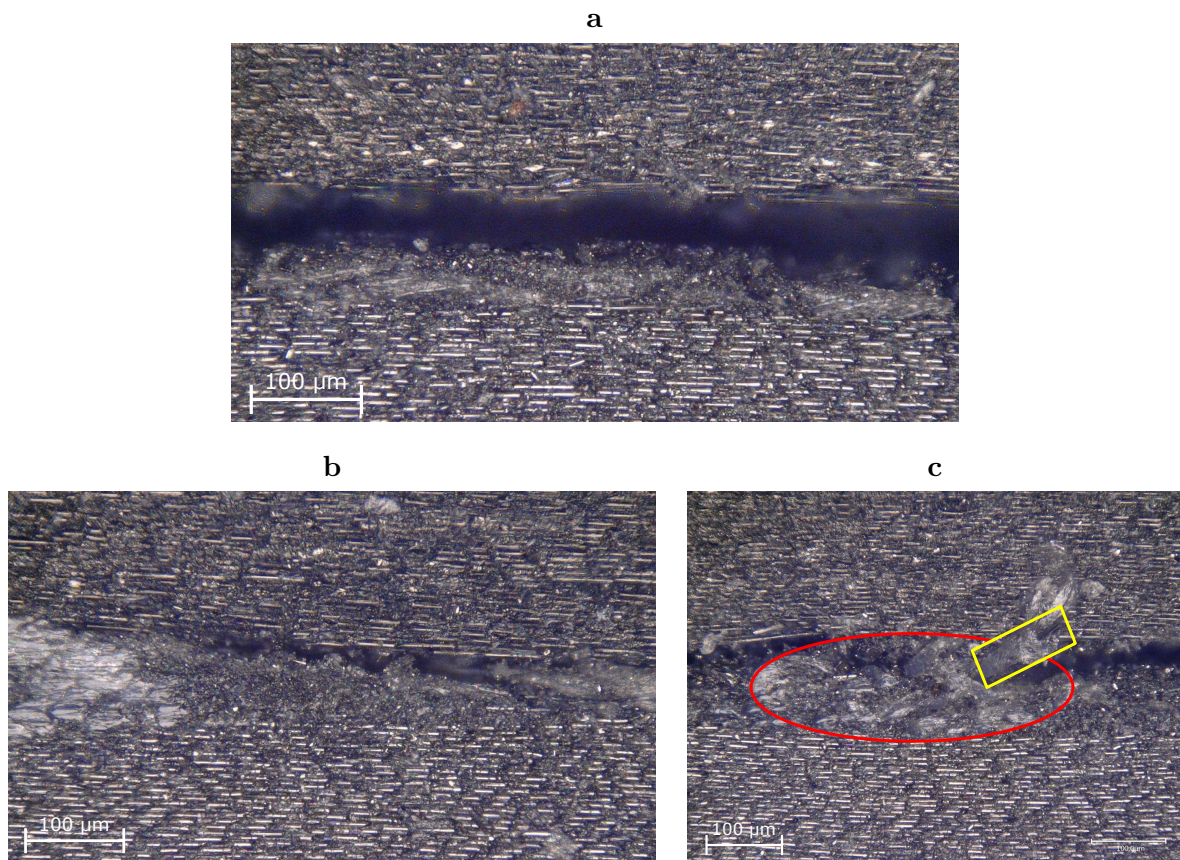


FIGURE 4.12 – Observations microscopiques des faces de rupture d'une éprouvette de traction  $\pm\theta$  rompue par délaminage.

### 4.3.2 Faciès de rupture des éprouvettes de traction

Après avoir réalisé des observations sur la microstructure du composite, les faciès de rupture des éprouvettes de traction  $\pm\theta$  ont été étudiés pour expliquer les différences mentionnées dans la section 4.2.3.

Contrairement au cas précédent, les échantillons n'ont cette fois pas pu être polis avant l'observation à cause du délaminage existant au sein des éprouvettes et donc de la non-planéité des bords du composite. L'analyse microscopique a donc été menée sur la tranche des empilements au niveau de l'interface  $\pm\theta$  délaminée sans préparation de surface. Les différentes images prises sont présentées sur la Figure 4.12. Trois cas de rupture locale de l'interface ont pu être distingués :

Figure 4.12 (a) - La rupture interlaminaire se produit localement dans la matrice sans la présence des fils de couture. La rupture se propage alors « normalement » le long de l'interface.

Figure 4.12 (b) - La rupture interlaminaire se produit localement dans la matrice proche des fils de couture. La décohésion des plis a alors lieu préférentiellement dans la matrice seule (au centre de l'image) et est freinée, voire arrêtée, par la présence des fils de couture (en blanc à gauche de l'image).

Figure 4.12 (c) - La rupture interlaminaire se produit localement à la fois dans la matrice seule et dans les fils de couture. Le chemin de la décohésion est alors influencé par la présence des fils qui sont repérés en rouge sur l'image. La rupture entraîne alors non seulement la rupture de l'interface, mais également la rupture de certains fils de couture comme illustrée en jaune sur la figure.

### 4.3.3 Discussion

Les observations menées à l'aide du microscope numérique ont permis de mettre en avant la présence de fils de couture au sein du matériau composite étudié. Ces fils sont présents aux interfaces des plis afin de garantir le maintien de l'empilement durant la fabrication du matériau. Leur présence entraîne une augmentation de l'épaisseur de l'interface et a une influence sur la rupture du composite par délaminage, car les fils de couture freinent voire stoppent la décohésion qui peut apparaître localement.

Les différences importantes remarquées dans la partie 4.2 peuvent être en partie expliquées par les fils de couture. Tout d'abord, les modèles de zone cohésive s'appuient sur une représentation de l'interface délaminée à épaisseur constante et constituée de résine uniquement. En réalité, cette épaisseur varie et l'interface comporte également des fils de couture. Ces fils jouent alors un rôle de renfort de l'interface ce qui a pour effet d'entraîner une augmentation de l'énergie nécessaire pour faire délaminer le composite par rapport à une interface constituée de résine uniquement. Théoriquement, les fils de couture vont alors entraîner une augmentation de la ténacité du matériau. Une telle augmentation se traduirait alors par une augmentation de la

tenue du composite et donc une augmentation de l'effort à rupture comme déterminé lors de l'étude paramétrique menée sur les méthodes de prédiction d'apparition du délaminage dans le chapitre précédent. La prise en compte des fils de couture aura alors pour effet une meilleure prédiction de la tenue des éprouvettes  $\pm\theta$  face au délaminage.

La différence entre les résultats obtenus par N. Tual [13] et ceux obtenus dans ce chapitre reste néanmoins difficile à expliquer. Pour rappel, les essais DCB menés par N. Tual ont montré une non-influence du vieillissement hydrique sur la valeur de la ténacité en mode I alors que l'identification inverse menée à la fois à l'aide des modèles de zone cohésive et de l'application du critère couplé montre une chute importante de la ténacité en mode III. Une explication possible proviendrait de la détérioration des fils de couture durant le vieillissement hydrique. Les fils de couture seraient alors moins sollicités par les essais DCB que par les essais de traction sur éprouvettes  $\pm\theta$ . Une dégradation des fils de couture entraînerait alors une chute négligeable de la ténacité en mode I mais pas de celle en mode III. Ce serait alors une autre conséquence du vieillissement hydrique qui n'apparaît pas lors des essais DCB.

## 4.4 Conclusions

La prédiction du délaminage dû à la présence des effets de bord a été faite sur un second matériau à application marine. Deux approches ont été utilisées : les modèles de zone cohésive et l'application du critère couplé en contrainte et en énergie. Une campagne expérimentale a été menée sur des éprouvettes de traction du matériau IUT dont l'enveloppe de rupture hors-plan a été mise en place dans le chapitre 2. Les essais réalisés ont permis de valider l'utilisation des deux méthodes de prédiction d'apparition du délaminage à la fois sur un matériau aérospatial (chapitre précédent) et sur un matériau marin puisque les prédictions obtenues montrent la même tendance que les résultats expérimentaux, à savoir une augmentation de l'effort à rupture avec la diminution de l'orientation des fibres du composite testé. Cependant, les prédictions réalisées sur le matériau marin sont assez éloignées des résultats expérimentaux, surtout en comparaison des prédictions faites sur le matériau aérospatial. Des observations microscopiques ont alors montré que la présence de fils de couture aux interfaces des éprouvettes sollicitées pouvait influencer la rupture interlaminaire en ralentissant notamment son apparition et en augmentant possiblement la ténacité du matériau et donc l'effort à rupture prédit. La dégradation de ces fils de couture pourrait également expliquer la chute de la ténacité  $G_{IIIc}$  qui a été mise en évidence après le vieillissement en eau de mer à l'aide des méthodes de prédiction d'apparition du délaminage utilisées ainsi que la constance de la ténacité  $G_{Ic}$  observée sur les essais DCB qui solliciteraient peu les fils de couture.

La question peut alors se poser sur la pertinence des essais d'identification de la ténacité dans le cas de matériaux composites à la microstructure complexe due à la présence de fils de couture par exemple. Ces éléments extérieurs ont essentiellement pour but de faciliter la fabrication et la découpe du composite. C'est également le cas pour le T700/M21 dont l'intégration de nodules thermoplastiques dans la résine aux interfaces permet de réduire les délaminages et les arrachements durant l'usinage [62]. La question qui se pose alors est de savoir si les essais

habituellement utilisés comme l'essai DCB (mode I) présenté dans le chapitre 1 ou encore l'essai MMB (mode mixte I/II) sont suffisants et/ou adaptés pour déterminer la ténacité du composite puisque selon le type de sollicitation choisi la microstructure va potentiellement jouer un rôle plus ou moins important dans l'apparition de la rupture du matériau.

## Effet de l'endommagement mécanique plan sur les résistances hors-plan

Les matériaux composites stratifiés peuvent être soumis durant leur durée de vie à plusieurs types d'endommagement plan. Il peut être dû d'une part à un séjour prolongé en environnement humide et d'autre part à une sollicitation mécanique. Jusqu'à présent, seul le cas d'un endommagement hydrique montrant une diminution non négligeable de la résistance du composite étudié a été mis en avant. Le chapitre présenté ici a pour but d'étudier le second cas d'endommagement plan et de présenter les conséquences sur la tenue hors-plan des matériaux composites.

Cette étude s'est faite en plusieurs étapes. Dans un premier temps, des essais de traction ont été menés afin de faire apparaître des fissures dans le composite. Les éprouvettes ont ensuite été récupérées puis découpées afin d'être réutilisées. Les échantillons ainsi obtenus ont enfin été soumis à une sollicitation mécanique hors-plan à l'aide du montage Arcan modifié. En comparant les résultats expérimentaux obtenus sur des éprouvettes saines (sans endommagement mécanique) et endommagées (avec endommagement mécanique), il a alors été possible d'étudier l'influence de l'endommagement mécanique plan sur la tenue hors-plan du matériau composite. Une étude numérique a été menée dans un second temps afin de valider les observations expérimentales. Les modèles de zone cohésive présentés dans les deux chapitres précédents ont alors été utilisés afin de modéliser l'endommagement et la rupture hors-plan du composite à l'état sain et à l'état endommagé.

**Sommaire**

---

<b>5.1</b>	<b>Endommagement mécanique . . . . .</b>	<b>123</b>
5.1.1	Protocole expérimental . . . . .	123
5.1.2	Suivi de l'endommagement . . . . .	123
<b>5.2</b>	<b>Campagne expérimentale . . . . .</b>	<b>124</b>
5.2.1	État sain . . . . .	125
5.2.2	État fissuré . . . . .	125
5.2.3	Résultats expérimentaux . . . . .	126
<b>5.3</b>	<b>Simulations . . . . .</b>	<b>127</b>
5.3.1	Prédiction de la rupture . . . . .	127
5.3.2	Mise en place des modèles éléments finis . . . . .	127
5.3.2.1	État non-fissuré . . . . .	127
5.3.2.2	État fissuré . . . . .	130
5.3.3	Résultats numériques . . . . .	133
5.3.3.1	État non fissuré . . . . .	133
5.3.3.2	État fissuré . . . . .	135
5.3.3.3	Bilan . . . . .	137
<b>5.4</b>	<b>Conclusions . . . . .</b>	<b>137</b>

---

## 5.1 Endommagement mécanique

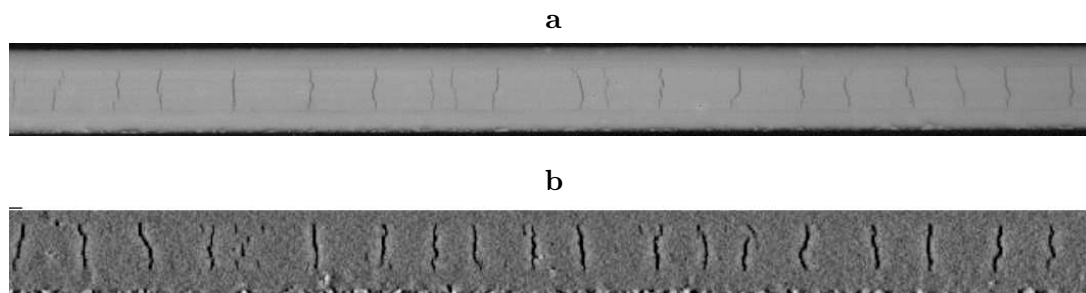


FIGURE 5.1 – Observations des fissures sur une éprouvette de traction  $[0_2, 90_2]_s$  (a) avant et (b) après post-traitement sous Matlab [13].

Afin d'étudier l'effet de l'endommagement mécanique sur la tenue hors-plan du matériau composite, il a fallu dans un premier temps sélectionner un essai ainsi qu'un stratifié permettant de mener à l'endommagement du composite sans atteindre sa rupture finale, l'objectif étant de réutiliser les éprouvettes. L'essai de traction présenté dans le chapitre précédent a été retenu pour faire apparaître de façon progressive un endommagement mécanique plan dans le matériau. Pour éviter toute rupture brutale des éprouvettes, il convient enfin de choisir un stratifié avec une alternance de plis orientés à  $0^\circ$  et à  $90^\circ$ . En effet lors d'un essai de traction, le chargement va être principalement supporté par les fibres orientées à  $0^\circ$  alors qu'un endommagement intralaminare va se produire dans les plis à  $90^\circ$  du fait de la faible résistance des plis lorsqu'ils sont sollicités dans la direction transverse.

### 5.1.1 Protocole expérimental

Les essais de fissuration ont été menés par N. Tual [13] durant sa thèse. Les dimensions des éprouvettes sont les mêmes que celles du chapitre précédent à savoir une section de  $1.7 \times 25 \text{ mm}^2$  pour une longueur totale de 250 mm. Deux stratifiés ont été testés et ont pour empilement respectif  $[0_2, 90_2]_s$  et  $[0, 90, 0, 90]_s$ . Les essais ont été faits selon deux états : un état sain et un état vieilli en eau de mer à  $60^\circ\text{C}$  pendant 900 heures (37.5 jours). Pour chaque configuration, trois répétitions ont été effectuées. Les essais ont été menés sur la même machine de traction universelle que celle utilisée dans le chapitre précédent avec une vitesse de déplacement de la traverse constante et égale à 1 mm/min.

### 5.1.2 Suivi de l'endommagement

Afin de suivre l'endommagement au cours de l'essai, et ainsi éviter la rupture finale des éprouvettes, deux caméras haute résolution ( $2448 \times 2050$  pixels) ont été utilisées. L'application d'une peinture blanche sur la tranche des éprouvettes a de plus permis de mieux suivre l'apparition de la fissuration durant la sollicitation. Les images prises par le duo de caméras ont ensuite été assemblées afin d'obtenir la totalité de la surface latérale de l'éprouvette à l'aide du logiciel Matlab. Un filtre a ensuite été appliqué sur l'ensemble des images afin de faire ressortir les fissures. Un exemple de ce traitement d'images peut être vu sur la Figure 5.1.



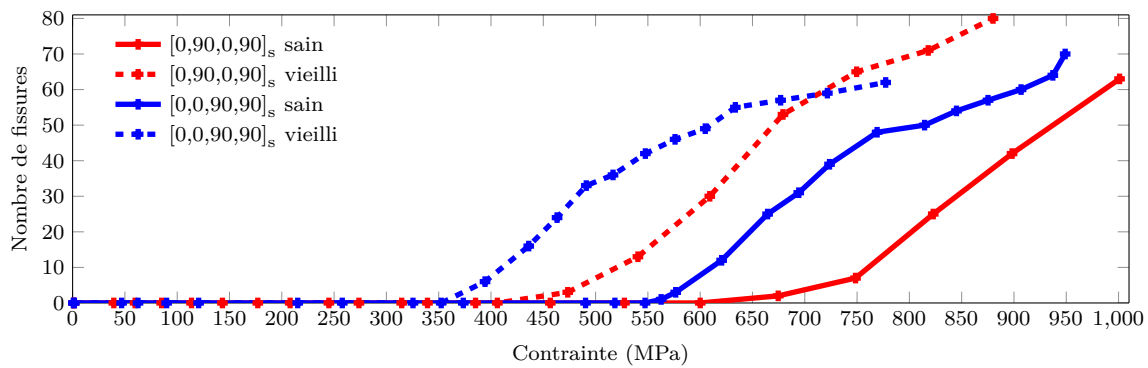


FIGURE 5.2 – Évolution du nombre de fissures en fonction du chargement imposé (en MPa) sur les éprouvettes de traction.

Le comptage du nombre de fissures pour chaque image s'est ensuite fait manuellement en comptant les fissures pour chaque capture réalisée. Seules les fissures apparaissant dans les plis  $90^\circ$  au centre de l'éprouvette ont été prises en compte. L'évolution de nombre de fissures en fonction de la contrainte appliquée est représentée sur la Figure 5.2. La première conclusion qui peut être déduite du graphique mis en place est que le vieillissement a un effet sur l'apparition de l'endommagement au sein du composite. En effet dans le cas d'une éprouvette non vieillie les premières fissures commencent à apparaître pour une contrainte imposée de 550 MPa dans le cas de l'empilement  $[0_2, 90_2]_s$  à l'état sain alors qu'elles surviennent dès 350 MPa lorsque le composite a été vieilli au préalable. Des remarques identiques peuvent être faites sur le second empilement  $[0, 90, 0, 90]_s$ . L'endommagement se produit légèrement plus tôt pour le stratifié  $[0_2, 90_2]_s$ . Ceci provient du fait que la résistance dans la direction transverse dépend de l'épaisseur du pli [63]. Plus le pli est épais, moins sa résistance sera importante. La fissuration sur le stratifié  $[0_2, 90_2]_s$  interviendra donc plus tôt puisqu'il comporte quatre plis centraux orientés à  $90^\circ$  contre deux pour le second stratifié.

Une fois les courbes présentées précédemment mises en place, le calcul du taux de fissuration a été effectué pour chaque éprouvette afin de connaître précisément le taux d'endommagement plan du composite. Pour cela la longueur de la zone d'observation a été divisée par le nombre de fissures finales présentent dans cette zone. En faisant de plus l'hypothèse que la répartition des fissures est uniforme sur la tranche de l'éprouvette, ce qui est de manière générale le cas ici, il est alors possible de déterminer le taux de fissuration des différents stratifiés. Les résultats obtenus sont résumés dans le Tableau 5.1. Le taux de fissuration moyen sur les quatre éprouvettes testées est d'une fissure tous les 1.52 mm. Cette valeur est importante à retenir pour la suite de l'étude pour avoir à l'esprit le degré d'endommagement des composites sollicités.

## 5.2 Campagne expérimentale

La deuxième étape pour mesurer l'effet de l'endommagement mécanique plan sur la tenue hors-plan du matériau composite consiste à comparer les résistances du matériau à l'état sain et à l'état fissuré. L'essai Arcan présenté dans les chapitres précédents a été utilisé pour solliciter les éprouvettes en mode hors-plan. Les essais ont été menés sur une machine de traction universelle

	L (mm)	Nb fissures	Taux de fissuration
$[0, 90, 0, 90]_s$ sain	106	63	1 fissure/1.65 mm
$[0, 90, 0, 90]_s$ vieilli	102	80	1 fissure/1.28 mm
$[0, 0, 90, 90]_s$ sain	105	70	1 fissure/1.50 mm
$[0, 0, 90, 90]_s$ vieilli	102	62	1 fissure/1.65 mm

Tableau 5.1 – Taux de fissuration déterminés en fonction du stratifié testé avec  $L$  la longueur de la zone d’observation et  $Nb$  *fissures* le nombre de fissures présentes dans cette zone à la fin de l’essai.

à une vitesse imposée égale à 1 mm/min. Les conditions d’essai sont identiques à celles présentées dans le chapitre 2.

### 5.2.1 État sain

Les éprouvettes sollicitées à l’état sain sont identiques à celles utilisées lors de la mise en place de l’enveloppe de rupture hors-plan du matériau dans le chapitre 2. Seuls les empilements testés diffèrent. Dans le cas présent, les deux stratifiés testés correspondent à ceux choisis pour les essais de traction présentés précédemment, soit  $[0, 90, 0, 90]_s$  et  $[0_2, 90_2]_s$ .

### 5.2.2 État fissuré

Pour pouvoir solliciter le composite à l’état fissuré à l’aide du montage Arcan, il a fallu dans un premier temps découper des éprouvettes d’une longueur de 74 mm. Cette dimension correspond à la longueur des plaques composite habituellement utilisée lors des essais Arcan. Cette découpe s’est effectuée à l’aide d’une tronçonneuse manuelle Discotom à faible vitesse et sous un jet d’eau pour empêcher tout délaminage du stratifié et réduire son échauffement pendant cette étape. Seules les éprouvettes de traction ne présentant pas de délaminage ont bien évidemment été utilisées puisque le composite doit seulement être endommagé dans le plan avant d’être sollicité. Les éprouvettes de traction sélectionnées correspondent à celles montrées sur la Figure 5.2. Deux éprouvettes Arcan ont été découpées dans chaque échantillon retenu. Les huit plaques ainsi obtenues ont ensuite été collées sur les substrats Arcan en aluminium. La procédure de collage et la préparation des éprouvettes sont identiques à celles décrites dans le chapitre 2. La colle choisie est donc de nouveau l’Araldite 420 et le cycle de polymérisation est de 24 h à température ambiante suivi d’une cuisson de 4 h à 60°C. L’objectif est ici encore de faire rompre l’assemblage Arcan dans le composite pour identifier sa tenue hors-plan à l’état fissuré. Les différentes étapes de cette démarche expérimentale sont résumées sur la Figure 5.3. Aucun mouchetis n’a été appliqué ici puisque seul l’effort à la rupture est nécessaire à l’identification des résistances hors-plan du matériau fissuré. Enfin étant donné le faible nombre d’éprouvettes à disposition, seuls des essais Arcan en traction hors-plan ( $\gamma=0^\circ$ ) ont été menés sur les composites fissurés.

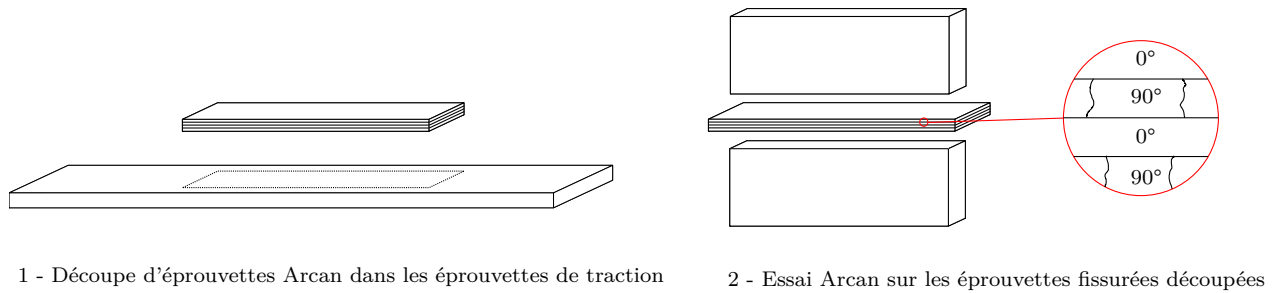


FIGURE 5.3 – Démarche expérimentale pour mesurer l'influence de l'endommagement plan sur le comportement hors-plan avec un composite  $[0,90,0,90]_s$ .

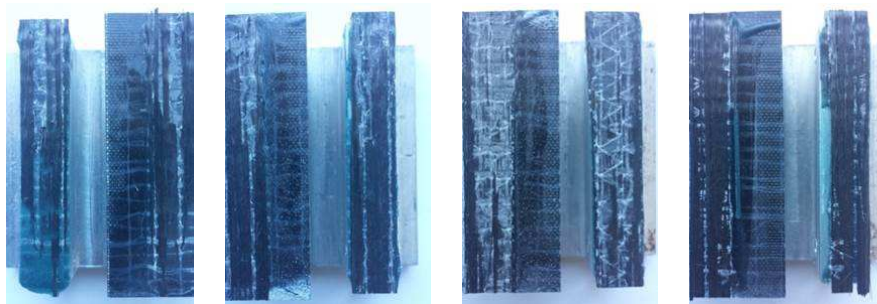


FIGURE 5.4 – Faciès de rupture des éprouvettes fissurées.

### 5.2.3 Résultats expérimentaux

Les différents résultats expérimentaux sont résumés dans le Tableau 5.2. La force à rupture moyenne donnée correspond à l'effort moyen obtenu lors de la rupture des éprouvettes  $[0,90,0,90]_s$  et  $[0_2,90_2]_s$  puisque le comportement en traction hors-plan ne dépend pas de l'empilement testé. Pour chaque configuration étudiée, quatre éprouvettes ont été testées. Dans tous les cas, la rupture de l'assemblage Arcan se produit bien dans la plaque composite comme le confirment les faciès de rupture montrés sur la Figure 5.4. Ces résultats montrent tout d'abord que le vieillissement hydrique a un effet important sur la tenue hors-plan des composites sollicités. Les efforts à rupture obtenus à l'état sain et à l'état vieilli sont sensiblement les mêmes que ceux déterminés lors de la mise en place de l'enveloppe de rupture hors-plan du composite dans le chapitre 2. Cela confirme le fait que l'identification de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  est indépendante de l'empilement sollicité, hypothèse faite dans les chapitres précédents. De plus, la chute de l'effort à la rupture mesurée entre l'état sain et l'état vieilli est quasi identique à la chute observée sur les empilements  $[\pm\theta_2]_s$ .

a			b		
Éprouvette	Force à rupture moyenne (kN)	Écart-type (kN)	Éprouvette	Force à rupture moyenne (kN)	Écart-type (kN)
Non-fissurée	13.49	1.17	Non-fissurée	10.62	1.35
Fissurée	14.04	0.58	Fissurée	10.00	1.07

Tableau 5.2 – Forces à rupture moyennes obtenues lors des essais Arcan sur (a) éprouvettes saines et (b) éprouvettes vieilles.

Les conclusions les plus importantes portent sur l'effort à rupture déterminé à l'état sain (sans fissures) et à l'état endommagé (avec fissures). En ne prenant en compte dans un premier temps que les essais réalisés sur matériau non vieilli, les forces à rupture moyennes sont quasiment identiques, peu importe l'existence ou non de fissuration transverse. En effet, il y a un écart de seulement -4 % entre les résultats obtenus, le signe moins traduisant une légère augmentation de l'effort à rupture dans le cas des éprouvettes testées à l'état fissuré. Pour ce qui est des essais réalisés sur matériau vieilli en eau de mer, des conclusions similaires peuvent être faites. Il y a en effet un écart de seulement 6 % entre l'effort à rupture moyen des éprouvettes non fissurées et celles fissurées. Ces écarts sont d'autant plus négligeables qu'ils sont de l'ordre des écarts-types obtenus sur les quatre éprouvettes testées pour chacune des configurations.

Au regard des différents résultats obtenus à la fois sur composite vieilli, sain, fissuré et non fissuré, la conclusion finale qui peut être faite est que la présence ou non de fissures au sein du matériau composite stratifié étudié semble avoir peu voire pas d'effet sur sa tenue en traction hors-plan qu'il ait subi ou non un vieillissement hydrique.

## 5.3 Simulations

Afin de valider la tendance relevée expérimentalement, plusieurs modèles éléments finis ont été mis en place. Le but de ces modèles est de simuler les essais Arcan sur composite à l'état fissuré et à l'état non fissuré afin de déterminer l'effort à rupture dans chacun des cas étudiés.

### 5.3.1 Prédiction de la rupture

La prédiction de la rupture s'est faite à l'aide des modèles de zone cohésive présentés en détail dans le chapitre précédent. L'utilisation de cette méthode consiste à insérer une zone cohésive au niveau de l'interface qui correspond au lieu d'apparition de la rupture identifié expérimentalement. Dans le cas des deux stratifiés étudiés  $[0,90,0,90]_s$  et  $[0_2,90_2]_s$ , la rupture hors-plan se produit à l'interface des plis  $0^\circ/90^\circ$ . La détermination de l'apparition de la rupture hors-plan se fait alors en regardant l'évolution de la variable d'endommagement  $D$  des éléments de la zone cohésive. Lorsque l'endommagement  $D$  est égal à 1 sur le premier élément cohésif, la rupture est considérée comme effective. C'est la même méthode qui a été utilisée dans les chapitres précédents afin de prédire la tenue des éprouvettes au délaminage.

### 5.3.2 Mise en place des modèles éléments finis

Les paragraphes suivants présentent de façon détaillée la mise en place des modèles éléments finis dans le cas de la modélisation des essais à l'état non fissuré tout d'abord puis à l'état fissuré ensuite. Tous les modèles ont une nouvelle fois été réalisés à l'aide du logiciel Abaqus.

#### 5.3.2.1 État non-fissuré

La modélisation des essais Arcan sur éprouvettes non-fissurées est quasiment identique à celle mise en place dans le chapitre 2 pour l'identification inverse des résistances hors-plan du composite. La différence majeure porte sur la représentation de l'assemblage dû à la présence

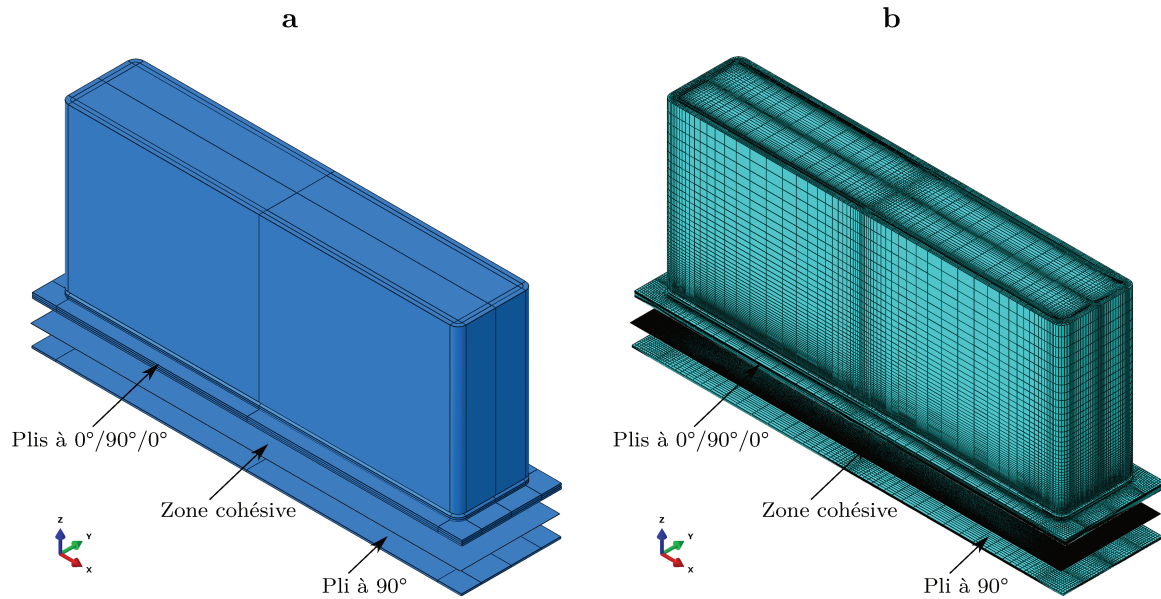


FIGURE 5.5 – Illustration de la modélisation en trois parties de l’essai Arcan sans fissuration en vue éclatée avec (a) l’assemblage et (b) le maillage.

de la zone cohésive. En effet dans la première modélisation mise en place tous les matériaux de l’assemblage, c’est-à-dire le composite, la colle et l’aluminium, ont été représentés en une seule pièce. Ce choix de modélisation a permis de s’affranchir de conditions de contact entre les matériaux et donc d’alléger le temps de calcul. Une modélisation similaire n’est cependant pas possible dans ce cas d’étude puisque la contrainte de traction hors-plan n’est pas uniforme dans le composite (voir chapitre 2). Par conséquent, l’endommagement se fera théoriquement progressivement du centre de la plaque composite vers les bords de l’éprouvette ce qui nécessite d’avoir une zone cohésive finement maillée. Pour éviter d’avoir un maillage final trop lourd, il est alors judicieux de séparer dans une pièce à part la zone cohésive des autres parties de l’assemblage. L’assemblage final est alors constitué de trois parties dans le cas de l’empilement  $[0,90,0,90]_s$  :

- 1 - Le substrat Arcan en aluminium avec des becs pour réduire les effets de bord, le joint de colle d’une épaisseur de 0.2 mm et les plis  $0^\circ/90^\circ/0^\circ$ .
- 2 - La zone cohésive qui représente l’interface  $0^\circ/90^\circ$ .
- 3 - Le pli intérieur orienté à  $90^\circ$ .

L’assemblage constitué de trois pièces est illustré en vue éclatée sur la Figure 5.5 (a). Une seule interface  $0^\circ/90^\circ$  a été représentée à l’aide des éléments cohésifs pour s’affranchir des effets progressifs de l’endommagement aux interfaces des autres plis. L’interface en question est située entre les plis orientés à  $0^\circ$  et à  $90^\circ$  au centre du composite, ce qui correspond au lieu de rupture observé expérimentalement.

Du fait des choix effectués pour la modélisation, il est nécessaire d’imposer des conditions de contact entre les différentes pièces de l’assemblage. Le contact d’attache disponible sous Abaqus

a été utilisé pour modéliser le contact entre les plis  $0^\circ$  et  $90^\circ$  et l'interface représentée par la zone cohésive. Ce type de contact utilise le principe de surface maître et surface esclave et élimine les degrés de liberté des nœuds esclaves en les couplant aux déplacements des nœuds maîtres. Cette représentation est un moyen simple de lier des surfaces de façon permanente puisqu'elle empêche les nœuds esclaves de se séparer des nœuds maîtres tout en permettant une transition du maillage. Le choix des surfaces maîtres et esclaves est assez simple à faire puisqu'il est préférable de choisir comme surface maître la surface qui est la plus grossièrement maillée pour réduire les problèmes numériques et diminuer les temps de calcul [54]. Pour les deux contacts existants ( $0^\circ$ /interface et interface/ $90^\circ$ ), c'est donc la zone cohésive qui jouera le rôle de la surface esclave. Le contact étant de plus permanent entre les différentes parties de l'assemblage, c'est bien l'endommagement des éléments de la zone cohésive qui va rendre compte de la rupture du composite durant la simulation.

Les conditions limites sont identiques à celles mises en place dans le chapitre 2. Le déplacement de la ligne médiane de la face inférieure du composite est bloqué suivant les directions  $x$  et  $z$  de la Figure 5.5 (a) et le déplacement du nœud central de cette ligne est nul dans toutes les directions pour éviter les mouvements de corps rigides. Le chargement appliqué, qui correspond à la force à rupture déterminée expérimentalement, est imposé par l'intermédiaire d'un point de référence. Ce point est lié à la face supérieure du substrat en aluminium par un couplage cinématique. Les déplacements selon les directions  $x$  et  $y$  des nœuds de cette face sont laissés libres à cause de l'effet Poisson qui s'exerce suivant ces deux directions lors d'une sollicitation en traction hors-plan. Enfin pour prendre en compte la symétrie du modèle les déplacements des nœuds de la face inférieure du composite sont bloqués suivant l'axe  $z$  ainsi que leur rotation suivant les axes  $x$  et  $y$ .

Le maillage de la partie supérieure (substrat/colle/composite  $0^\circ/90^\circ/0^\circ$ ) et inférieure (pli à  $90^\circ$ ) est identique au maillage du modèle Arcan du chapitre 2, avec un maillage raffiné au bord pour prendre en compte les gradients de contraintes. La colle a été représentée par une dizaine d'éléments dans son épaisseur avec une taille de maille de  $20\ \mu\text{m}$  environ. Une dizaine d'éléments ont également été utilisés dans l'épaisseur de chaque pli avec un raffinement du maillage pour le pli extérieur proche de la colle avec une taille de maille allant jusqu'à  $4\ \mu\text{m}$ . Le maillage a été réalisé avec des éléments hexaédriques à huit nœuds à intégration réduite. La zone cohésive est quant à elle maillée très finement avec une taille d'éléments d'une dizaine de micromètres. Au total, le modèle comporte un million d'éléments. Ce nombre important est dû au raffinement nécessaire de la zone cohésive comme expliqué précédemment. Le maillage final de l'assemblage est représenté en vue éclatée sur la Figure 5.5 (b).

Les propriétés élastiques du composite, de la colle et de l'aluminium sont les mêmes que celles données dans le chapitre 2. Les éléments de la zone cohésive ont pour résistances celles identifiées lors de la mise en place de l'enveloppe de rupture hors-plan. La ténacité  $G_{Ic}$  a été prise égale à la valeur déterminée par N. Tual [13] et utilisée dans le chapitre précédent, soit  $0.576\ \text{N/mm}$ . Les valeurs attribuées aux autres ténacités ont peu d'importance puisque la rupture se produit théoriquement en mode I pur et n'est donc influencée que par la résistance et la ténacité en mode I. La loi de la zone cohésive a été choisie en accord avec l'étude paramétrique faite

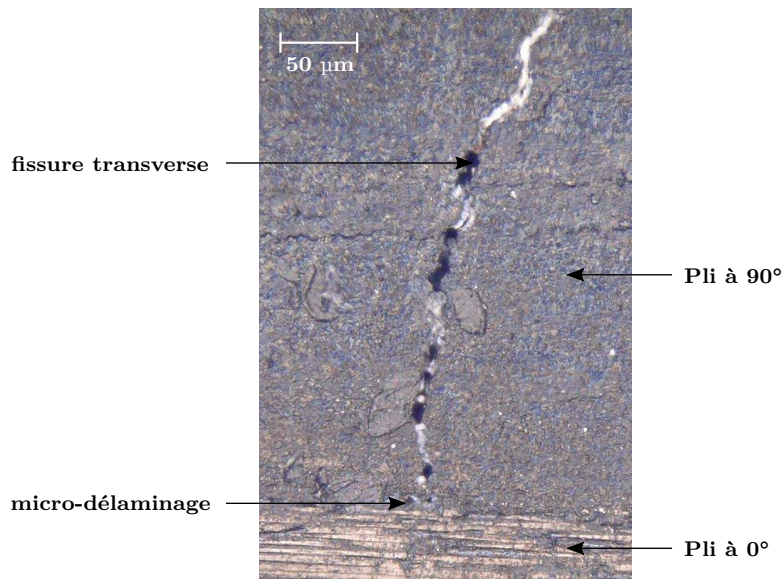


FIGURE 5.6 – Observation microscopique d’une fissure transverse sur un empilement  $[0, 90, 0, 90]_s$ .

dans le chapitre précédent. La raideur des éléments cohésifs sera donc égale à  $10^4$  N/mm<sup>3</sup> et la loi adoucissante sera linéaire puisque cette combinaison de paramètres permet de minimiser les problèmes numériques.

### 5.3.2.2 État fissuré

La modélisation des essais Arcan sur éprouvettes fissurées est quasiment identique à celle mise en place dans la section précédente. L’endommagement induit par les essais de fissuration a été pris en compte dans le modèle éléments finis par une représentation physique des fissures transverses dans les plis à 90°. Ces fissures ont été insérées seulement dans les plis à 90° situés au centre de la plaque composite puisque c’est ici qu’a lieu l’endommagement le plus important conformément aux observations expérimentales. Dans le cas de l’empilement  $[0, 90, 0, 90]_s$ , les fissures ont par conséquent été représentées seulement dans le pli à 90° au centre de l’éprouvette (Figure 5.8 (a)).

Le choix de la localisation des fissures ayant été fait, il reste à définir la forme de ces fissures. Pour cela plusieurs cas de fissures ont été étudiés en faisant à la fois varier la longueur des micro-dé laminages qui apparaissent lors de la fissuration à l’interface 90°/0° et la densité de fissuration, c’est-à-dire la distance qui sépare deux fissures consécutives. Ces deux paramètres seront notés par la suite respectivement  $a$  et  $b$ . Le pli endommagé est donc représenté physiquement par de nombreuses fissures (Figure 5.8 (b)). Afin de quantifier l’effet de la géométrie des fissures et de la densité de fissuration dans le pli endommagé, plusieurs combinaisons des paramètres  $a$  et  $b$  ont été testées. L’objectif de ces différentes modélisations est d’une part de mesurer l’influence de l’endommagement mécanique sur la tenue hors-plan du matériau composite et d’autre part de voir l’effet de la géométrie des fissures et de la densité de fissuration sur la tenue hors-plan du composite.

Des observations microscopiques ont été menées sur l’empilement  $[0, 90, 0, 90]_s$  (Figure 5.6)

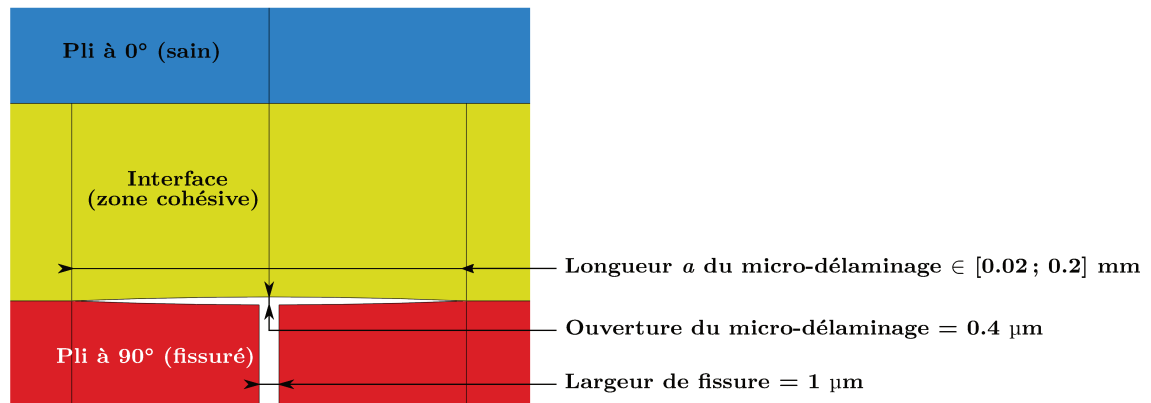


FIGURE 5.7 – Géométrie finale des fissures du modèle éléments finis.

pour avoir davantage d'informations sur l'endommagement du composite. Les fissures transverses et les micro-délaminages ont été observés afin de déterminer leurs tailles pour les représenter dans le modèle éléments finis. Les observations ont permis, s'il le fallait, de confirmer la présence de fissures transverses au sein des plis orientés à  $90^\circ$ . Ces fissures sont caractérisées par quatre paramètres géométriques :

- 1 - La densité de fissuration  $b$  qui correspond à la distance qui sépare deux fissures consécutives. Comme mentionnées au début de ce chapitre (5.1.2), les fissures sont réparties assez uniformément sur la tranche des éprouvettes avec une densité moyenne d'une fissure tous les 1.52 mm. Plusieurs cas de densités seront étudiés à l'aide des modèles éléments finis avec un paramètre  $b$  qui varie de 1 mm à 5 mm.
- 2 - La largeur des fissures. Ce paramètre est difficile à déterminer puisque lorsque le composite n'est plus sollicité les fissures ont tendance à se refermer. La largeur a alors été mesurée au microscope au repos. Elle est de l'ordre du micromètre.
- 3 - La longueur des micro-délaminages  $a$  en pointe de fissure. Cette distance est également difficile à quantifier puisqu'elle varie énormément en fonction de la fissure observée. Néanmoins, un micro-délaminage de quelques dizaines de micromètres semble être assez représentatif de la réalité (Figure 5.2). Plusieurs cas de longueur des micro-délaminages seront étudiés à l'aide des modèles éléments finis avec un paramètre  $a$  qui varie de 20  $\mu\text{m}$  à 200  $\mu\text{m}$ .
- 4 - L'ouverture des micro-délaminages en pointe de fissure. Ce paramètre est lui aussi difficile à estimer pour les mêmes raisons évoquées précédemment puisque les fissures se referment à la fin des essais de fissuration. Une ouverture des micro-délaminages inférieure au micromètre semble pertinente au vu des observations menées.

La géométrie finale des fissures est représentée sur la Figure 5.7. Toutes les fissures sont identiques et sont supposées être parfaitement droites, ce qui n'est en réalité pas le cas puisque les fissures se propagent dans la matrice en fonction de la présence des fibres. La largeur des fissures a été prise égale à 1  $\mu\text{m}$  avec une longueur du micro-délaminage comprise entre 20  $\mu\text{m}$  et 200  $\mu\text{m}$ . Son ouverture a été fixée à 0.4  $\mu\text{m}$ .



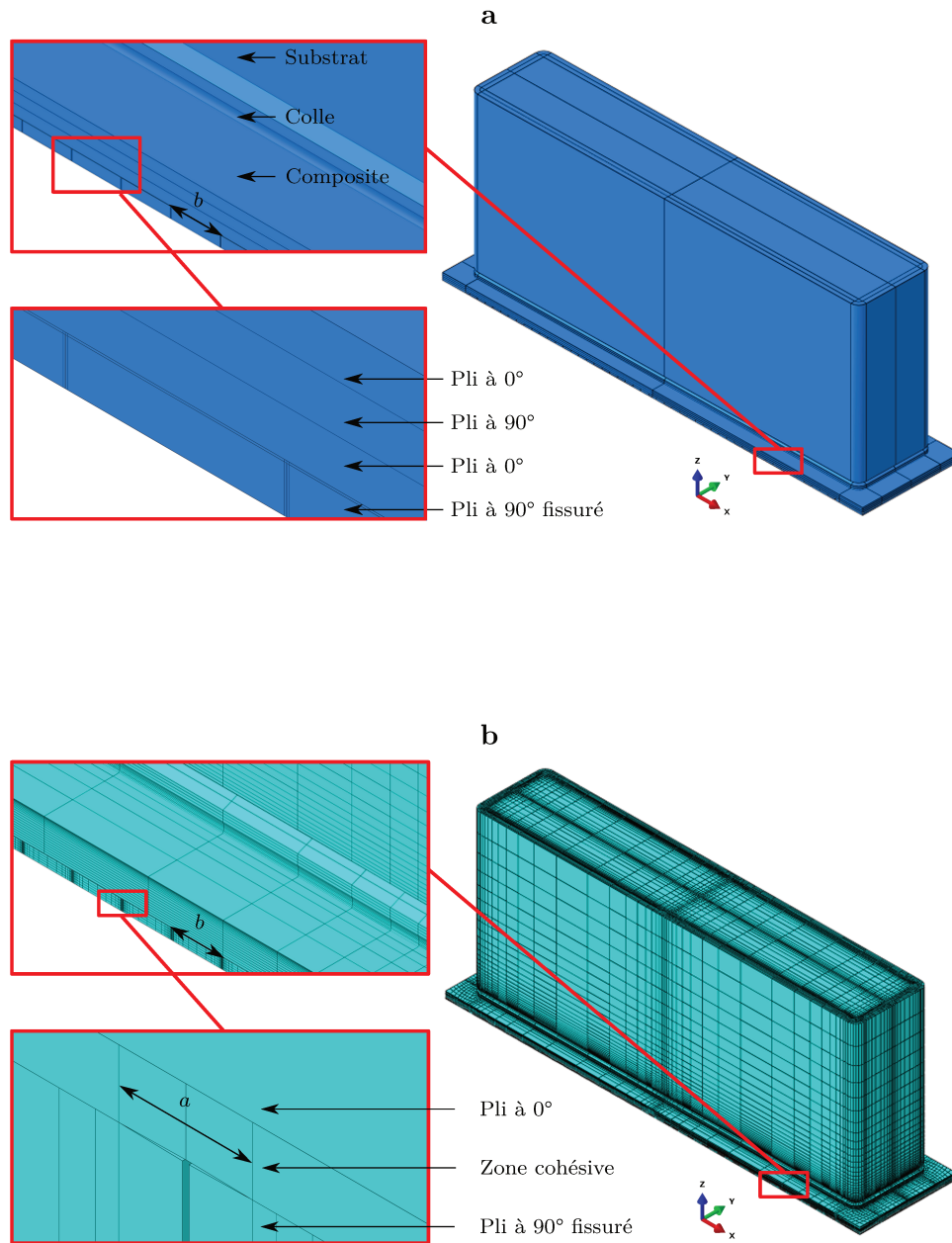


FIGURE 5.8 – Modélisation des essais Arcan sur éprouvettes fissurées avec une densité de fissuration  $a$  égale à 1 mm et une longueur de micro-délaminage  $b$  égale à 0.02 mm avec (a) l'assemblage et (b) le maillage.

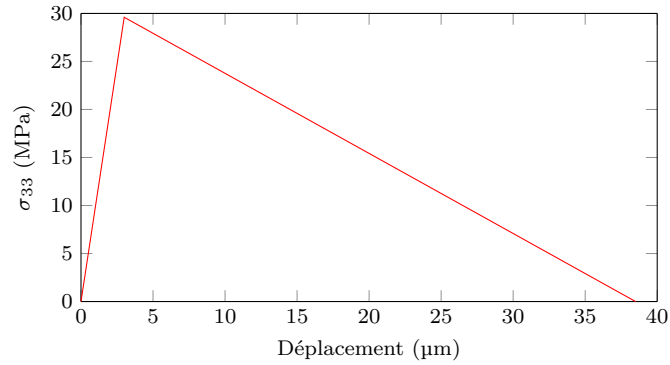


FIGURE 5.9 – Loi de zone cohésive de l’essai de traction sur composite  $[0, 90, 0, 90]_s$  à l’état sain non fissuré.

Les conditions de contact, les conditions limites, les propriétés matériaux élastiques ainsi que la loi d’endommagement sont identiques au modèle sans fissuration présenté dans la section précédente. Seul le maillage diffère légèrement puisque le pli fissuré présente un maillage plus raffiné au niveau des fissures. Tout comme le cas précédent, la simulation est pilotée à effort imposé.

### 5.3.3 Résultats numériques

Conformément à ce qui a été mentionné dans les sections précédentes, seul l’essai Arcan en traction ( $\gamma=0^\circ$ ) a été simulé. Les simulations ont été menées seulement sur l’empilement  $[0, 90, 0, 90]_s$  puisque les résultats expérimentaux ont montré que l’empilement sollicité a peu d’importance sur la tenue en traction hors-plan. Enfin, seul l’état sain a été étudié puisque la prédiction de la rupture à l’aide des modèles de zone cohésive est peu sensible à la variation des résistances hors-plan comme l’a montré l’étude paramétrique menée dans le chapitre précédent.

#### 5.3.3.1 État non fissuré

La simulation de l’essai Arcan sur le composite à l’état non fissuré a conduit à une force à rupture égale à 15.42 kN. Cette force correspond à l’effort relevé lorsque le premier élément de l’interface  $90^\circ/0^\circ$  représentée par la zone cohésive est complètement endommagé, et donc que la variable d’endommagement  $D$  est égale à 1 sur cet élément. La première remarque qui peut être faite est que la valeur obtenue est assez proche de l’effort à rupture déterminé expérimentalement dans la section 5.2.3. La loi d’endommagement du premier élément totalement rompu a ensuite été tracée sur la Figure 5.9. Le début de l’endommagement intervient bien à l’interface pour une contrainte de traction hors-plan  $\sigma_{33}$  égale à 29.6 MPa, ce qui correspond à la valeur de la résistance du composite en mode I pur. De plus, l’aire sous la courbe de la loi de zone cohésive, et donc le taux de restitution d’énergie critique  $G_c$ , est égale à 0.576 N/mm ce qui correspond à la ténacité du matériau en mode I. Ces différents résultats confirment alors que la rupture du composite se produit bien selon un mode I pur.

L’utilisation des modèles de zone cohésive pour prédire l’apparition de la rupture présente quelques inconvénients dans ce cas d’étude. Tout d’abord lors d’une sollicitation en traction

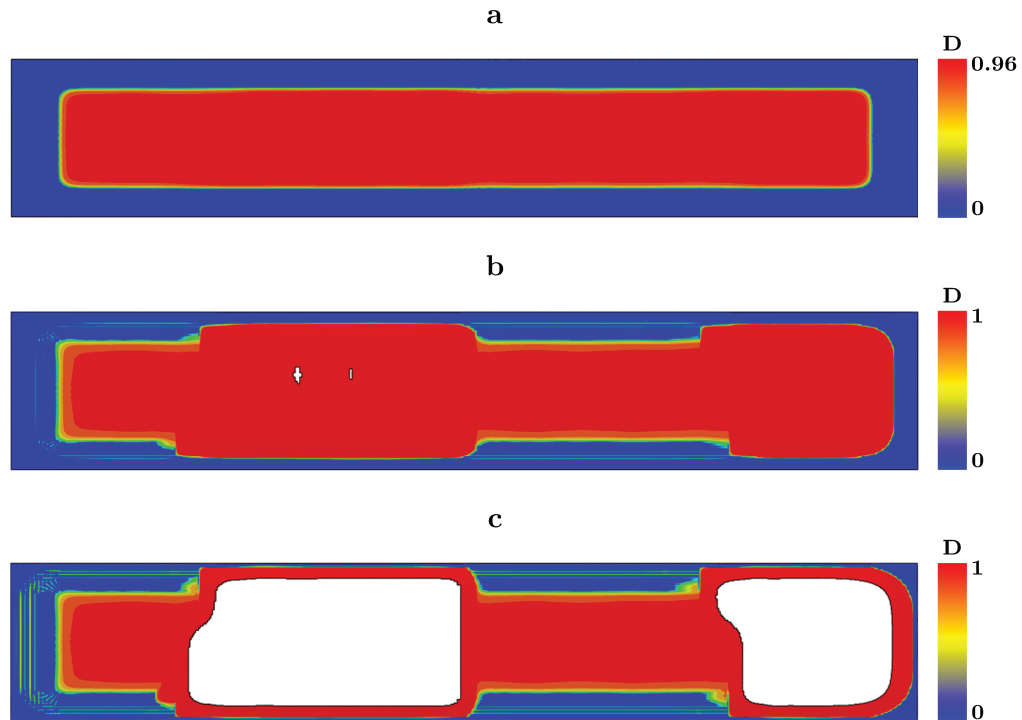


FIGURE 5.10 – Évolution de la variable d'endommagement  $D$  des éléments de la zone cohésive sans endommagement plan : (a) début de l'endommagement, (b) rupture des premiers éléments et (c) propagation de l'endommagement.

hors-plan l'état de contrainte est homogène au centre du composite (voir chapitre 2). De ce fait l'endommagement de l'interface  $90^\circ/0^\circ$  représentée par la zone cohésive va se produire parallèlement sur tous les éléments qui constituent cette zone ce qui va avoir pour effet d'augmenter les problèmes numériques et donc les temps de calcul. Sur la Figure 5.10 sont représentées les différentes étapes d'endommagement de la zone cohésive. Pour plus de lisibilité, les éléments ont été retirés lors de la visualisation. Comme escompté, l'endommagement des éléments cohésifs a lieu simultanément (Figure 5.10 (a)). La zone endommagée correspond à la zone de collage du composite, soit un rectangle aux bords arrondis et de section  $50 \times 9.5 \text{ mm}^2$ . Seuls les éléments situés à l'extrémité du joint de colle présentent un endommagement réduit de façon logique puisque la présence des becs sur les substrats Arcan permet de réduire les effets de bord (chapitre 2). En théorie, la variable d'endommagement devrait alors être atteinte pour un même incrément de temps sur l'ensemble des éléments centraux de la zone cohésive. Cependant, la rupture n'intervient que localement et simultanément sur une dizaine d'éléments avec en parallèle l'apparition d'endommagement sur certains éléments latéraux de la zone cohésive (Figure 5.10 (b)).

Ces résultats numériques sont assez difficiles à interpréter. L'une des hypothèses envisageables est que l'endommagement simultanément des éléments cohésifs est trop gourmand en ressources pour la machine de calcul et présente de trop nombreux problèmes numériques. Lors du calcul, l'endommagement va alors se faire de manière préférentielle sur certaines zones aux dimensions réduites pour pallier ces difficultés. Comme constaté lors de l'étude sur les modèles de zone cohésive, cette méthode de prédiction de la rupture permet également d'étudier la propagation

<b>a (mm)</b>	<b>b (mm)</b>	<b>F (kN)</b>	<b>Baisse (%)</b>
0	0	15.42	0
0.02	1	15.12	1.95
	2.5	15.24	1.17
	5	15.29	0.84
0.04	1	13.54	12.19
	2.5	14.62	5.19
	5	15.21	1.36
0.06	1	14.49	6.03
	2.5	14.9	3.37
	5	15.13	1.88
0.08	2.5	14.78	4.15
	5	15.05	2.40
0.1	1	13.89	9.92
	2.5	14.64	5.06
0.2	5	14.51	5.90

Tableau 5.3 – Évolution de la force à rupture obtenue à l'aide du modèle de zone cohésive en fonction de la longueur du micro-délamination  $a$  et de la longueur consécutive entre deux fissures  $b$ .

de l'endommagement au niveau de l'interface d'étude. Dans le cas présent, cette propagation se fait en plusieurs endroits de la zone cohésive ce qui accentue encore la complexité du modèle (Figure 5.10). Pour toutes les raisons évoquées, l'utilisation des éléments cohésifs pour prédire la rupture en traction hors-plan est une méthode assez lourde puisque le calcul d'endommagement du composite à l'état non fissuré nécessite un mois de calcul sur un nœud de calcul du cluster du laboratoire d'accueil doté d'un biprocesseur Intel E5-2670 à 8 cœurs cadencé à une fréquence de 2.6 GHz et pourvu d'une mémoire de 128 Go.

### 5.3.3.2 État fissuré

Dans le cas de la prédiction de la rupture des éprouvettes Arcan fissurées, des dizaines de calculs ont été menés afin de voir l'influence de la fissuration et l'effet des paramètres  $a$  et  $b$  sur la tenue hors-plan du matériau composite. Les efforts à rupture obtenus pour les différentes combinaisons  $[a, b]$  testées sont résumés dans le Tableau 5.3. La force à rupture donnée correspond encore une fois à l'effort appliqué sur le point de référence associé à la face supérieure du substrat en aluminium lorsque le premier élément de la zone cohésive est totalement endommagé ( $D=1$ ). Les résultats obtenus montrent que plus le paramètre  $b$  à une valeur faible, et donc plus la densité de fissuration est importante, moins la force à rupture est grande. Cependant, les différences observées restent relativement modérées puisque la chute d'effort reste limitée à

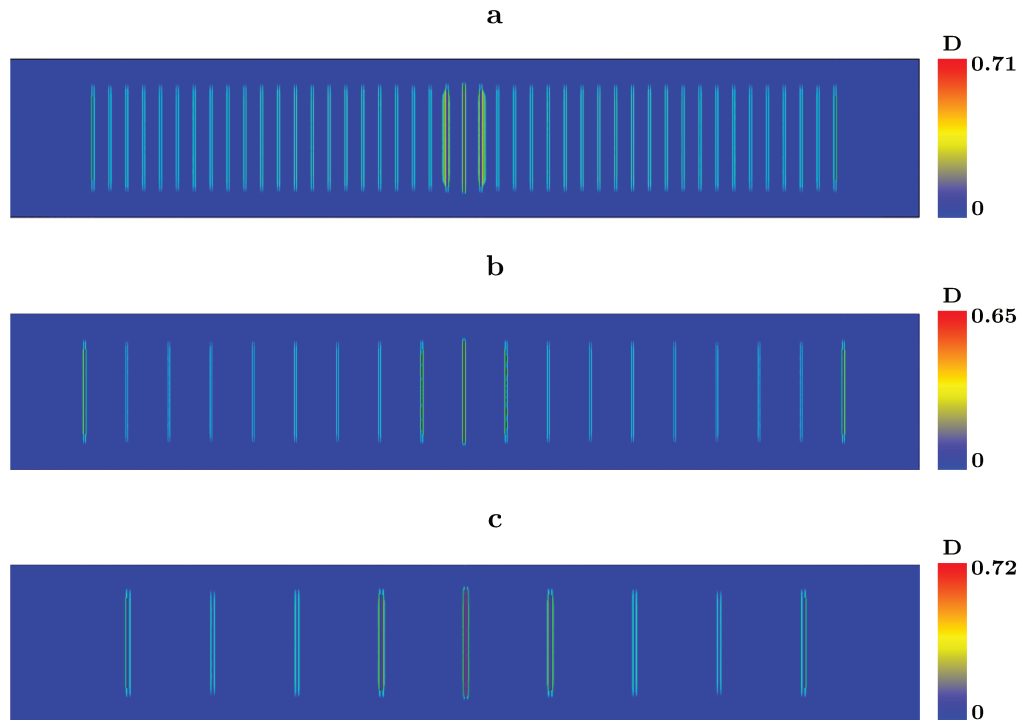


FIGURE 5.11 – Évolution de la variable d'endommagement  $D$  des éléments de la zone cohésive avec endommagement plan en fonction des paramètres  $a$  et  $b$  : (a)  $a = 0.1$  mm et  $b = 1$  mm, (b)  $a = 0.08$  mm et  $b = 25$  mm, (c)  $a = 0.2$  mm et  $b = 5$  mm.

quelques centaines de Newton. Pour ce qui est de l'influence du paramètre  $a$ , qui correspond à la longueur du micro-délaminage en pointe de fissure, il est difficile d'observer une tendance globale. Néanmoins, il semble que la force à rupture diminue avec l'augmentation de la longueur des micro-délaminages. En effet pour un paramètre  $b$  fixé à 5 mm, la force à rupture chute de 780 N pour une longueur des micro-délaminages variant de 0.02 mm à 0.2 mm. Tout comme précédemment, cette observation est à relativiser du fait de la faible chute de la force à rupture. En résumé, peu importe la combinaison  $[a, b]$  choisie, l'effort à rupture reste quasiment inchangé entre l'état fissuré et l'état sain.

Contrairement au cas de la traction hors-plan sur une éprouvette composite saine, l'endommagement de la zone cohésive se fait cette fois-ci de manière non uniforme. En effet, la variable d'endommagement  $D$  évolue plus rapidement dans les éléments à proximité des fissures représentées, peu importe les couples  $[a, b]$  choisis (Figure 5.11). Les mêmes problèmes numériques se posent également ici puisque l'endommagement se produit parallèlement au voisinage de toutes les fissures présentes dans le pli central orienté à  $90^\circ$ . Tout comme le cas de la simulation menée sur le composite non fissuré, la rupture des éléments cohésifs se produit finalement localement au voisinage d'une fissure avant de se propager aux fissures environnantes. L'endommagement simultané des centaines d'éléments cohésifs conduit à un temps de calcul extrêmement important pour chaque cas de figure étudié, avec une durée moyenne d'un mois par calcul.

### 5.3.3.3 Bilan

Au regard des différents résultats numériques obtenus lors de la prédiction de la rupture en traction hors-plan à l'aide des modèles de zone cohésive, il semble que la présence ou non de fissures transverses dans le matériau composite étudié n'ait que peu voire pas d'effet sur sa tenue en traction hors-plan. Cette conclusion confirme la tendance observée lors de la campagne expérimentale, avec une force à rupture quasi identique quel que soit l'état du matériau sollicité (5.2.3).

## 5.4 Conclusions

La campagne expérimentale menée sur des éprouvettes composites saines et endommagées mécaniquement dans le plan a permis de mettre en avant le fait que l'endommagement plan au sein du composite stratifié étudié n'a que très peu voire pas d'influence sur sa tenue en traction hors-plan. Cette observation est valable que le composite ait été testé à l'état sain ou à l'état vieilli. Cette tendance a par ailleurs été confirmée numériquement à l'aide de modèles d'endommagement basés sur l'utilisation des zones cohésives pour prédire l'apparition de la rupture au sein du composite. Peu importe la densité de fissuration ou la géométrie de la fissure testées, dans tous les cas l'écart entre l'effort à rupture obtenue sur le composite sain et le composite fissuré reste négligeable.

Cependant, ces résultats sont à relativiser du fait du cas d'étude bien particulier. En effet, l'endommagement a été provoqué dans les plis orientés à  $90^\circ$ . De plus, seul le cas de la traction hors-plan a été étudié expérimentalement et numériquement. Or, lorsque le composite endommagé va être sollicité en traction hors-plan, les fissures dans les plis à  $90^\circ$  vont avoir tendance à se refermer ce qui peut limiter leur effet sur la tenue hors-plan du matériau composite.



## Assemblages collés composites

Les moyens expérimentaux et numériques utilisés jusqu'à présent ont permis d'une part de mettre en place l'enveloppe de rupture hors-plan du matériau composite étudié et d'autre part d'étudier l'influence de l'endommagement plan, qu'il soit d'origine hydrique et/ou mécanique, sur sa tenue hors-plan. Cette dernière étant alors maintenant caractérisée, il est judicieux de s'intéresser à celle des assemblages composites collés. Ce type d'assemblage est en effet de plus en plus utilisé dans le domaine maritime notamment de par ses propriétés intéressantes d'étanchéité.

Cette étude portera sur deux types d'assemblage particulier. Le premier d'entre eux est composé des deux plaques composites collées sur la totalité de leurs longueurs et a été sollicité en cisaillement hors-plan à l'aide d'un essai de flexion trois-points avec appuis rapprochés. Plusieurs états de vieillissement ont été testés afin de voir l'influence de l'endommagement hydrique non seulement sur la tenue hors-plan de l'assemblage collé, mais également sur la localisation de la rupture. Le but de ces essais a en effet été de voir si une rupture qui se produit au sein du composite à l'état sain pouvait migrer vers le joint de colle à l'état vieilli.

Le second type d'assemblage étudié est un joint de simple recouvrement constitué lui aussi de deux plaques composites. L'objectif de cette seconde campagne expérimentale a été d'étudier l'influence de la géométrie de l'assemblage sur sa tenue hors-plan et également de mesurer l'effet de l'endommagement mécanique plan sur la résistance hors-plan du joint collé. Une modélisation éléments finis a enfin été mise en place afin de prédire la rupture des assemblages testés et ainsi valider les observations expérimentales.



**Sommaire**

---

<b>6.1</b>	<b>Essais de flexion trois-points avec appuis rapprochés . . . . .</b>	<b>141</b>
6.1.1	Préparation des éprouvettes . . . . .	141
6.1.2	Campagne expérimentale . . . . .	141
6.1.3	Résultats expérimentaux . . . . .	142
6.1.4	Essais ILSS sur assemblage aluminium/colle/aluminium . . . . .	147
<b>6.2</b>	<b>Essais de simple recouvrement . . . . .</b>	<b>148</b>
6.2.1	Campagne expérimentale . . . . .	148
6.2.2	Résultats expérimentaux . . . . .	151
6.2.3	Prédiction de la rupture . . . . .	154
6.2.3.1	Modélisation . . . . .	154
6.2.3.2	Modèles de fissuration . . . . .	156
6.2.3.3	Critère couplé . . . . .	157
6.2.3.4	Identification de la résistance de traction hors-plan de l'Aral- dite 2015 . . . . .	158
6.2.4	Résultats numériques . . . . .	161
6.2.4.1	Application du critère couplé . . . . .	161
6.2.4.2	Prédiction de la rupture hors-plan . . . . .	164
6.2.4.3	Observations microscopiques . . . . .	167
6.2.5	Prise en compte de l'endommagement plan . . . . .	168
6.2.5.1	Modélisation . . . . .	168
6.2.5.2	Résultats numériques . . . . .	171
6.2.5.2.1	Sans fissuration transverse . . . . .	172
6.2.5.2.2	Avec fissuration transverse . . . . .	174
6.2.6	Bilan . . . . .	176
<b>6.3</b>	<b>Conclusions . . . . .</b>	<b>179</b>

---

## 6.1 Essais de flexion trois-points avec appuis rapprochés

La première campagne expérimentale a été menée sur des assemblages composites collés afin de voir l'effet du vieillissement hydrique sur la tenue de l'assemblage en cisaillement hors-plan. Les essais ont été réalisés à l'aide du montage de flexion trois-points avec appuis rapprochés décrit dans le premier chapitre et déjà utilisé dans le deuxième chapitre.

### 6.1.1 Préparation des éprouvettes

Les éprouvettes qui ont été testées sont composées d'une plaque composite, d'un joint de colle et d'une autre plaque composite. Le matériau composite utilisé correspond au matériau IUT à fibres de carbone classiquement utilisé dans le domaine maritime et déjà étudié dans les chapitres précédents. Les plaques composites correspondent à un stratifié unidirectionnel. Les deux plaques ont été collées à l'aide d'un adhésif époxyde bicomposant thixotrope nommé Araldite 2015 qui présente une grande résistance au pelage et au cisaillement et est utilisé dans le milieu marin.

Afin d'éviter toute rupture adhésive prématurée due à un mauvais collage, les surfaces des plaques ont subi un traitement de surface mécanique avant le collage. Ces surfaces ont été poncées au papier de verre de grade 220 pour retirer les impuretés et les couches d'oxyde et favoriser la tenue de l'interface colle/composite. Un dégraissage et un nettoyage ont ensuite été appliqués à l'acétone pour éliminer les résidus restant après l'abrasion mécanique.

Une fois la préparation des surfaces terminée, l'adhésif a été appliqué sur le composite. La préparation de l'adhésif bicomposant employé a été faite à l'aide d'un mélangeur Speedmixer à une vitesse de 2500 tr/min pendant une durée de 5 min. L'épaisseur du joint de colle a été choisie égale à 0.5 mm. Des cales ont été utilisées pour garantir cette épaisseur. Lors du cycle de polymérisation une précharge a été appliquée sur les assemblages afin d'éviter le gonflement du joint de colle. La polymérisation de l'adhésif s'est faite par une cuisson à une température de 60°C pendant une heure.

Un mouchetis a enfin été appliqué sur une des tranches de l'assemblage obtenu pour suivre l'évolution des champs de déplacement et de déformation pendant l'essai. Une peinture blanche a également été appliquée sur la tranche opposée pour voir l'apparition progressive de l'endommagement.

### 6.1.2 Campagne expérimentale

La sollicitation hors-plan des assemblages s'est faite par l'intermédiaire d'un montage de flexion trois-points avec appuis rapprochés. Comme mentionné dans le chapitre 2, cet essai permet de générer un état de cisaillement hors-plan quasi pur dans l'assemblage entre le rouleau de charge et les rouleaux d'appuis tout en réduisant les contraintes de flexion grâce à la faible distance entre les rouleaux d'appui. La configuration et la géométrie des essais de flexion trois-points avec appuis rapprochés (essai ILSS) sont représentées sur la Figure 6.1. Le diamètre du rouleau de charge est égal à 10 mm et celui des rouleaux d'appui à 4 mm. L'espacement entre

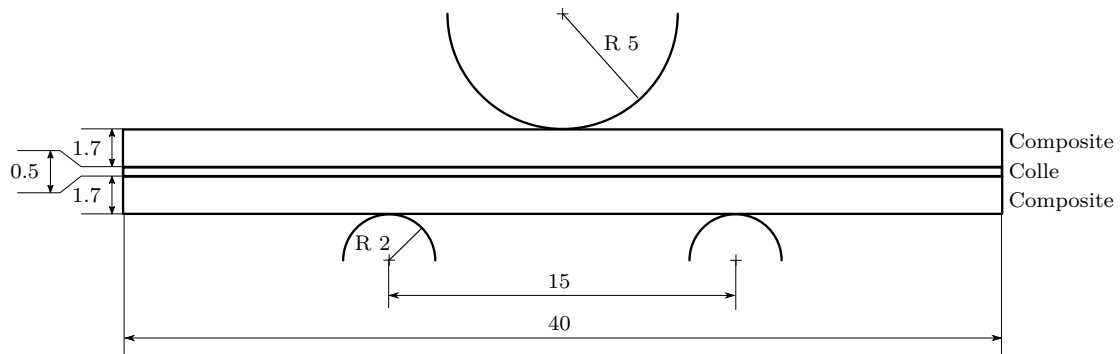


FIGURE 6.1 – Géométrie de l'essai ILSS sur assemblage composite/colle/composite (dimensions en mm, proportions respectées).

les rouleaux d'appui vaut 15 mm. Les assemblages composites collés ont une épaisseur égale à 3.9 mm avec une épaisseur des plaques composites égale à 1.7 mm et un joint de colle de 0.5 mm. La largeur de l'assemblage vaut 14 mm.

Les essais ILSS ont été menés sur trois types d'assemblages différents :

- Un assemblage sain : l'assemblage est testé directement après le cycle de polymérisation à l'état sain, c'est-à-dire sans vieillissement hydrique.
- Un assemblage vieilli humide : l'assemblage est testé directement après un cycle de vieillissement hydrique. Ce vieillissement a été fait en eau de mer salée à 60°C pendant une durée de 37.5 jours. Ce cycle correspond à celui utilisé lors du vieillissement des éprouvettes composites dans les chapitres 2, 4 et 5.
- Un assemblage vieilli recuit : l'assemblage est testé selon les mêmes conditions que l'assemblage vieilli humide. L'assemblage a néanmoins subi un cycle de post-cuisson après un vieillissement de 24 heures à température ambiante puis de 4 heures à une température de 60°C. Ce cycle correspond au cycle de cuisson de l'adhésif Araldite 420 utilisé lors de la préparation des essais Arcan dans le chapitre 2.

Les essais ont été suivis à l'aide de deux caméras haute résolution (2448 x 2050 pixels). La première caméra a été utilisée pour prendre des images de la tranche mouchetée afin d'obtenir les champs de déplacement et de déformation au cours de l'essai. La seconde caméra a été utilisée pour capturer des images de la tranche blanchie afin de suivre l'endommagement progressif apparaître dans l'assemblage. Le dispositif expérimental est représenté sur la Figure 6.2. Selon les recommandations de la norme ISO 14130 [49], cinq essais ont été réalisés pour chaque configuration étudiée pour prendre en compte la dispersion. Les essais ont été menés avec une vitesse de déplacement du rouleau de charge constante et égale à 1 mm/min.

### 6.1.3 Résultats expérimentaux

Les contraintes moyennes à rupture obtenues avec les essais ILSS sur les assemblages composite/colle/composite sont résumées sur la Figure 6.3. Elles correspondent aux contraintes de

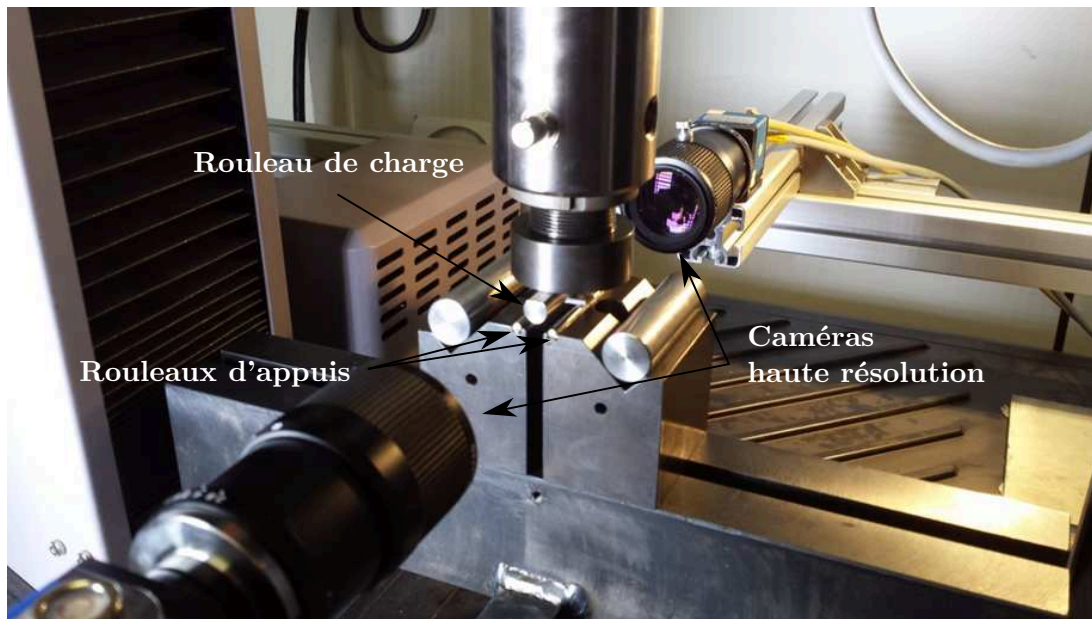


FIGURE 6.2 – Dispositif expérimental utilisé lors des essais ILSS sur assemblage composite/colle/composite.

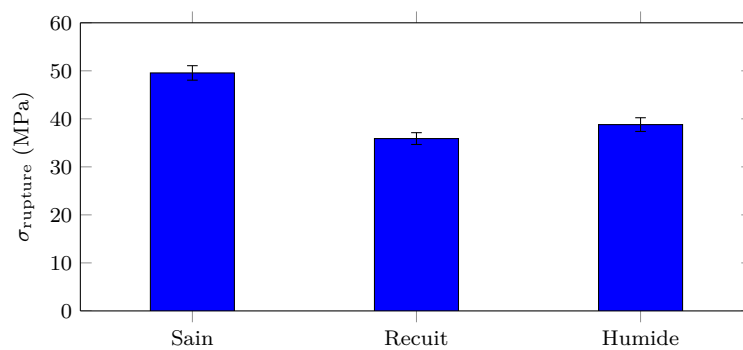


FIGURE 6.3 – Comparaison de la contrainte à rupture moyenne obtenue expérimentalement à l'aide des essais ILSS en fonction de l'état des assemblages composite/colle/composite testés.

cisaillement hors-plan apparentes qui sont égales à :

$$\tau_{xz} = \frac{3}{4} \frac{F}{bh} \quad (6.1)$$

avec  $F$  l'effort à rupture,  $b$  la largeur et  $h$  l'épaisseur des éprouvettes. L'utilisation de cette formule permet d'avoir une première idée de la contrainte à rupture puisque l'application de cette formule ne peut se faire en théorie qu'en présence d'un matériau isotrope [49].

Il est tout d'abord intéressant de noter que les essais sont peu dispersifs avec un écart-type maximum de 1.51 MPa dans le cas des assemblages sollicités à l'état sain. Les résultats obtenus montrent de plus encore une fois que le vieillissement hydrique a un effet non négligeable sur la résistance en cisaillement des assemblages collés. La contrainte moyenne à rupture passe en effet de 49.6 MPa pour les assemblages testés à l'état sain à 38.8 MPa pour ceux testés à l'état humide. La diminution de la résistance en cisaillement de l'assemblage collé composite est donc égale à 25.6 %. Cette valeur est légèrement inférieure à la chute de la résistance en cisaillement hors-plan notée sur le composite seul qui est de 21.7 % (voir chapitre 2). Néanmoins contrairement à ce qui a été observé sur le composite seul, la chute de la résistance en cisaillement est plus marquée lorsque l'assemblage a subi une post-cuisson après le cycle de vieillissement. En prenant en compte l'ensemble des résultats obtenus jusqu'à présent, il semble raisonnable de supposer que cette différence est due à la présence du joint de colle dans l'assemblage. En effet, tous les essais menés sur des composites à l'état vieilli ont mis en évidence un regain de la tenue du composite après un recuit qui fait suite au vieillissement hydrique.

L'effort à rupture  $F$  a été déterminé à l'aide des images prises par les caméras durant l'essai. Les images mouchetées ont tout d'abord été post-traitées à l'aide du logiciel Matlab pour faire la corrélation d'images et mettre en place les champs de déplacement et de déformation sur la tranche de l'assemblage. L'étude s'est focalisée en particulier sur la déformation  $\varepsilon_{xz}$  qui fait apparaître la rupture progressive au sein de l'assemblage due aux contraintes de cisaillement hors-plan. Pour confirmer les résultats obtenus grâce à la corrélation, les images prises sur la tranche blanchie ont ensuite été utilisées. Ces dernières ont de plus permis de localiser précisément l'apparition et la propagation de la rupture au cours des essais. Les champs de déplacement  $\varepsilon_{xz}$  mis en place pour chaque image capturée ont alors mis en évidence trois étapes lors de la rupture des assemblages composites collés testés :

- 1 - Les premiers délaminages apparaissent au sein des plaques composites. Cette apparition coïncide avec une chute de l'effort imposé par le rouleau de charge (Figure 6.4 (a)). La corrélation d'images réalisée à cet instant ainsi que l'image prise sur la tranche blanchie mettent en avant un endommagement qui se produit entre le rouleau de charge et les rouleaux d'appui puisque les contraintes de cisaillement hors-plan sont maximales dans cette zone.
- 2 - Le délaminage se généralise à l'ensemble des plis des plaques composites (Figure 6.4 (b)). La corrélation d'images met également en évidence un début d'endommagement de l'interface colle/composite. L'effort imposé par le rouleau de charge cesse de diminuer et reste quasi constant durant cette étape.

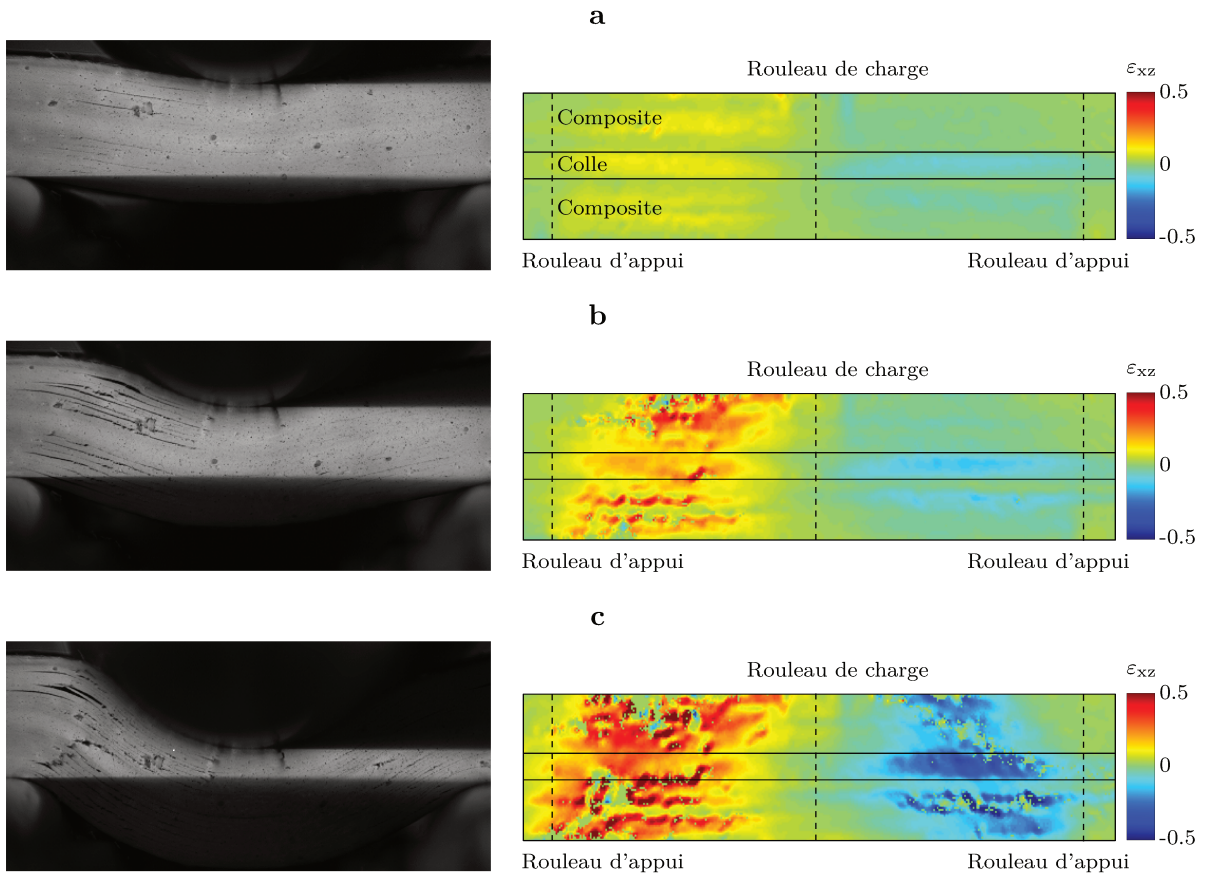


FIGURE 6.4 – Évolution du champ de déformation de cisaillement hors-plan  $\varepsilon_{xz}$  au cours de l'essai sur l'assemblage composite/colle/composite : (a) apparition du délaminage au sein du composite, (b) propagation du délaminage et (c) rupture totale de l'assemblage due au délaminage ainsi qu'à l'apparition de fissures intralaminaires et à l'endommagement du joint de colle.

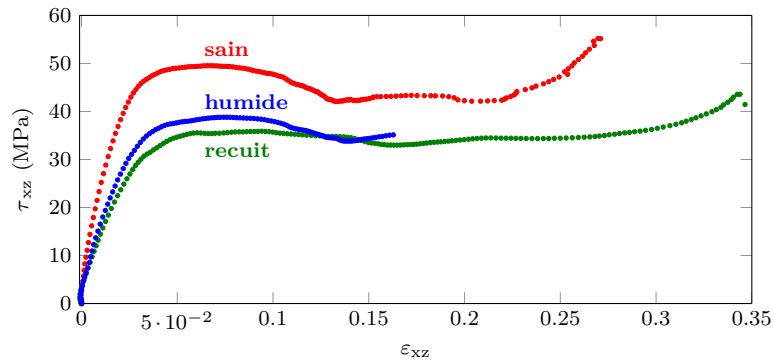


FIGURE 6.5 – Évolution de la contrainte de cisaillement hors-plan  $\tau_{xz}$  en fonction de la déformation de cisaillement hors-plan  $\varepsilon_{xz}$  selon l'état de vieillissement de l'assemblage.

- 3 - L'endommagement se propage à l'ensemble de l'assemblage (Figure 6.4 (c)). Les images capturées et les champs de déformations de cisaillement hors-plan mis en place montrent en effet, en plus de délaminage, une fissuration des plis, une rupture de l'interface colle/composite ainsi qu'une rupture du joint de colle en « S » typique d'un faciès de rupture de cisaillement. Cette étape correspond une augmentation importante de l'effort du rouleau de charge.

Ces trois étapes mises en évidence à l'aide des images capturées au cours des essais sont également visibles sur les courbes contraintes/déformation mises en place pour chaque état de vieillissement étudié sur la Figure 6.5. Sur ces courbes, la contrainte  $\tau_{xz}$  correspond à la contrainte de cisaillement hors-plan calculée à l'aide de la formule (6.1). La déformation de cisaillement hors-plan  $\varepsilon_{xz}$  a quant à elle été calculée à l'aide de Matlab lors de la corrélation d'images. Cette déformation correspond à la déformation moyenne de la zone située entre le rouleau de charge et le rouleau d'appui où se produit l'apparition de la rupture. Chacune des courbes représente la moyenne obtenue sur les cinq éprouvettes sollicitées. Ces courbes mettent donc en évidence les trois étapes décrites précédemment : chute de la contrainte et donc de l'effort du rouleau de charge lors de l'apparition du délaminage, stabilisation de l'effort avec la généralisation du délaminage à l'ensemble des plaques composites puis augmentation de cet effort avec la rupture générale de l'assemblage. Il est également intéressant de remarquer que l'apparition de l'endommagement se fait pour une même déformation  $\varepsilon_{xz}$  environ égale à 7 %, quel que soit l'état de vieillissement de l'assemblage sollicité.

Comme annoncé au début de cette partie, l'objectif de ces essais ILSS sur assemblages composites collés était d'une part d'étudier l'influence de l'endommagement hydrique sur leur résistance en cisaillement hors-plan, mais également de regarder l'évolution de la localisation de l'endommagement en fonction de l'endommagement hydrique des assemblages. L'ensemble des acquisitions réalisées durant les essais a alors montré que la rupture des assemblages se produit toujours par délaminage au sein des plaques composites avant de se propager à l'interface colle/composite puis au joint de colle, quel que soit l'état de vieillissement de l'assemblage sollicité. Il semble alors que l'eau de mer ait peu d'effet sur la tenue de l'interface colle/composite et du joint de colle en lui-même par rapport à l'endommagement hydrique du composite seul.

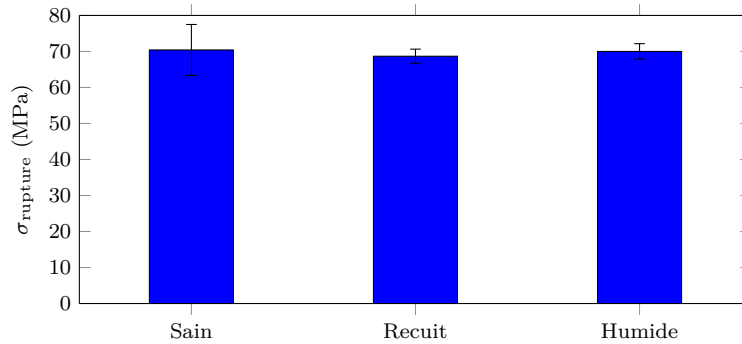


FIGURE 6.6 – Comparaison de la contrainte à rupture moyenne obtenue expérimentalement à l’aide des essais ILSS en fonction de l’état des assemblages aluminium/colle/aluminium testés.

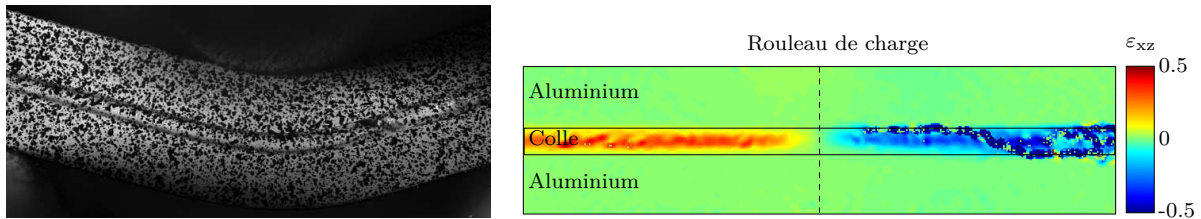


FIGURE 6.7 – Évolution du champ de déformation de cisaillement hors-plan  $\varepsilon_{xz}$  à la fin de l’essai ILSS sur l’assemblage aluminium/colle/aluminium.

#### 6.1.4 Essais ILSS sur assemblage aluminium/colle/aluminium

Afin de valider cette hypothèse, des essais supplémentaires ont été menés sur des assemblages aluminium/colle/aluminium pour étudier la résistance en cisaillement hors-plan de l’adhésif Araldite 2015 en fonction du vieillissement de l’assemblage collé. La configuration et la géométrie de ces essais ILSS sont similaires à celles présentées sur la Figure 6.1. Seule la géométrie de l’assemblage a été légèrement modifiée avec une largeur de 10 mm pour une épaisseur de 0.5 mm pour le joint de colle et de 1.5 mm pour les plaques en aluminium. L’aluminium 2017 a été utilisé pour réaliser les assemblages. Ces essais ont été également menés à trois états de vieillissement différents qui sont identiques à ceux présentés dans la section précédente 6.1.2. Pour chaque configuration étudiée, trois répétitions ont été effectuées.

Les contraintes moyennes à rupture obtenues sur ces assemblages aluminium/colle/aluminium ont été résumées sur la Figure 6.6. Elles correspondent ici encore aux contraintes de cisaillement hors-plan apparentes qui ont été déterminées à l’aide de la formule (6.1) donnée précédemment. Les résultats obtenus montrent tout d’abord une dispersion assez importante des contraintes à rupture identifiées avec un écart-type maximum de 7.01 MPa dans le cas des assemblages testés à l’état sain. Le vieillissement en eau de mer a ensuite un effet plus que négligeable puisqu’aucune chute de la résistance en cisaillement de l’assemblage n’a été mise en évidence, peu importe l’état de vieillissement avec une contrainte à rupture qui reste égale à environ 70 MPa.

Ces résultats peuvent paraître surprenants dans la mesure où le vieillissement hydrique a théoriquement un effet sur la résistance de l’assemblage collé. Cette non-influence est d’autant plus inattendue que le fabricant de l’adhésif fait part d’une chute de 17.6 % de la résistance



en cisaillement d'un assemblage collé aluminium/colle/aluminium vieilli en eau de mer à 23°C seulement pendant une durée de 30 jours. Néanmoins, les faciès de rupture des assemblages testés confortent les résultats montrés précédemment. En effet, tout comme lors des essais précédents, la corrélation d'images a été employée pour suivre la propagation de l'endommagement au sein des assemblages au cours des essais. Les champs de déformation de cisaillement hors-plan  $\varepsilon_{xz}$  ainsi obtenus montrent une rupture qui se produit tout d'abord dans le joint de colle puis se propage au niveau des deux interfaces comme illustrées par la Figure 6.7. La rupture de l'assemblage collé se produit de la même manière, quel que soit l'état de vieillissement. Or, en théorie, le vieillissement hydrique devrait fragiliser les interfaces colle/aluminium avec une diffusion par capillarité qui augmente les risques de rupture en favorisant la présence de cloques aux interfaces [64].

## 6.2 Essais de simple recouvrement

Un second essai couramment utilisé pour caractériser la tenue hors-plan des assemblages composites collés est l'essai de simple recouvrement. Ce choix est dû à la simplicité de sa réalisation. Il constitue également le test de base pour la plupart des assemblages de supports rigides [65]. Les essais présentés dans les paragraphes suivants ont été réalisés au sein de la FEUP (*Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto*) à Porto au Portugal dans le groupe adhésif du Professeur L.F.M. da Silva. Les joints de simple recouvrement ont ainsi pu être réalisés et testés sur place en profitant des compétences expérimentales de l'équipe encadrante.

### 6.2.1 Campagne expérimentale

Comme mentionné en introduction de ce chapitre, le but de cette campagne expérimentale a été d'une part d'étudier la géométrie de l'assemblage collé sur sa tenue hors-plan et d'autre part de voir l'influence de l'endommagement plan sur la tenue hors-plan du joint de simple recouvrement. Pour cela, une soixantaine d'éprouvettes ont été testées durant cette campagne expérimentale. Les joints de simple recouvrement sont composés de deux plaques de composite collées par l'Araldite 2015 caractérisée précédemment. Plusieurs configurations ont été étudiées en faisant varier à la fois les empilements des bras en composite ( $[90_2, 0_2]_s$  et  $[0_2, 90_2]_s$ ), la longueur de recouvrement (5 mm, 10 mm, 20 mm et 40 mm) ainsi que l'épaisseur du joint de colle (0.1 mm et 0.4 mm). Pour chaque cas de figure, au moins trois répétitions ont été réalisées. Les différentes configurations testées sont résumées dans le Tableau 6.1.

Les substrats en composite ont une épaisseur de 1.7 mm et une largeur de 25 mm afin de s'adapter au moule disponible à la FEUP. L'ensemble de la géométrie et des dimensions des éprouvettes de simple recouvrement sont représentées sur la Figure 6.8.

Après avoir défini la géométrie des différentes éprouvettes, il a fallu fabriquer une plaque composite de 1.8 mm d'épaisseur, dimension qui correspond à l'épaisseur minimale des cales nécessaires pour garantir l'épaisseur minimale du joint de colle (1.7 mm pour le composite et 0.1 mm pour l'adhésif). Des cales de plusieurs longueurs ont été réalisées pour respecter les différentes longueurs de recouvrement choisies. L'alignement des deux bras en composite est

Empilement	Longueur de recouvrement (mm)	Épaisseur du joint de colle	Nombre de répétitions
$[90_2, 0_2]_s$	5	0.1	4
		0.4	4
	10	0.1	4
		0.4	3
	20	0.1	4
		0.4	3
40	0.1	4	
	0.4	3	
$[0_2, 90_2]_s$	5	0.1	4
		0.4	4
	10	0.1	4
		0.4	3
	20	0.1	4
		0.4	3
40	0.1	4	
	0.4	4	

Tableau 6.1 – Configurations testées lors de la campagne expérimentale.

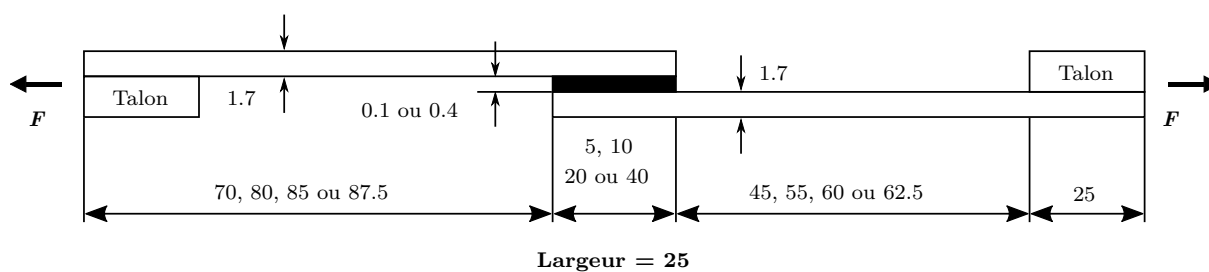


FIGURE 6.8 – Géométrie des éprouvettes de simple recouvrement (pas à l'échelle, dimensions en mm).

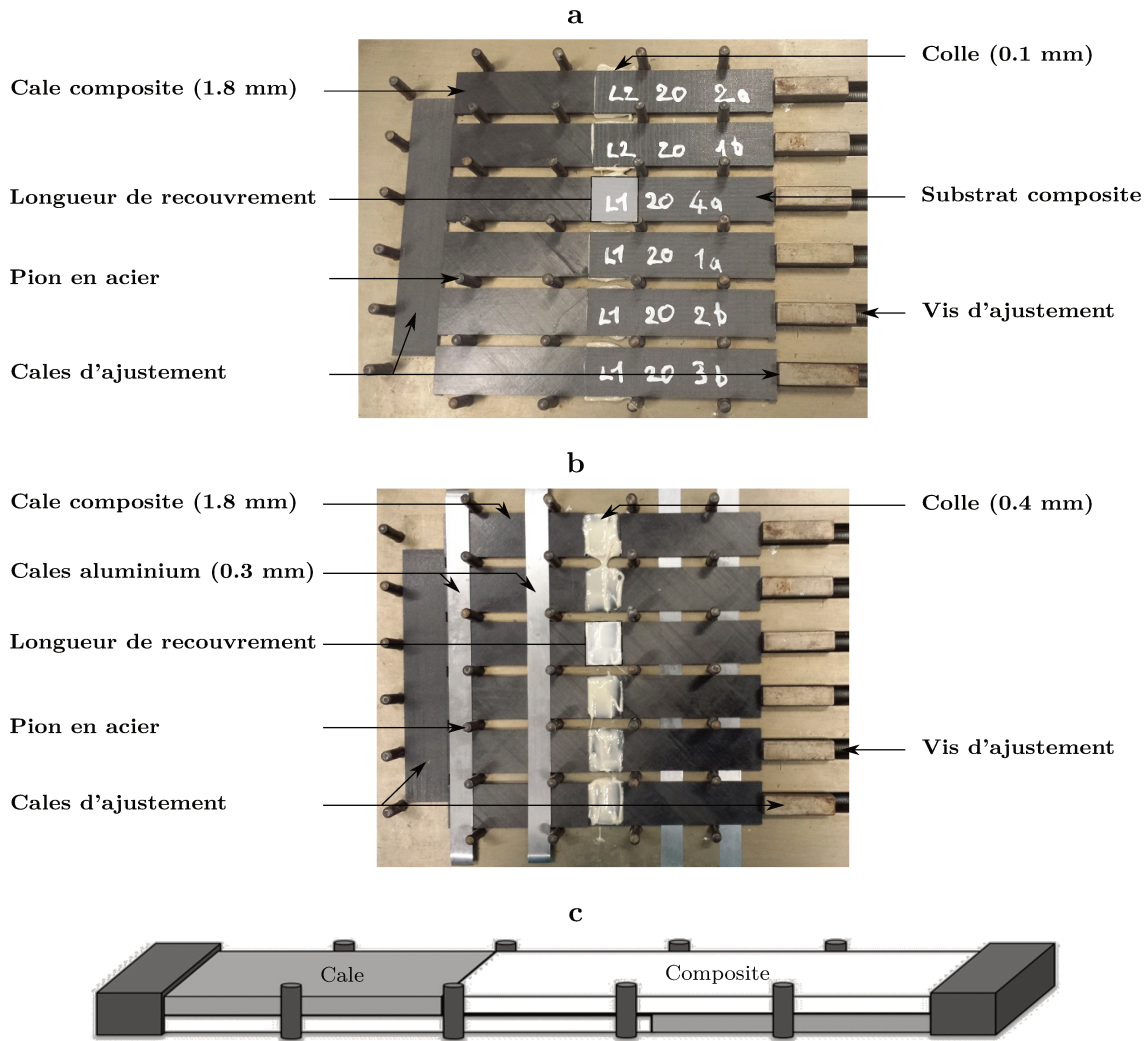


FIGURE 6.9 – Pièces garantissant l’alignement des bras en composite, la longueur de recouvrement et l’épaisseur du joint de colle : (a) configuration pour un joint de colle de 0.1 mm, (b) configuration pour un joint de colle de 0.4 mm et (c) représentation schématique de la mise en place d’un joint de simple recouvrement.

garanti grâce à la présence de pions en acier de part et d’autre de l’assemblage collé lors de sa mise en place dans le moule. L’ensemble a donc été placé dans un moule en acier puis inséré dans une presse chauffante à une température de 60°C pendant une heure (Figure 6.10 (a)), ce qui correspond au cycle de polymérisation de la colle Araldite 2015 utilisée. Le matériau des cales est identique à celui des bras en composite pour éviter d’avoir des contraintes résiduelles thermiques après le refroidissement des éprouvettes. Ce choix permet en effet d’avoir des coefficients de dilatation thermique identiques. Pour respecter une épaisseur de colle de 0.4 mm, des cales en aluminium d’une épaisseur de 0.3 mm ont été ajoutées en complément de celles déjà présentes. Contrairement aux cales en composite, le choix du matériau n’a ici que peu d’importance puisque ces cales sont situées à l’extérieur de l’assemblage et ne sont donc pas en contact avec l’adhésif durant le cycle de polymérisation. La procédure expérimentale de la mise en place des joints est illustrée sur la Figure 6.9.



FIGURE 6.10 – Moyens expérimentaux utilisés pendant la campagne expérimentale sur les assemblages collés de simple recouvrement : (a) presse chauffante utilisée pour polymériser la colle et (b) machine de traction universelle utilisée.

Un agent de démoulage a été appliqué sur l'ensemble du moule ainsi que sur les cales afin d'empêcher les résidus de colle d'adhérer à ces parties, et donc de pouvoir retirer les éprouvettes en sortie de la presse chauffante. Le moule utilisé permettant de faire six éprouvettes au maximum par fournée, il a donc été nécessaire d'en faire une dizaine pour réaliser la totalité des joints de simple recouvrement souhaités.

Les essais ont été réalisés à l'aide d'une machine de traction universelle Instron (Figure 6.10 (b)) à une vitesse constante de 1 mm/min. Pour permettre l'alignement des éprouvettes de simple recouvrement dans les mors de la machine de traction, des talons en aluminium d'une épaisseur similaire aux cales composites utilisées lors de la mise sous presse ont été collés sur chacun des bras comme illustrés sur la Figure 6.8. La section des talons est de 25 x 50 mm<sup>2</sup>. Afin de maximiser l'adhérence et éviter les glissements dans les mors de la machine de traction durant l'essai, les talons ont été sablés puis dégraissés avant le collage. Les surfaces composites collées ont quant à elles subi un traitement de surface au papier de verre puis un dégraissage avant le collage.

### 6.2.2 Résultats expérimentaux

Les moyennes des forces à rupture ainsi que les écarts-types obtenus sont résumés, pour chaque cas testé, sur la Figure 6.11. Pour chaque configuration, une courbe de tendance linéaire a été établie en utilisant la méthode des moindres carrés puisque l'évolution de l'effort à rupture en fonction de la longueur de recouvrement doit être linéaire lorsque la rupture se produit dans l'adhésif [66]. En effet dans ce cas la rupture est dictée par le comportement de l'adhésif seul. Cependant dans ce cas d'étude celle-ci n'a pas toujours lieu au niveau de la colle et peut, selon la longueur de recouvrement, l'épaisseur du joint de colle et l'empilement du composite, se produire dans le composite comme expliqué dans les sections suivantes.

Lorsque les éprouvettes de simple recouvrement ont des bras en composite constitués d'un empilement  $[0_2, 90_2]_s$ , la rupture se produit dans tous les cas au niveau de la colle, peu importe la longueur de recouvrement et l'épaisseur du joint de colle. Néanmoins dans le cas d'une longueur

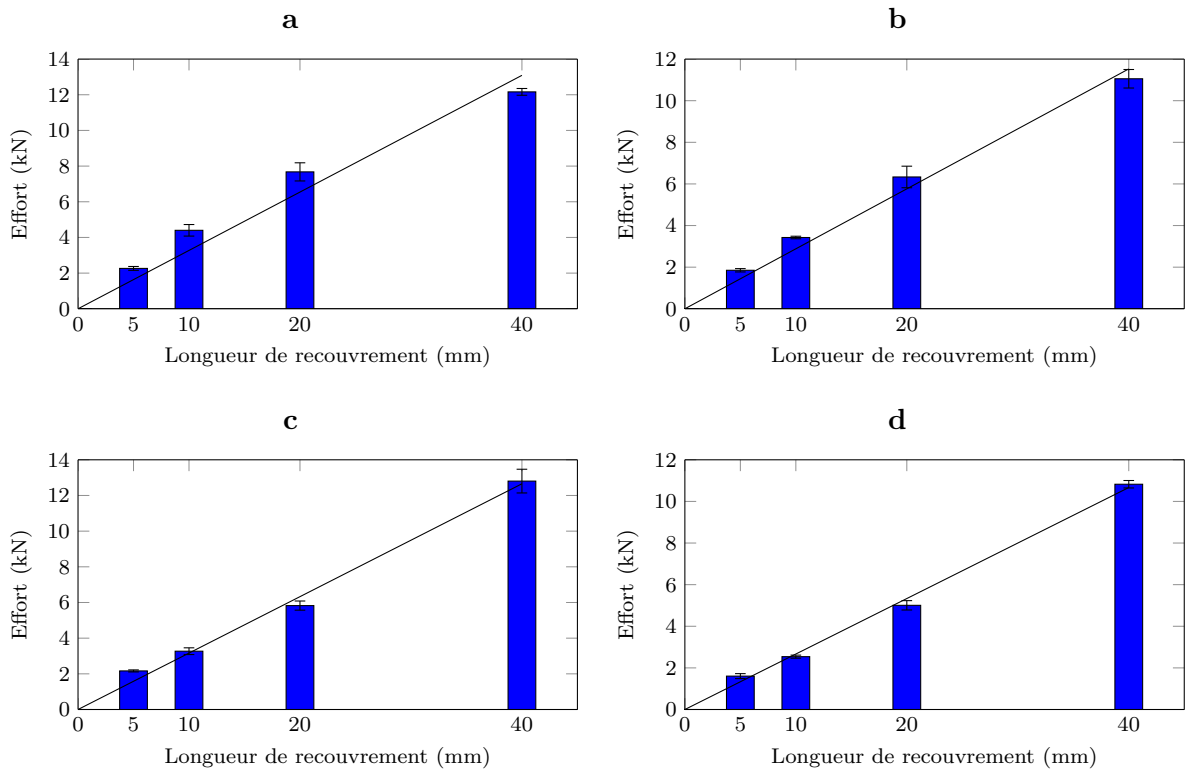


FIGURE 6.11 – Évolution de la force à rupture obtenue expérimentalement en fonction de la longueur de recouvrement avec comme empilement et épaisseur de joint : (a)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.1 mm, (b)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.4 mm, (c)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.1 mm et (d)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.4 mm.



FIGURE 6.12 – Faciès de rupture pour des substrats ayant pour empilement  $[0_2, 90_2]_s$  avec une épaisseur de joint de colle de 0.4 mm et une longueur de recouvrement égale à (a) 5 mm, (b) 10 mm, (c) 20 mm et (d) 40 mm.

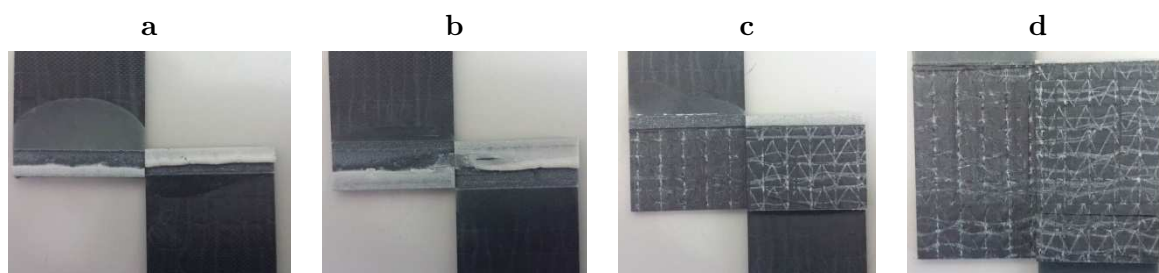


FIGURE 6.13 – Faciès de rupture pour des substrats ayant pour empilement  $[90_2, 0_2]_s$  avec une épaisseur de joint de colle de 0.4 mm et une longueur de recouvrement égale à (a) 5 mm, (b) 10 mm, (c) 20 mm et (d) 40 mm.

de recouvrement égale à 40 mm, les premières fibres des plis intérieurs des bras sont arrachées lors des essais, ce qui peut expliquer la non-linéarité observée sur les Figures 6.11 (a) et (b). Dans ce cas, la rupture n'est plus dictée par le comportement de l'adhésif seul, mais également par celui du composite. Les faciès de rupture de ces éprouvettes peuvent être observés sur la Figure 6.12.

Lorsque les éprouvettes de simple recouvrement ont des substrats en composite constitués d'un empilement  $[90_2, 0_2]_s$ , la rupture se produit pour les premières longueurs de recouvrement au niveau du joint de colle (5 mm et 10 mm) et dans le composite par délaminage pour les deux plus grandes longueurs de recouvrement (20 mm et 40 mm). Contrairement au cas précédent, une quasi parfaite linéarité de la courbe force/longueur de recouvrement peut être observée sur les Figures 6.11 (c) et (d). Cette linéarité est difficile à expliquer puisque la rupture ne se produit pas dans la colle pour toutes les longueurs de recouvrement testées. Les faciès de rupture de ces éprouvettes peuvent être observés sur la Figure 6.13.

Une autre déduction qui peut être faite est que la force à rupture augmente avec la réduction de l'épaisseur du joint de colle. Cette tendance a été prouvée expérimentalement à maintes reprises, mais reste encore aujourd'hui difficile à expliquer, même si plusieurs hypothèses ont été émises dans le premier chapitre de ce mémoire. En regardant les efforts à rupture dans le cas d'une rupture cohésive, il peut enfin être affirmé que le choix de l'empilement a un effet non négligeable sur la tenue hors-plan de l'assemblage. En effet pour les faibles longueurs de recouvrement, cas dans lesquels se produit la rupture adhésive, l'effort à rupture est plus important lorsque les bras

ont pour empilement  $[0_2, 90_2]_s$ . Il y a alors une chute de cet effort de 20 % en moyenne lorsque l'épaisseur du joint de colle est égale à 0.1 mm.

### 6.2.3 Prédiction de la rupture

Une fois la campagne expérimentale terminée, une modélisation par éléments finis a été mise en place pour confirmer les tendances observées. Les objectifs de cette modélisation ont alors été de confirmer :

- 1 - L'augmentation de l'effort à rupture avec l'amincissement du joint de colle,
- 2 - L'augmentation de l'effort à rupture lorsque les substrats sont constitués d'un empilement  $[0_2, 90_2]_s$ ,
- 3 - L'alternance de la rupture adhésive et de la rupture des substrats en fonction de la longueur de recouvrement et des substrats utilisés.

La prédiction de la rupture a été effectuée en appliquant le critère couplé en contrainte et en énergie présenté dans le chapitre 3.

#### 6.2.3.1 Modélisation

La modélisation mise en place s'appuie sur une représentation en trois dimensions des éprouvettes de simple recouvrement. La géométrie et les dimensions des modèles correspondent à celles données sur la Figure 6.8. Pour alléger au maximum la taille des modèles et ainsi réduire le coût des calculs, seul le quart de l'assemblage collé a été modélisé comme illustré sur la Figure 6.14. Cette réduction a été possible en prenant en compte à la fois la symétrie du modèle suivant la largeur de l'assemblage et l'antisymétrie des déplacements dans la direction hors-plan  $z$  entre les deux faces du joint de colle. Cette antisymétrie est prise en compte par l'intermédiaire du même script Python présenté dans le chapitre 2. Il permet de relier le déplacement des nœuds des deux faces (notées face 1 et face 2 sur la Figure 6.14) de la colle de la façon suivante :

$$u_z^{face\ 1} = -u_z^{face\ 2} \quad (6.2)$$

avec  $u_z^{face\ 1}$  le déplacement hors-plan de la face 1 et  $u_z^{face\ 2}$  le déplacement hors-plan de la face 2. Le chargement est appliqué sur un point de référence relié à la face à l'extrémité du substrat composite. Toutes ces conditions limites sont résumées sur la Figure 6.14.

Le comportement du composite et de la colle est supposé linéaire. Les propriétés élastiques du composite sont les mêmes que celles définies et identifiées dans le chapitre 2. Le module de Young de la colle a été pris égal à 1850 MPa et son coefficient de Poisson à 0.33. Ces propriétés élastiques sont les mêmes que celles utilisées dans la première partie de ce chapitre.

Du fait des forts gradients de contraintes aux extrémités du joint de colle, un raffinement du maillage est nécessaire dans ces zones. Le maillage est régulier sur une longueur de 2 mm centrée sur l'extrémité de la colle avec une taille d'éléments de 10 microns. 40 éléments ont été

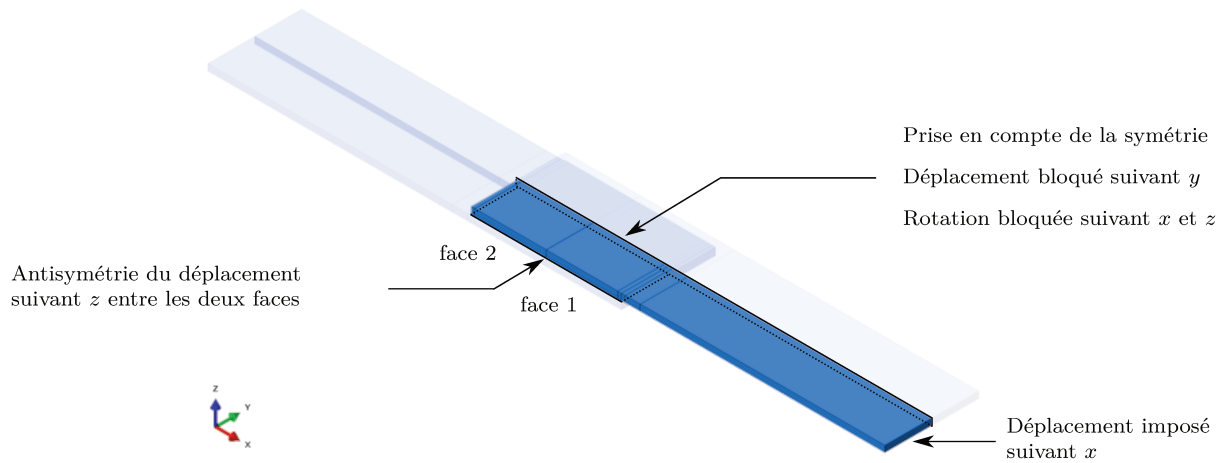


FIGURE 6.14 – Conditions limites de l’essai de simple recouvrement avec la prise en compte de la symétrie et de l’antisymétrie (parties estompées).

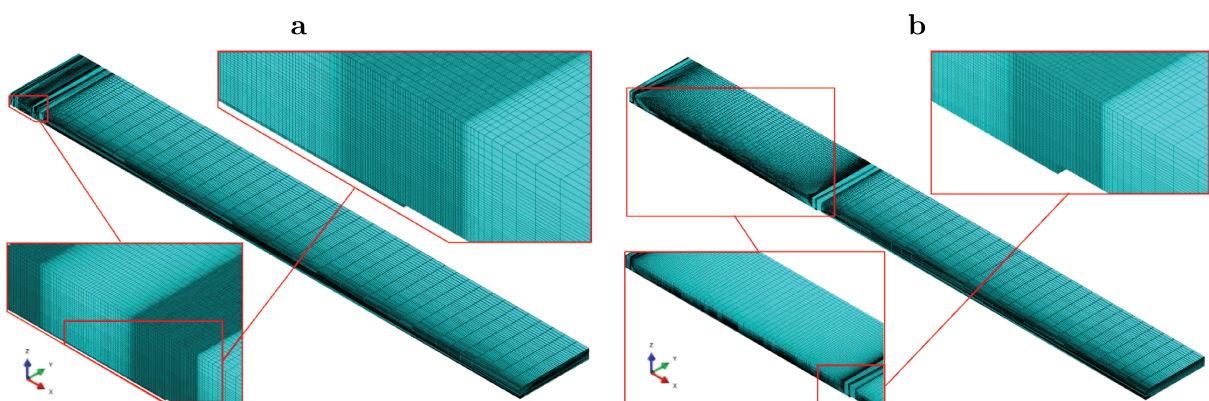


FIGURE 6.15 – Maillage du joint de simple recouvrement avec comme longueur de recouvrement et épaisseur de colle respectivement (a) 5 mm et 0.1 mm, (b) 40 mm et 0.4 mm.



mis dans l'épaisseur du composite avec un maillage raffiné proche du joint de colle. Les 0.4 mm d'épaisseur de colle ont été représentés par dix éléments. Ce nombre a été réduit à cinq dans le cas d'une épaisseur de colle de 0.1 mm. L'assemblage est enfin représenté dans sa profondeur par 50 éléments. Des éléments hexaédriques à huit nœuds et à intégration réduite ont été utilisés pour le maillage. Le modèle le plus lourd, avec une longueur de recouvrement de 40 mm et une épaisseur de colle de 0.4 mm, comporte 1 229 000 éléments. Le modèle le plus léger, avec une longueur de recouvrement de 5 mm et une épaisseur de colle de 0.1 mm, comporte quant à lui 953 500 éléments. Le maillage mis en place dans les deux cas de figure extrêmes est représenté sur la Figure 6.15.

### 6.2.3.2 Modèles de fissuration

Comme mentionné en introduction de cette partie, le but des modèles éléments finis mis en place précédemment est de prédire l'apparition de la rupture en appliquant le critère couplé. La prochaine étape de la modélisation consiste alors à intégrer des fissures de différentes tailles au lieu d'apparition de la rupture déterminé expérimentalement. D'après les observations expérimentales, cette rupture peut avoir lieu soit à l'interface colle/composite, soit à l'interface des plis  $0^\circ/90^\circ$  proche du joint de colle par délaminage.

Pour chaque configuration testée, deux types de modèles de fissuration ont alors été créés : un modèle présentant une fissure au niveau de l'interface colle/composite et un autre au niveau de l'interface  $0^\circ/90^\circ$  (Figure 6.16). L'enjeu final de cette étude est d'appliquer le critère couplé dans les deux cas de figure puis de confronter les forces à rupture ainsi obtenues afin de déterminer le type de rupture prédit. En comparant enfin les prédictions faites et les résultats expérimentaux, il est alors possible de conclure quant à la pertinence de l'application du critère couplé sur les assemblages de simple recouvrement.

Pour chaque cas d'étude, il a été nécessaire de créer plusieurs modèles éléments finis avec une fissure de longueur  $a$  variable. Ces modèles fissurés permettront en effet de calculer les taux de restitution d'énergie incrémentaux  $G_{inc}(a)$  pour chaque fissure de longueur  $a$  et ainsi pouvoir appliquer le critère couplé comme expliqué dans les chapitres 1, 3 et 4. Ainsi neuf tailles de fissures ont été étudiées : 10  $\mu\text{m}$ , 20  $\mu\text{m}$ , 30  $\mu\text{m}$ , 40  $\mu\text{m}$ , 50  $\mu\text{m}$ , 100  $\mu\text{m}$ , 250  $\mu\text{m}$ , 500  $\mu\text{m}$  et 1000  $\mu\text{m}$ . Pour chaque configuration, il y a alors un total de 20 modèles qui ont été mis en place : un sans fissure et neuf avec fissures pour les deux cas de rupture. En prenant de plus en compte les deux empilements des bras possibles ( $[90_2, 0_2]$  et  $[0_2, 90_2]$ ), les quatre longueurs de recouvrement (5 mm, 10 mm, 20 mm et 40 mm) ainsi que les deux épaisseurs de colle (0.1 mm et 0.4 mm), c'est donc un total de 320 modèles éléments finis (MEF) qui ont été mis en place pour prédire l'apparition de la rupture au sein des assemblages de simple recouvrement.

La largeur des différentes fissures insérées est de l'ordre du micron. Tout comme les modèles de fissuration précédemment étudiés, la forme des fissures a été choisie triangulaire.

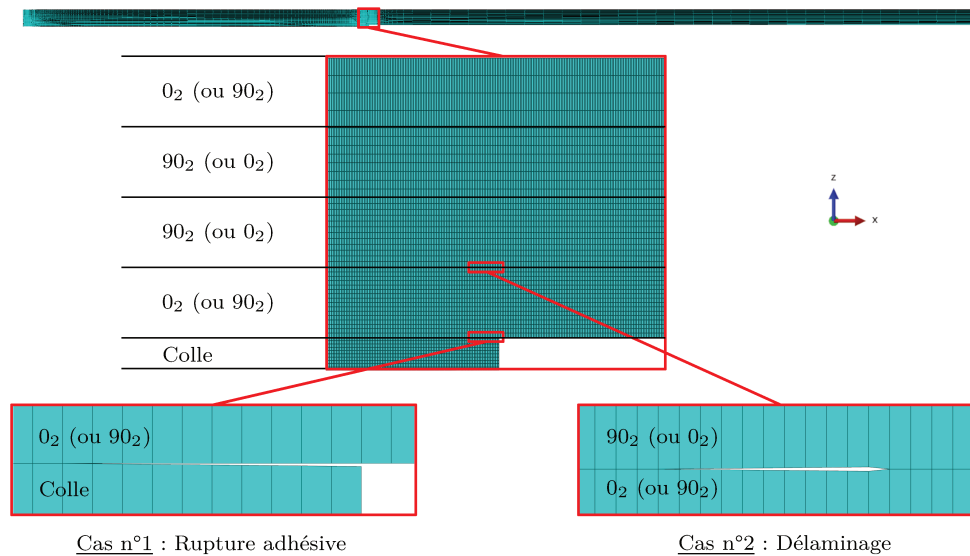


FIGURE 6.16 – Modèle de fissuration pour une longueur de recouvrement de 40 mm et une épaisseur de 0.4 mm avec les deux cas de rupture de l'assemblage étudiés : rupture adhésive à l'interface colle/composite ou rupture du composite à l'interface des plis  $0^\circ/90^\circ$  (ou  $90^\circ/0^\circ$ ).

### 6.2.3.3 Critère couplé

Les différents modèles mis en place ont alors permis d'appliquer le critère couplé présenté dans le chapitre 1 et déjà employé dans les chapitres 3 et 4 afin de prévoir l'apparition de la rupture hors-plan des joints de simple recouvrement. Comme mentionné dans la section précédente, deux types de ruptures ont été étudiés afin de valider les résultats expérimentaux.

L'application du critère s'est faite de la même manière que les fois précédentes. Il a fallu dans un premier temps calculer les paramètres adimensionnels  $\bar{A}(a)$  et  $k(a)$ , avec  $a$  la longueur de fissuration. Ces deux paramètres ont été calculés à l'aide des modèles éléments finis mis en place sous Abaqus. La modélisation de l'assemblage collé sans endommagement a permis dans un premier temps de calculer l'évolution de la contrainte normale  $\sigma_{zz}$  le long des interfaces identifiées comme étant le lieu de la rupture. Dans le cas d'une rupture de type adhésive il s'agit de l'interface colle/composite et de l'interface  $0^\circ/90^\circ$  ou  $90^\circ/0^\circ$  dans le cas d'une rupture par délaminage. Seule l'obtention de cette contrainte est nécessaire puisque dans le cas des assemblages de simple recouvrement l'amorçage de la rupture, qui est prédite à l'aide du critère couplé, se produit principalement en mode I [67]. Dans un second temps, une fissure d'une longueur  $a$  variant de 10  $\mu\text{m}$  à 1000  $\mu\text{m}$  a été insérée dans les modèles éléments finis au niveau des interfaces d'étude comme illustrée sur la Figure 6.16. L'ensemble de ces modèles fissurés permet alors d'obtenir l'évolution du taux de restitution d'énergie incrémental  $G_{inc}(a)$  en fonction de l'énergie  $W(a)$  telle que :

$$G_{inc}(a) = \frac{W(0) - W(a)}{aL} \quad (6.3)$$

avec  $L$  la largeur de l'assemblage qui est ici égale à 25 mm,  $W(0)$  l'énergie élastique libérée lors de l'essai à l'état sain et  $W(a)$  l'énergie élastique libérée avec présence d'une fissure de longueur  $a$  au niveau de l'interface étudiée.

Comme expliqué dans les précédents chapitres, les paramètres adimensionnels sont alors obtenus de la façon suivante :

$$\bar{A}(a) = \frac{G_{inc}(a)}{\varepsilon^2 E h} \quad \& \quad k(a) = \frac{\sigma_{zz}(a)}{\varepsilon E} \quad (6.4)$$

avec  $E$  le module de la colle (ce module sert uniquement à adimensionner le paramètre  $\bar{A}(a)$  et son choix n'a donc aucune influence sur le résultat de la prédiction),  $h$  l'épaisseur du joint de colle (même remarque que précédemment) et  $\varepsilon$  la déformation globale appliquée.

La détermination des deux paramètres adimensionnels permet ensuite de calculer la longueur critique de fissure à l'amorçage  $a_c$  en résolvant l'équation suivante à l'aide d'une interpolation linéaire :

$$\frac{\bar{A}(a_c)}{k(a_c)^2} = \frac{1}{h} \frac{E G_c}{\sigma_c^2} \quad (6.5)$$

avec  $G_c$  et  $\sigma_c$  qui sont respectivement égales à la ténacité et à la résistance en mode I de l'adhésif ou du composite selon le cas d'étude.

Le chargement critique admissible  $\varepsilon_c$  peut ensuite être déterminé en considérant que la propagation de la rupture se fait de manière instable et donc que l'amorçage d'une fissure engendre la rupture finale de l'assemblage [68] :

$$\varepsilon_c = \sqrt{\frac{G_c}{E h \bar{A}(a_c)}} \quad (6.6)$$

La force à rupture peut enfin être déterminée grâce à l'effort de réaction obtenu sur le point de référence lié à la face sur laquelle le déplacement a été imposé durant la simulation (Figure 6.14).

L'application du critère couplé aux deux interfaces étudiées nécessite ainsi de connaître à la fois la ténacité  $G_{Ic}$  et la résistance  $Z_t$  en mode I de l'adhésif et du composite. Ces deux paramètres ont déjà été obtenus pour le composite dans le chapitre 2 lors de la mise en place de l'enveloppe de rupture hors-plan et sont respectivement égaux à 0.576 N/mm et 29.6 MPa. La ténacité de l'adhésif Araldite 2015 est égale à 0.526 N/mm et a été déterminée par L.F.M da Silva à l'aide d'essais DCB [66]. La résistance de traction hors-plan  $Z_t$  de l'adhésif a quant à elle été déterminée par identification inverse à l'aide d'essais Arcan.

#### 6.2.3.4 Identification de la résistance de traction hors-plan de l'Araldite 2015

Des essais Arcan ont donc été menés sur l'Araldite 2015 pour déterminer sa résistance en mode I. L'essai est identique à celui présenté dans le chapitre 2 sans la plaque composite. L'assemblage testé est donc composé de deux substrats en aluminium et d'un joint de colle d'une épaisseur de 0.4 mm. La surface utile de collage est aussi égale à 9.5 x 50 mm. Avant la phase de collage, les surfaces des substrats ont été poncées au papier de verre de grade 220 pour éliminer les impuretés présentes. Elles ont ensuite été nettoyées à l'acétone pour éliminer les dernières particules. Le collage des substrats a été réalisé à l'aide de l'Araldite 2015. Les deux

	Essai 1	Essai 2	Essai 3
Effort à rupture (kN)	6.32	8.67	9.12

Tableau 6.2 – Efforts à rupture obtenus à l'aide des essais Arcan menés sur l'Araldite 2015 en traction hors-plan ( $\gamma=0^\circ$ ).

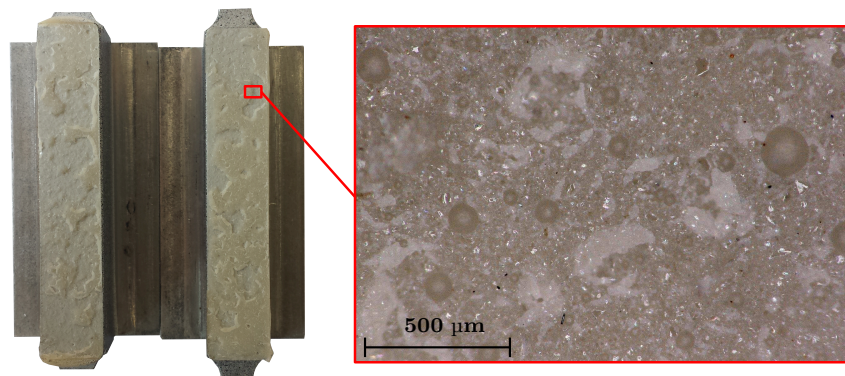


FIGURE 6.17 – Faciès de rupture d'un essai Arcan mené sur l'adhésif Araldite 2015.

composants de cette colle ont été introduits dans un mélangeur puis portés à une vitesse de 2500 tr/min pendant une durée de 5 minutes. L'adhésif ainsi obtenu a enfin été appliqué sur les substrats. Un couple de 2.5 N/mm a alors été appliqué sur les vis de fixation des assemblages Arcan pour garantir l'épaisseur de colle durant sa polymérisation. Celle-ci a été réalisée à une température de 60°C pendant 1 heure.

Trois essais ont été réalisés à l'aide du montage Arcan modifié en traction hors-plan ( $\gamma=0^\circ$ ) à une vitesse de déplacement de traverse imposée à 1 mm/min. Les efforts à rupture ainsi obtenus sont résumés dans le Tableau 6.2. Ces résultats sont assez dispersés avec notamment un écart de 44 % sur l'effort à rupture déterminé à l'aide des essais 1 et 3. Le faciès de rupture de l'essai 1 a ensuite été analysé au microscope optique afin de comprendre la dispersion obtenue. Les observations menées ont mis en avant la présence de bulles d'air dans le joint. Ces bulles ont de plus un diamètre important qui peut atteindre la centaine de micromètres comme l'illustre la Figure 6.17. La présence de ces défauts s'explique par le temps d'utilisation très court (quelques minutes seulement) de l'adhésif Araldite 2015 une fois le mélange de la résine et du durcisseur effectué. La colle devient alors très rapidement visqueuse ce qui complique la phase de collage et favorise la création de défauts comme les bulles d'air observées. Le collage doit donc être effectué directement à la sortie du mélangeur pour éviter ce phénomène. Par la suite, les résultats obtenus sur l'essai 1 ne seront donc pas pris en compte.

La résistance en traction hors-plan  $Z_t$  de l'adhésif a ensuite été déterminée grâce à une identification inverse réalisée à l'aide d'un modèle éléments finis. Ce modèle est le même que celui mis en place dans le chapitre 2. La plaque composite a été retirée de la modélisation puisqu'ici seul l'adhésif est sollicité. Seule la moitié de l'assemblage a été modélisée en prenant en compte la symétrie des déplacements. L'assemblage modélisé est représenté sur la Figure 6.18. Les conditions limites sont les mêmes que celles utilisées dans le chapitre 2 avec le déplacement de la ligne médiane de la face inférieure bloqué suivant les directions x et z et le déplacement du

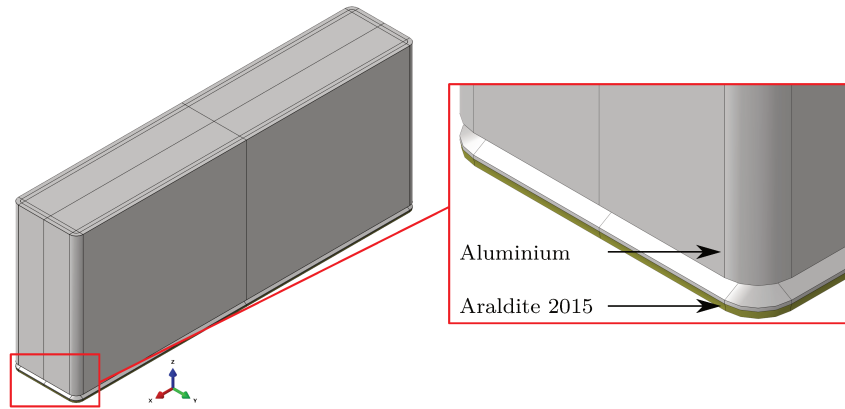


FIGURE 6.18 – Géométrie du modèle Arcan pour identifier la résistance de l'adhésif Araldite 2015 avec la prise en compte de la symétrie.

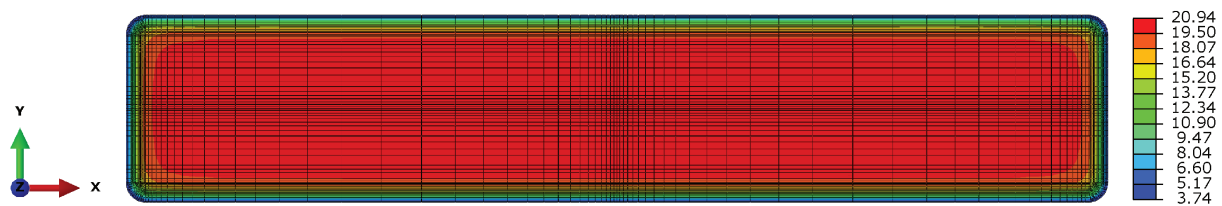


FIGURE 6.19 – Évolution de la contrainte de traction hors-plan  $\sigma_{zz}$  dans le joint de colle lors de la simulation de l'essai Arcan sur l'Araldite 2015.

point central de cette ligne est bloqué selon toutes les directions. Le chargement a été appliqué par l'intermédiaire d'un point de référence lié à la face supérieure du substrat par un couplage cinématique qui permet de prendre en compte l'effet Poisson qui s'exerce selon les directions  $x$  et  $y$  lors de la traction hors-plan. L'effort appliqué numériquement correspond à la moyenne des efforts obtenus sur les essais 2 et 3. Le comportement de l'aluminium et de la colle sont supposés linéaires avec  $E=75$  GPa et  $\nu=0.346$  pour l'aluminium et  $E=1.85$  GPa et  $\nu=0.3$  pour la colle [69].

Le maillage du modèle est raffiné au niveau du joint de colle et des bords pour prendre en compte les gradients de contraintes à ces endroits. La colle a été représentée par 20 éléments dans son épaisseur avec des mailles d'une taille de  $10 \mu\text{m}$ . Le maillage a été réalisé avec des éléments C3D8R. Le modèle comporte au total 560 064 éléments.

L'état de contrainte de traction hors-plan  $\sigma_{zz}$  déterminé après calcul dans le joint de colle est représenté sur la Figure 6.19. Seul le joint de colle dans son épaisseur moyenne a été représenté puisque les contraintes sont quasi uniformes dans l'épaisseur (voir chapitre 2). La contrainte maximale est atteinte au centre du joint de colle et les contraintes sont quasi uniformes sur la totalité de la surface utile de collage mis à part en bord d'éprouvette. Les résultats obtenus permettent alors d'identifier la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  de l'Araldite 2015 qui est égale à 20.9 MPa.

La ténacité et la résistance en mode I ont donc été identifiées pour la colle et le composite. Il reste maintenant à appliquer le critère couplé pour prédire l'effort à rupture, mais également

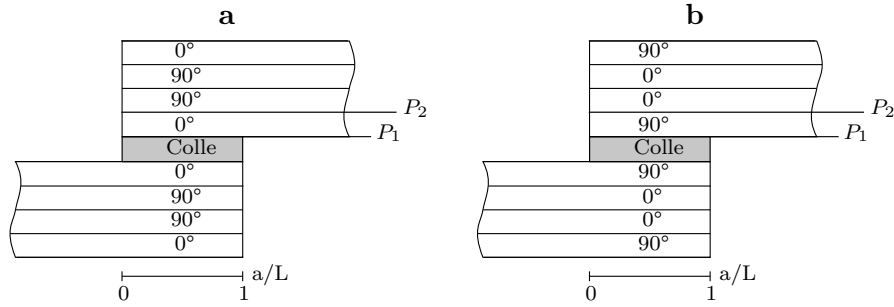


FIGURE 6.20 – Plans horizontaux d'étude  $P_1$  (interface colle/composite) et  $P_2$  (interface  $0^\circ/90^\circ$  ou  $90^\circ/0^\circ$ ) selon les deux configurations étudiées : (a) substrat  $[0_2, 90_2]_s$  et (b) substrat  $[90_2, 0_2]_s$ .

le type de rupture des assemblages de simple recouvrement.

### 6.2.4 Résultats numériques

Comme annoncé précédemment, le critère couplé a été appliqué à deux interfaces différentes pour étudier la compétition entre la rupture adhésive et la rupture par délaminage des assemblages de simple recouvrement. Ces deux interfaces sont représentées sur la Figure 6.20 par les plans  $P_1$  pour l'interface colle/composite et  $P_2$  pour l'interface  $0^\circ/90^\circ$  (ou  $90^\circ/0^\circ$ ).

#### 6.2.4.1 Application du critère couplé

L'application du critère couplé nécessite dans un premier temps de connaître l'état de contrainte hors-plan  $\sigma_{zz}$  aux deux interfaces étudiées. L'évolution de ces contraintes dans la largeur moyenne de l'assemblage a été représentée sur les Figures 6.21 et 6.22 respectivement pour les plans d'étude  $P_1$  et  $P_2$  en fonction du rapport  $a/L$  avec  $a$  la distance par rapport au bord du joint de colle libre et  $L$  la longueur de recouvrement avec  $a/L=0$  qui correspond au bord libre comme illustré sur la Figure 6.20. Ces résultats ont été obtenus pour un même déplacement imposé de 0.5 mm pour toutes les configurations. L'évolution des contraintes de traction hors-plan met en avant des concentrations de contraintes à la fois au niveau de l'interface colle/composite et de l'interface  $0^\circ/90^\circ$  (ou  $90^\circ/0^\circ$ ). Cette concentration est plus importante en  $a/L=1$  qui a été identifié expérimentalement comme étant le lieu d'apparition de la rupture.

Dans un deuxième temps, les taux de restitution d'énergie incrémentaux pour chaque longueur de fissure  $a$  ont été calculés pour chaque configuration. Les résultats obtenus pour une rupture se produisant dans le plan  $P_1$  sont résumés sur la Figure 6.23. Il est à noter que contrairement aux taux de restitution incrémentaux calculés dans les chapitres 3 et 4,  $G_{inc}(a)$  n'est cette fois pas une fonction croissante. En effet, après une augmentation de  $G_{inc}(a)$ , un maximum local est atteint pour une longueur de fissure  $a$  qui est égale au tiers de l'épaisseur du joint de colle. Un minimum local est ensuite atteint après une faible décroissance du taux de restitution d'énergie pour une longueur de fissure  $a$  qui est égale à l'épaisseur du joint de colle. Enfin  $G_{inc}(a)$  augmente de façon lente et monotone [70]. Le maximum local est alors atteint pour  $a=0.03$  mm lorsque le joint de colle a une épaisseur de 0.1 mm (Figure 6.23 (a) et (c)) et  $a=1.33$  mm lorsque cette épaisseur est de 0.4 mm (Figure 6.23 (b) et (d)). Afin de mieux comprendre la raison de

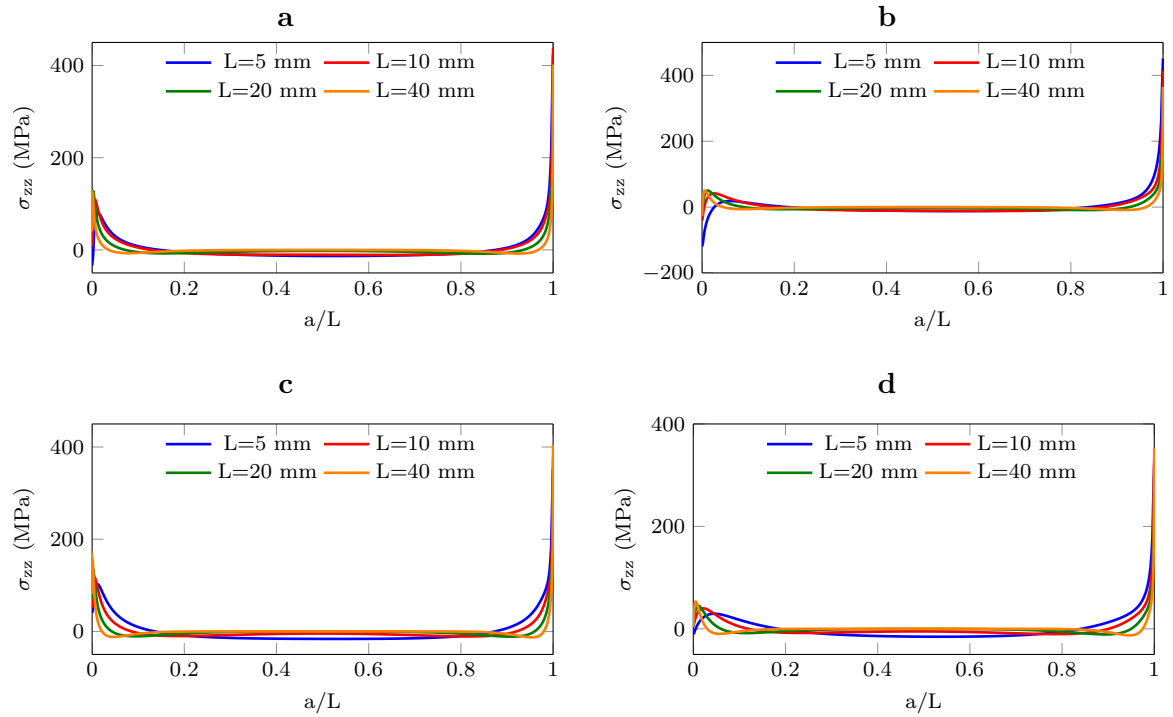


FIGURE 6.21 – Distribution de la contrainte  $\sigma_{zz}$  à l'interface  $P_1$  le long de la longueur de recouvrement  $L$  pour différents empilements et épaisseurs de colle : (a)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.1 mm, (b)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.4 mm, (c)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.1 mm et (d)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.4 mm.

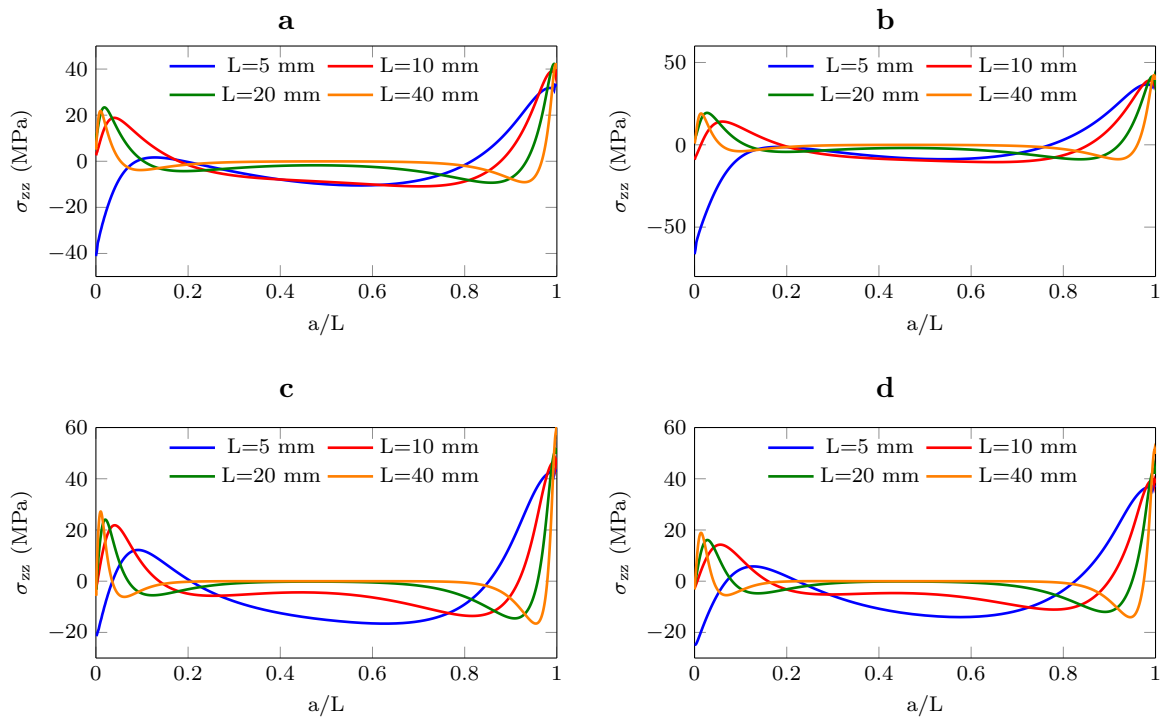


FIGURE 6.22 – Distribution de la contrainte  $\sigma_{zz}$  à l'interface  $P_2$  le long de la longueur de recouvrement  $L$  pour différents empilements et épaisseurs de colle : (a)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.1 mm, (b)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.4 mm, (c)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.1 mm et (d)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.4 mm.

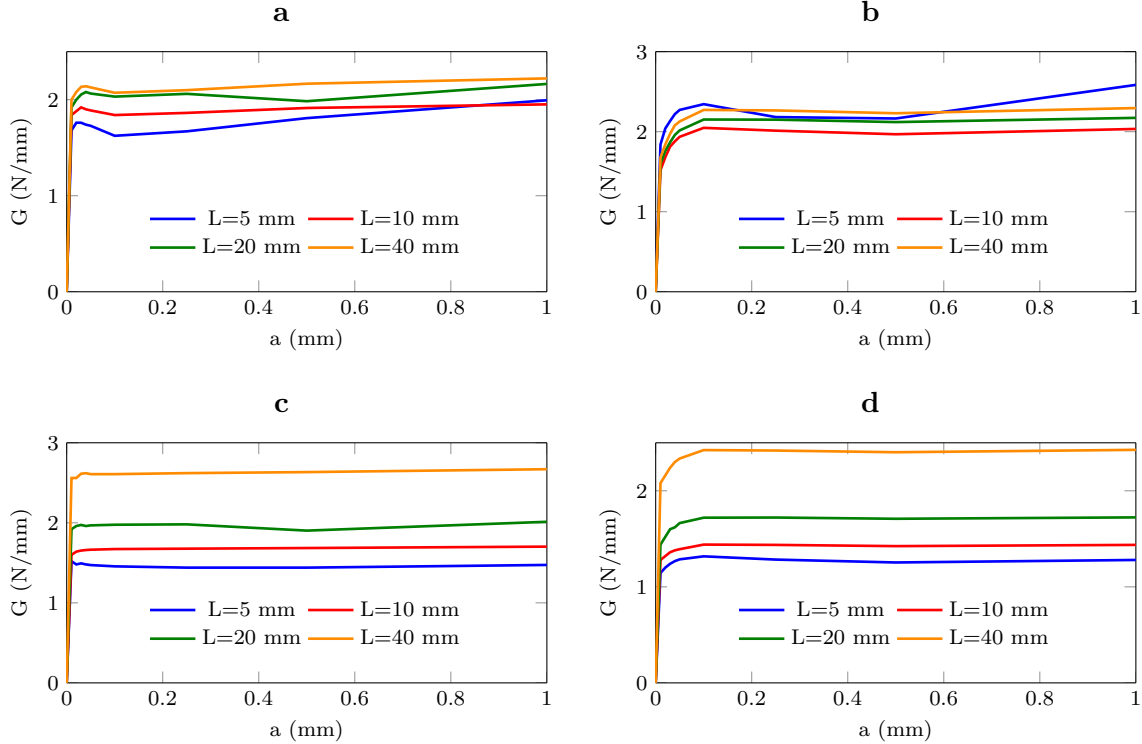


FIGURE 6.23 – Évolution du taux de restitution d'énergie incrémental pour une rupture se produisant à l'interface  $P_1$  le long de la longueur de recouvrement pour différents empilements et épaisseurs de colle : (a)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.1 mm, (b)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.4 mm, (c)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.1 mm et (d)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.4 mm.

ce comportement non monotone de  $G_{\text{inc}}(a)$ , les contributions individuelles de chaque mode de fissuration ont été étudiées dans une étude menée par S. Hell [70] en employant la technique de la VCCT (Virtual Crack Closure Technique). Cette technique permet en effet de calculer les taux de restitution d'énergie pour chaque mixité de mode [71]. La Figure 6.24 représente l'évolution du taux de restitution d'énergie incrémental  $G$  en fonction des taux de restitution d'énergie incrémentaux des modes I et II dans le cas d'assemblages de simple recouvrement pour une rupture se produisant dans le plan  $P_1$ . La forme de  $G_{\text{inc}}(a)$  s'explique alors par une augmentation forte de la contribution au mode I  $G_I$  avant d'atteindre un maximum puis faiblit progressivement jusqu'à atteindre une valeur constante. Dans le même temps la contribution du mode II  $G_{II}$  augmente lentement, mais progressivement.

L'évolution particulière de  $G_{\text{inc}}(a)$  implique de prendre quelques précautions lors de l'application du critère couplé. En effet, la zone comprise entre  $a_1$ , qui correspond au maximum de  $G_{\text{inc}}(a)$ , et  $a_3$ , qui correspond à la longueur à partir de laquelle le taux de restitution d'énergie incrémental devient supérieur à celle obtenue en  $a=a_1$ , doit être évitée puisqu'elle n'a physiquement aucune justification. Cette zone est illustrée en jaune sur la Figure 6.24. En tenant compte de cette remarque, deux cas se présentent alors lors de l'application du critère couplé lors de la détermination de la longueur critique de fissuration  $a_c$  [72] :

- $a_c \notin ]a_1; a_3[$  : la longueur critique de fissuration reste égale  $a_c$ . La détermination du



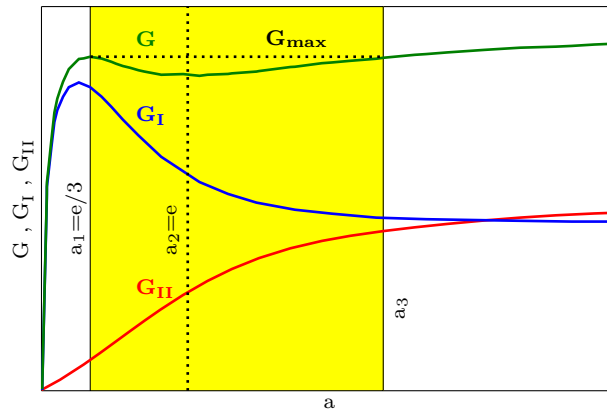


FIGURE 6.24 – Illustration de la contribution des taux de restitution d'énergie incrémentaux  $G_I$  et  $G_{II}$  pour une rupture qui se produit à l'interface colle/composite en fonction de la distance  $a$  du bord et l'épaisseur  $e$  du joint de colle [70].

chargement critique se fait à l'aide de l'équation (6.6).

- $a_c \in ]a_1 ; a_3[$  : la longueur critique de fissuration se trouve dans la « zone interdite ». Dans ce cas  $a_c$  est prise égale à  $a_1$ . La détermination du chargement critique se fait toujours à l'aide de l'équation (6.6), mais en considérant  $\bar{A}(a_c) = \bar{A}(a_1)$ .

En réalité, la considération ou non de cette « zone interdite » n'a aucun effet sur la force à rupture prédite à l'aide du critère couplé dans ce cas particulier d'étude puisque la différence moyenne obtenue est de seulement 1.1 %. L'ensemble de la démarche pour prédire l'apparition de la rupture hors-plan par la méthode du critère couplé est résumée sur la Figure 6.25.

#### 6.2.4.2 Prédiction de la rupture hors-plan

Les efforts à rupture obtenus avec cette méthode de prédiction de la rupture hors-plan sont résumés sur la Figure 6.26. Pour chaque configuration étudiée, trois courbes ont été établies. La première correspond aux efforts à rupture obtenus expérimentalement dans la partie 6.2.2. La deuxième correspond aux efforts à rupture déterminés numériquement à l'aide du critère couplé pour une rupture qui se produit au niveau de l'interface colle/composite. La troisième enfin correspond aux efforts à rupture déterminés numériquement à l'aide du critère couplé pour une rupture qui se produit par délaminage des bras en composite au niveau de l'interface  $0^\circ/90^\circ$  (ou  $90^\circ/0^\circ$ ) la plus proche du joint de colle.

Plusieurs remarques peuvent être faites sur les résultats obtenus. Tout d'abord, la prédiction faite à l'aide du critère couplé est assez éloignée des résultats expérimentaux d'un point de vue qualitatif et quantitatif. En effet, non seulement les forces à rupture prédites présentent une erreur importante, mais en plus la tendance numérique n'est pas la même que celle observée expérimentalement, à savoir un effort qui évolue linéairement par rapport à la longueur de recouvrement. Cependant, le point important à souligner concerne la compétition entre les deux types de ruptures étudiées que sont la rupture adhésive à l'interface  $P_1$  ou la rupture par délaminage à l'interface  $P_2$ . En effet pour toutes les configurations étudiées le critère couplé prévoit une

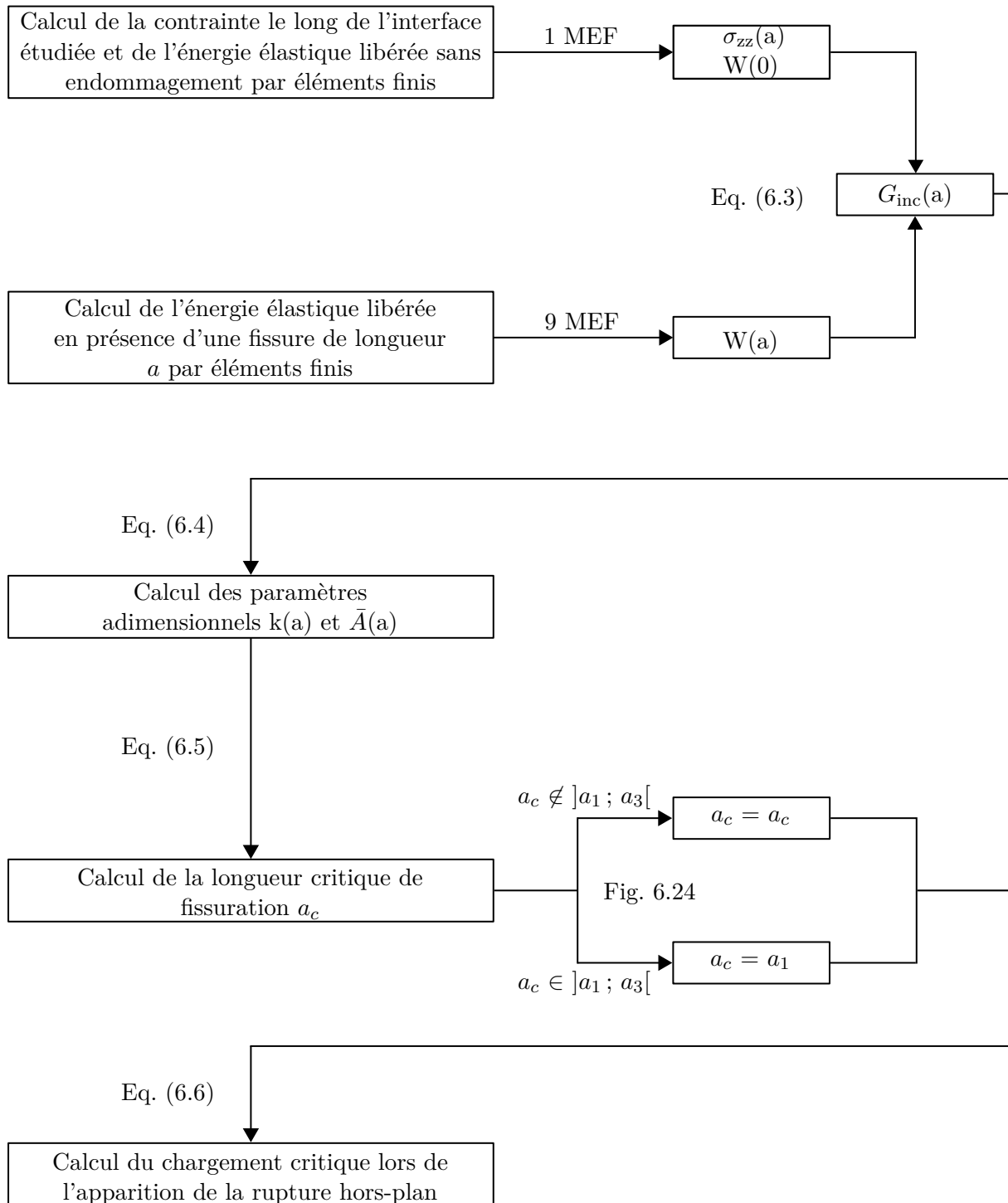


FIGURE 6.25 – Diagramme des différentes étapes à suivre lors de l'application du critère couplé au niveau des interfaces  $P_1$  et  $P_2$  pour prédire l'apparition de la rupture hors-plan dans les assemblages de simple recouvrement.

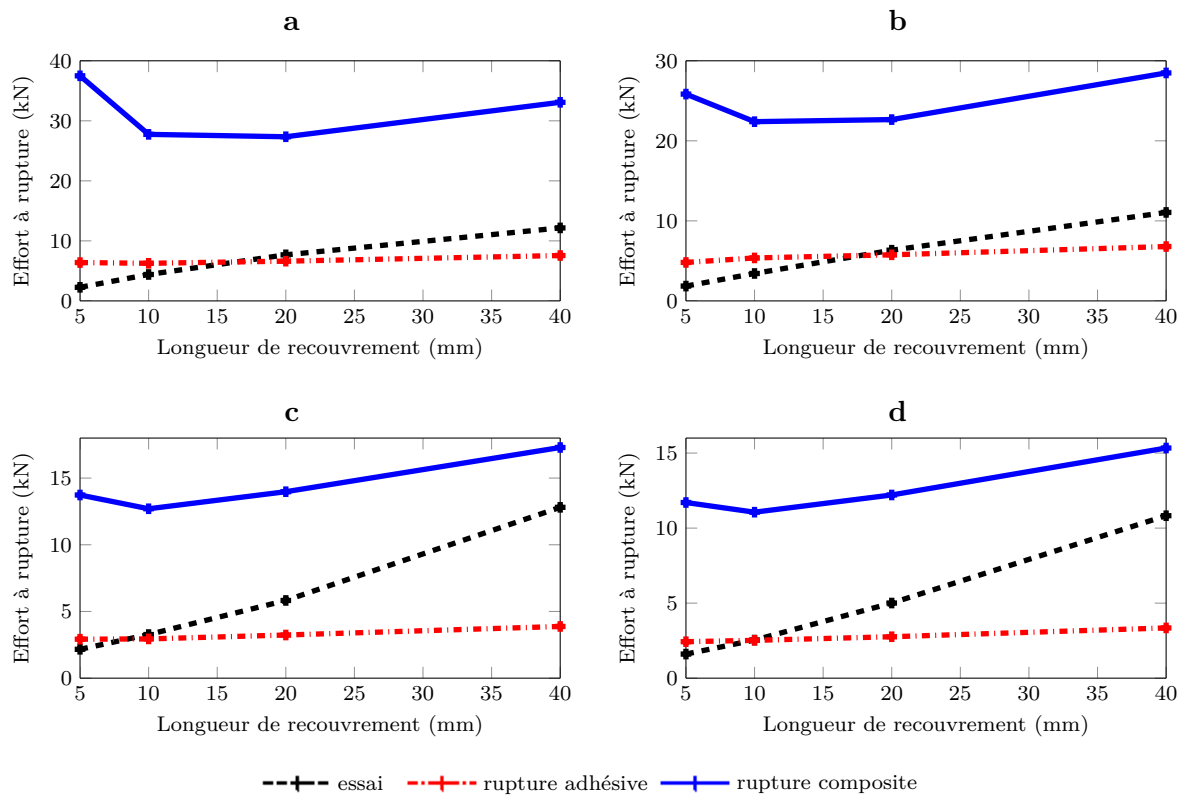


FIGURE 6.26 – Forces à rupture moyennes obtenues avec différentes longueurs de recouvrement, épaisseurs de joint de colle et empilements et compétitions entre la rupture adhésive et la rupture composite par l'application du critère couplé : (a) [0<sub>2</sub>, 90<sub>2</sub>]<sub>s</sub> et 0.1 mm, (b) [0<sub>2</sub>, 90<sub>2</sub>]<sub>s</sub> et 0.4 mm, (c) [90<sub>2</sub>, 0<sub>2</sub>]<sub>s</sub> et 0.1 mm, (d) [90<sub>2</sub>, 0<sub>2</sub>]<sub>s</sub> et 0.4 mm.

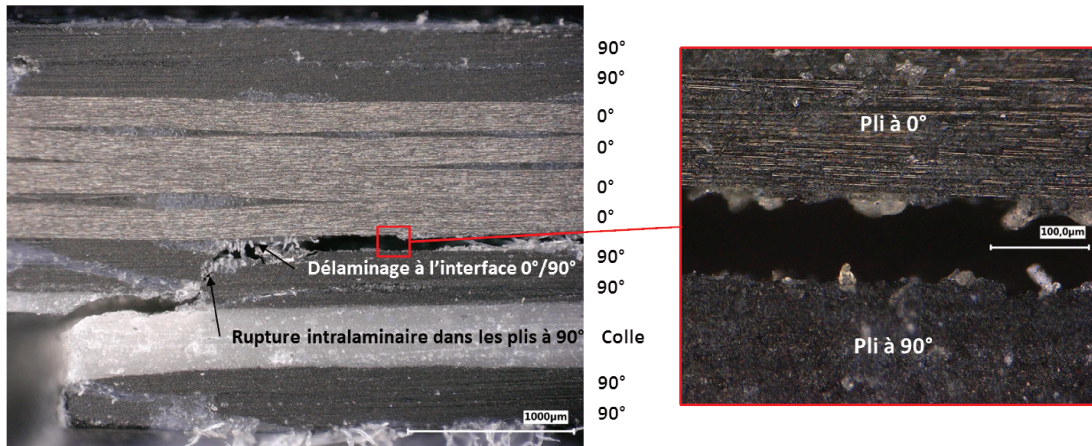


FIGURE 6.27 – Observation microscopique du faciès de rupture d’un joint de simple recouvrement avec des substrats en composite  $[90_2, 0_2]_s$ .

rupture qui se produit toujours à l’interface  $P_1$  quels que soient l’épaisseur de colle, la longueur de recouvrement ou l’empilement des bras en composite. Les résultats obtenus confirment donc la rupture des assemblages de simple recouvrement à l’interface colle/composite avec des bras ayant des plis orientés à  $0^\circ$  à l’extérieur (Figure 6.26 (a) et (b)) observée expérimentalement. Néanmoins, cette méthode de prédiction d’apparition de la rupture hors-plan prévoit également une rupture adhésive de l’assemblage dans le cas des bras avec des plis à  $90^\circ$  à l’extérieur ((Figure 6.26 (c) et (d))) ce qui va à l’encontre des résultats expérimentaux. En effet, les essais menés sur de tels assemblages ont mis en évidence une rupture de l’assemblage par délaminage à l’interface  $P_2$  pour des longueurs de recouvrement égales à 20 mm et 40 mm.

### 6.2.4.3 Observations microscopiques

Pour mieux comprendre ces différences entre résultats numériques et expérimentaux, des observations microscopiques ont été menées à l’aide d’un microscope numérique Keyence VHX-5000. L’objectif de ces observations a été de mettre en place la chronologie de la rupture des assemblages de simple recouvrement. Pour cela, l’étude s’est concentrée sur les assemblages qui ont rompu par délaminage, c’est-à-dire pour une longueur de recouvrement de 20 mm et 40 mm et un empilement des bras  $[90_2, 0_2]_s$  pour les deux épaisseurs de colle testées.

Un faciès de rupture typique d’une telle rupture est montré sur la Figure 6.27. L’analyse de faciès a alors permis de décrire la rupture par délaminage en deux étapes distinctes :

- L’amorçage de la rupture se produit dans un premier temps dans les plis orientés à  $90^\circ$  proches du joint de colle. Cette rupture intralaminare se produit proche du bord libre en  $a/L=1$  entre les plans  $P_1$  et  $P_2$  de la Figure 6.20.
- La fissuration intralaminare est suivie d’une rupture interlaminare qui se propage le long de l’interface  $90^\circ/0^\circ$  ( $P_2$ ) et conduit à la rupture finale de l’assemblage par délaminage.

L’inconvénient du critère couplé est qu’il ne tient pas compte de l’endommagement plan qui se produit dans les plis orientés à  $90^\circ$  proches du joint de colle, ce qui pourrait expliquer que les

résultats numériques obtenus prédisent dans tous les cas une rupture adhésive de l'assemblage de simple recouvrement. Pour remédier à ce problème, un second type de modélisation a été mis en place pour prendre en compte la fissuration transverse observée.

### 6.2.5 Prise en compte de l'endommagement plan

La modélisation établie est différente de celle mise en place dans la section 6.2.3.1 puisqu'il s'agit ici d'étudier l'effet de la présence d'une fissure intralaminare sur la résistance hors-plan de l'assemblage composite collé de simple recouvrement, mais également sur la localisation de la rupture de cet assemblage (rupture à l'interface colle/composite ou rupture à l'interface des plis  $90^\circ/0^\circ$  proche du joint de colle). L'étude a été menée seulement sur les assemblages avec les empilements  $[90_2, 0_2]_s$  puisque les deux types de ruptures ont été observés seulement lorsque les plis à  $90^\circ$  sont situés à l'extérieur des bras composites. Afin d'étudier l'effet de l'endommagement plan sur la rupture hors-plan des assemblages de simple recouvrement, deux différents types de modélisation ont été mis en place : l'un sans la prise en compte de la fissuration transverse et l'autre avec la prise en compte de l'endommagement transverse.

#### 6.2.5.1 Modélisation

La prédiction de la rupture de ces assemblages a été effectuée en utilisant les modèles de zone cohésive. Cependant, contrairement aux cas d'études précédents, ils ne s'appuient plus sur les éléments cohésifs, mais sur des surfaces cohésives. Ce choix de modélisation entraîne alors une représentation de l'interface étudiée différente de celle employée lors de l'utilisation des éléments cohésifs. En effet dans le premier cas l'interface est représentée physiquement par une épaisseur donnée, alors qu'elle a une épaisseur nulle dans le second cas. Néanmoins, ces modélisations sont quasi identiques puisqu'elles nécessitent la connaissance des raideurs de pénalisation, des résistances et des ténacités de l'interface étudiée pour prédire la rupture. Les modèles éléments finis utilisant les surfaces cohésives sont cependant plus faciles à mettre place et moins gourmandes en temps de calcul. Une comparaison plus approfondie de ces modélisations est présentée en Annexe A.

L'antisymétrie n'a cette fois pas été prise en compte par le script Python puisqu'elle engendre des problèmes numériques liés à l'utilisation des surfaces cohésives. Le chargement est piloté en déplacement par l'intermédiaire d'un point de référence associé à une des faces extrêmes de l'assemblage par un couplage cinématique. L'autre extrémité est quant à elle encastree. Seule la moitié des joints de simple recouvrement a été représentée en prenant en compte la symétrie dans la largeur de l'assemblage. Dans le cas de la prise en compte de l'endommagement plan, la fissuration transverse a été représentée physiquement au sein des plis orientés à  $90^\circ$  proches du joint de colle. La fissure ainsi mise en place est supposée parfaitement droite et est localisée au bord du joint de colle comme illustrée sur la Figure 6.28 b). Ce choix permet de faciliter la modélisation, bien qu'en réalité la fissure ne soit pas droite et apparaît plutôt vers l'intérieur du joint collé comme montrée précédemment sur la Figure 6.27.

Afin d'étudier la confrontation entre les deux types de ruptures évoquées précédemment, les interfaces colle/composite et  $90^\circ/0^\circ$  ont été modélisées par des surfaces cohésives pour chaque

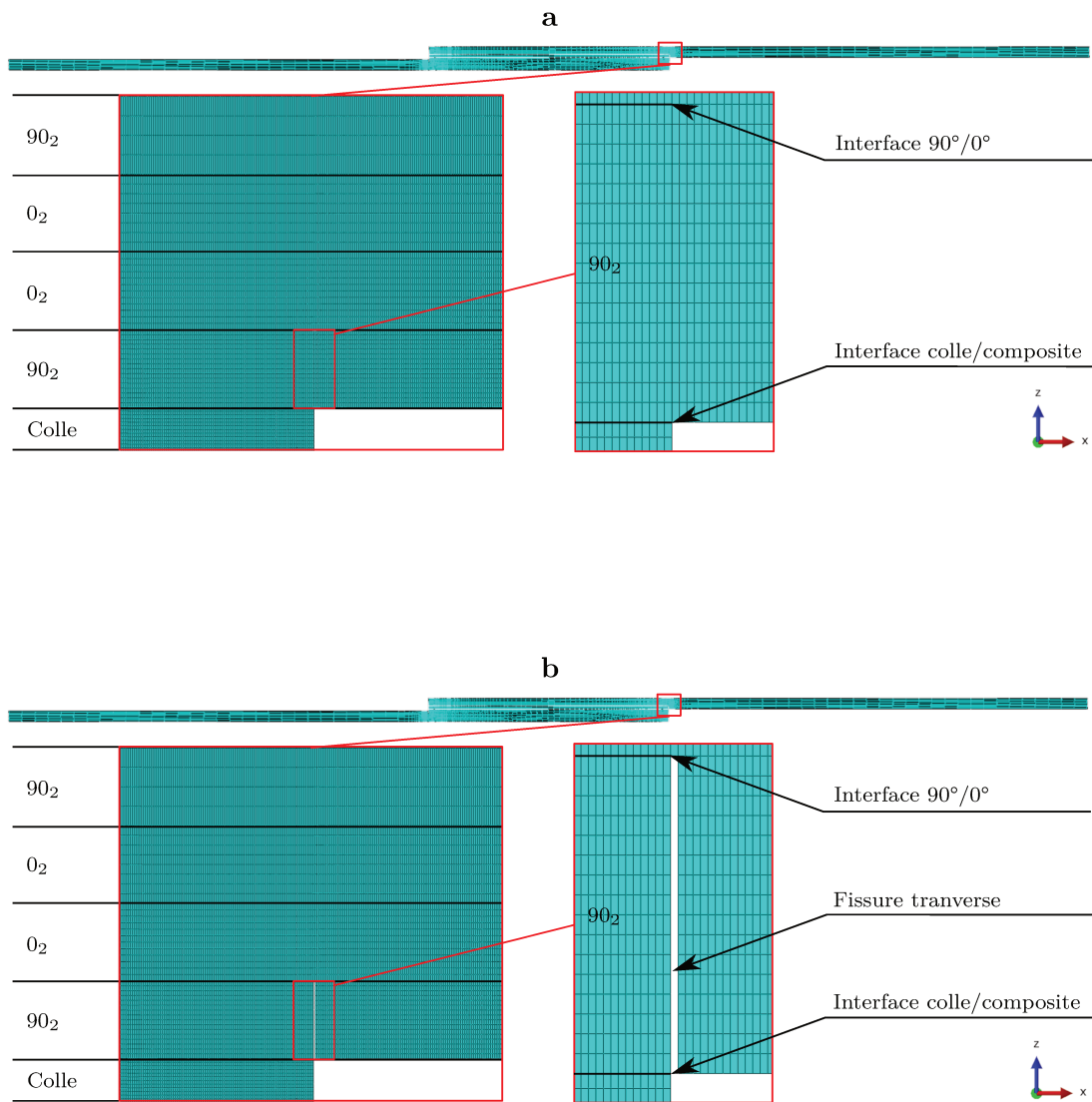


FIGURE 6.28 – Modèle de zone cohésive pour une longueur de recouvrement de 40 mm et une épaisseur de 0.4 mm pour étudier la compétition de la rupture à l'interface des plis  $90^\circ/0^\circ$  et à l'interface colle/composite (a) sans prise en compte de la fissuration transverse et (b) avec prise en compte de la fissuration transverse.

type de modélisation étudiée. Seules ces deux interfaces ont été représentées de cette manière afin de réduire au maximum les problèmes numériques. L'interface colle/composite a été représentée en intégralité par une zone cohésive. Cependant, et conformément aux observations expérimentales, seule une partie de l'interface  $90^\circ/0^\circ$  a été représentée à l'aide des modèles de zone cohésive. En effet, la rupture par délaminage de cette interface intervient proche du bord libre puis se propage vers l'intérieur du joint collé comme l'illustre 6.27. Par conséquent, seule la portion de l'interface  $0^\circ/90^\circ$  au-dessus du joint de colle a été représentée par les surfaces cohésives comme illustrées sur la Figure 6.28 (a) dans le cas de la non prise en compte de l'endommagement transverse et sur la Figure 6.28 (b) dans le cas de la prise en compte de l'endommagement transverse. Les assemblages des différents modèles ainsi mis en place sont alors dans tous les cas d'étude constitués de trois parties distinctes reliées entre elles par des surfaces cohésives qui sont définies comme des propriétés de contact :

- 1 - La partie supérieure de l'assemblage représente la quasi-totalité du composite supérieur et est donc constituée des plis supérieurs orientés à  $90^\circ$ , des plis orientés à  $0^\circ$  et d'une partie des plis inférieurs orientés à  $90^\circ$ .
- 2 - La partie intermédiaire représente la fin du composite supérieur et est donc constituée de la seconde partie des plis inférieurs orientés à  $90^\circ$ . Dans le cas de la non-prise en compte de la fissuration transverse, cette partie est liée à la précédente par une contrainte d'attache qui permet d'assurer la transition entre l'interface  $90^\circ/0^\circ$  endommageable (représentée par les surfaces cohésives) et non endommageable (représentée par des éléments solides).
- 3 - La partie inférieure représente le joint de colle et le composite inférieur.

L'assemblage ainsi constitué est représenté en vue éclaté sur la Figure 6.29. La différence entre les modèles sain (sans fissure transverse) et endommagé (avec fissure transverse) se résume alors seulement à la représentation physique d'une fissure dans les plis à  $90^\circ$  proche du joint de colle, les deux modèles étant identiques autrement.

Les propriétés élastiques du composite IUT et de la colle Araldite 2015 sont les mêmes que celles utilisées dans les modélisations précédentes. L'amorçage de l'endommagement de l'interface  $90^\circ/0^\circ$  est dicté par un critère de contrainte maximale défini grâce aux résistances identifiées dans le chapitre 1 et sont égales à 29.6 MPa pour la résistance hors-plan normale et 50.67 MPa et 51.82 MPa pour les résistances hors-plan transverses. La propagation de l'endommagement de cette interface est dictée par le même critère utilisé dans les chapitres 3 et 4 et défini grâce aux ténacités identifiées précédemment qui valent 0.576 N/mm en mode I et 1.728 N/mm en mode II et III. L'amorçage et la propagation de l'endommagement à l'interface colle/composite sont définis de la même manière, seules les résistances et ténacités changent. En effet, la rupture se produit dans ce cas non plus dans le composite, mais au niveau de la colle. Ce sont donc les résistances et les ténacités de celle-ci qui déterminent l'amorçage et la propagation de la rupture. Les résistances hors-plan sont égales à 20.9 MPa en traction et 19.7 en cisaillement. Les ténacités valent 0.526 N/mm en mode I et 4.7 N/mm en mode II et en mode III [73]. Les deux contacts cohésifs ont enfin été définis à l'aide de ces propriétés entre les différentes parties

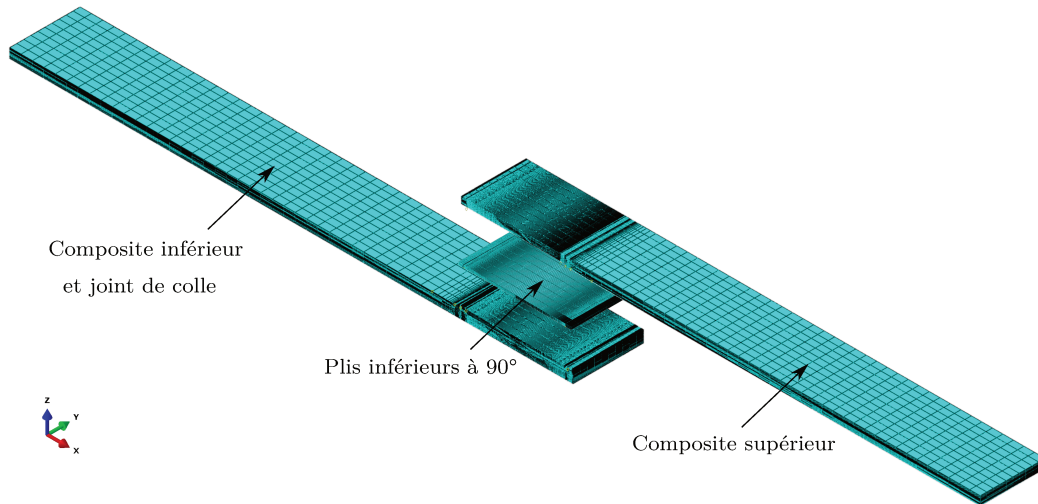


FIGURE 6.29 – Illustration de la modélisation en trois parties de l’essai de simple recouvrement en vue éclatée pour une longueur de recouvrement de 20 mm et une épaisseur de colle de 0.4 mm.

de l’assemblage. Enfin, les raideurs de pénalisations  $K_p$  composite et  $K_p$  colle, qui correspondent respectivement aux raideurs associées aux interfaces  $90^\circ/0^\circ$  et colle/composite, ont été choisies égales à  $10^6$  N/mm<sup>3</sup> conformément à ce qui a été mentionné lors de l’étude sur les modèles de zone cohésive dans chapitre 3 [36],[38],[53].

Chacun des seize modèles éléments finis (quatre longueurs de recouvrement, deux épaisseurs de colle, prise en compte ou non de la fissuration) a été maillé finement au niveau des bords du joint de colle avec une taille de maille minimale de 10  $\mu$ m. Le maillage est régulier sur une longueur de 1 mm. Les 0.1 mm d’épaisseur de colle ont été discrétisés par cinq éléments. Ce nombre monte à vingt dans le cas d’un joint de 0.4 mm. L’assemblage est représenté dans sa profondeur par une dizaine d’éléments. Des éléments hexaédriques à huit nœuds et à intégration réduite ont été utilisés. Le nombre d’éléments total de l’assemblage varie de 368 320 pour une longueur de recouvrement de 5 mm et un joint de colle de 0.1 mm à 491 280 pour une longueur de recouvrement de 40 mm et une épaisseur de colle de 0.4 mm. Le maillage d’une configuration est représenté en vue éclatée sur la Figure 6.29.

### 6.2.5.2 Résultats numériques

La compétition entre la rupture de l’interface colle/composite et de l’interface  $90^\circ/0^\circ$  en présence d’une fissure transverse est dictée par les critères d’amorçage et de propagation à ces deux interfaces. Durant la simulation numérique, la première des interfaces qui voit sa variable d’endommagement  $D$  atteindre la valeur 1 est considérée comme l’interface critique au niveau de laquelle va apparaître la rupture de l’assemblage composite collé. Pour chacune des huit configurations modélisées, les critères d’amorçage et de propagation de l’endommagement ont été tracés à chaque interface étudiée pour les nœuds qui s’endommagent en premier puisque, contrairement aux éléments cohésifs, l’endommagement se produit au niveau des nœuds qui définissent la zone cohésive.



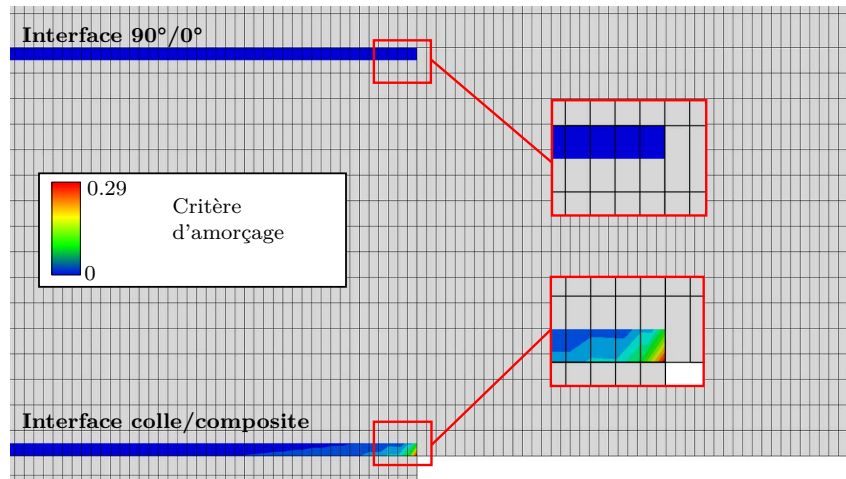


FIGURE 6.30 – Compétition entre la rupture des interfaces colle/composite et  $90^\circ/0^\circ$  dans le cas de la non-prise en compte de la fissuration transverse.

#### 6.2.5.2.1 Sans fissuration transverse

Lorsque la fissuration transverse n'est pas prise en compte dans les modèles d'endommagement, l'interface colle/composite est la première à s'endommager comme l'illustre la Figure 6.30. Dans ce cas d'étude, les critères d'endommagement ont été représentés pour les quatre différentes longueurs de recouvrement (5 mm, 10 mm, 20 mm et 40 mm) et les deux épaisseurs de colle (0.1 mm et 0.4 mm) étudiées sur la Figure 6.31.

Quelques soient la longueur de recouvrement et l'épaisseur du joint de colle des assemblages de simple recouvrement, le critère d'amorçage est atteint en premier à l'interface colle/composite. De plus, même lorsque le critère propagation est proche de sa valeur maximale sur cette interface, l'interface  $90^\circ/0^\circ$  n'a pas encore commencé à s'endommager puisque le critère d'amorçage associé n'a pas été atteint. Par conséquent, même si les simulations n'ont pas été menées jusqu'à la rupture de l'assemblage à cause de problèmes numériques, il semble que la rupture des assemblages se produise à l'interface colle/composite pour toutes les configurations étudiées. L'effort à rupture semble de plus grandir avec l'augmentation de la longueur de recouvrement conformément aux observations expérimentales, car plus cette longueur est importante, plus le critère d'amorçage est atteint pour un effort important comme illustré sur la Figure 6.34 (a). Ce critère atteint sa valeur maximale pour un effort imposé moindre lorsque le joint de colle a une épaisseur de 0.4 mm. Par conséquent plus l'épaisseur de colle est fine et plus l'endommagement de l'interface colle/composite intervient tardivement comme le confirment les résultats expérimentaux obtenus précédemment. Pour finir, l'évolution de l'effort à l'amorçage de l'endommagement est linéaire par rapport à la longueur de recouvrement pour les deux épaisseurs de colle.

Les résultats obtenus sans prendre en compte la fissuration transverse prédisent donc une rupture des assemblages de simple recouvrement à l'interface colle/composite pour toutes les configurations étudiées. Ces prédictions vont à l'encontre des résultats expérimentaux qui font apparaître à la fois des ruptures adhésives et par délaminage selon la configuration sollicitée. Il est alors intéressant de comparer ces résultats avec ceux obtenus lorsque la fissure transverse est prise en compte dans les modèles d'endommagement.

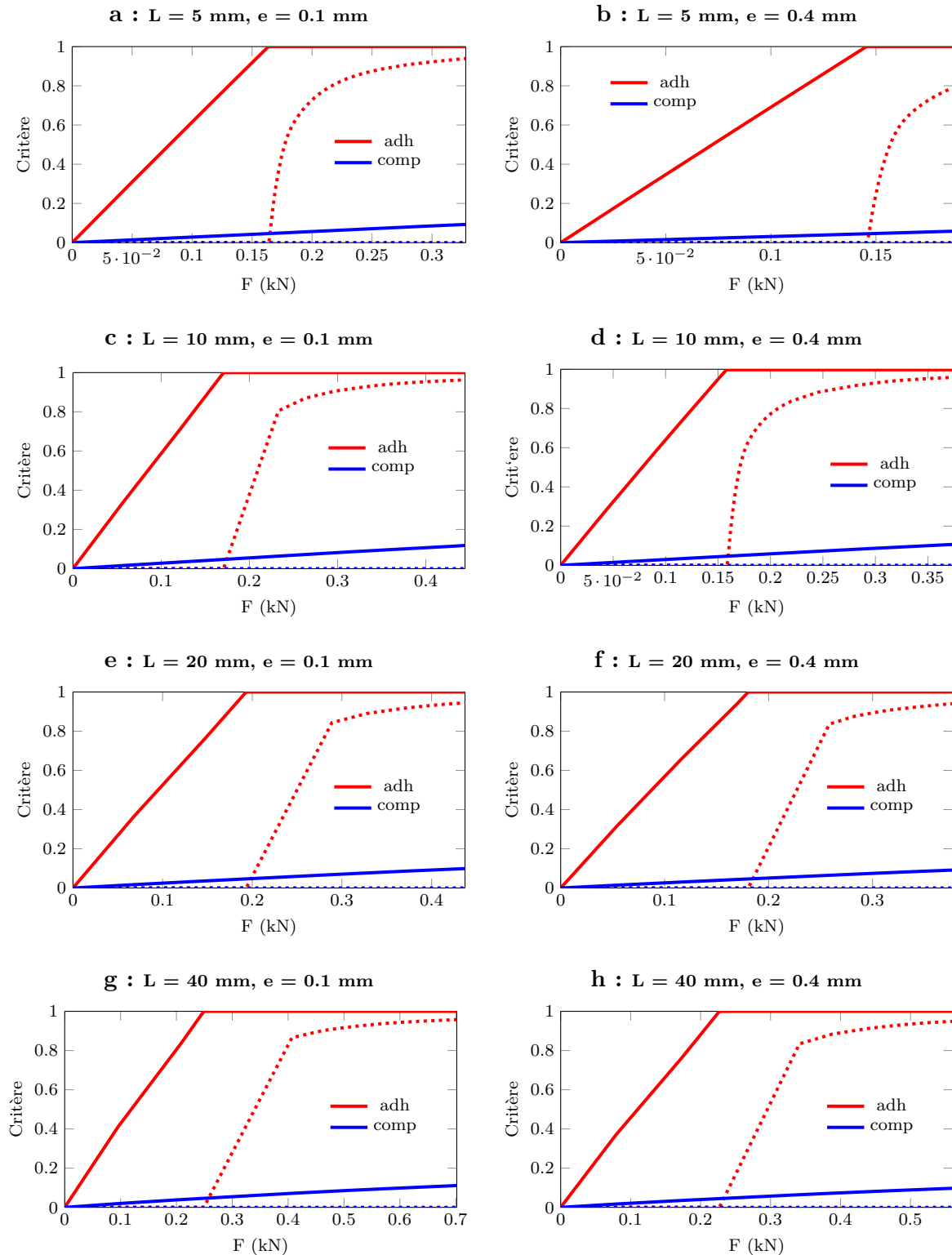


FIGURE 6.31 – Évolution des critères d’amorçage (trait plein) et de propagation (pointillés) au niveau de l’interface colle/composite (adh) et de l’interface  $90^\circ/0^\circ$  (comp) en fonction de la longueur de recouvrement  $L$  et de l’épaisseur du joint de colle  $e$  sans la prise en compte de la fissuration transverse.

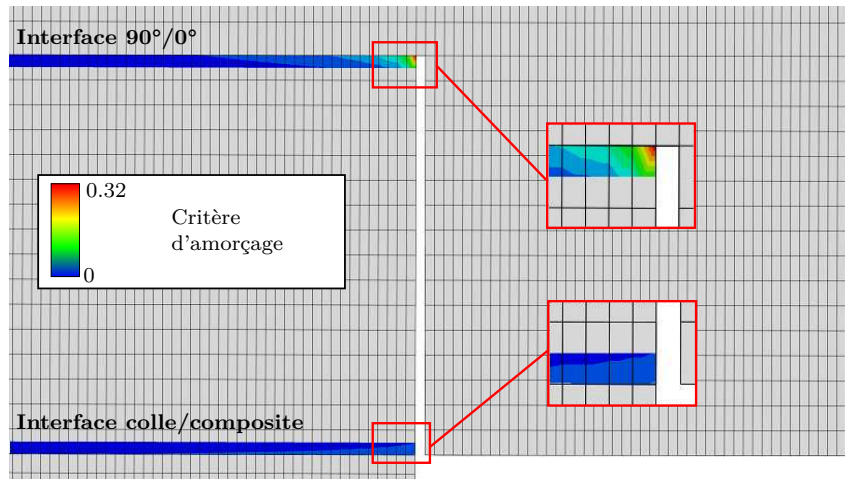


FIGURE 6.32 – Compétition entre la rupture des interfaces colle/composite et  $90^\circ/0^\circ$  dans le cas de la prise en compte de la fissuration transverse.

#### 6.2.5.2.2 Avec fissuration transverse

Lorsque la fissuration transverse est prise en compte dans les modèles d'endommagement, l'interface  $90^\circ/0^\circ$  est cette fois-ci la première à s'endommager comme l'illustre la Figure 6.32. Dans ce cas d'étude, les critères d'endommagement ont été représentés pour les différentes configurations sur la Figure 6.33.

Quelques soient la longueur de recouvrement et l'épaisseur du joint de colle des assemblages de simple recouvrement, le critère d'amorçage est atteint en premier à l'interface  $90^\circ/0^\circ$ . De plus même lorsque le critère de propagation est proche de sa valeur maximale sur cette interface, l'interface colle/composite n'a pas encore commencé à s'endommager puisque son critère d'amorçage n'a pas été atteint. Par conséquent, même si les simulations n'ont pas été menées jusqu'à la rupture de l'assemblage à cause de problèmes numériques, il semble que la rupture se produise à l'interface  $90^\circ/0^\circ$  peu importe la configuration étudiée. L'effort à rupture paraît également grandir avec l'augmentation de la longueur de recouvrement pour les mêmes raisons que précédemment. En effet, plus la longueur de recouvrement est grande, plus l'effort à l'amorçage de l'endommagement est important comme illustré sur la Figure 6.34 (b). De plus, plus l'épaisseur de colle est importante, plus l'effort à l'amorçage de l'endommagement est faible. Cette tendance est conforme aux résultats expérimentaux. Tout comme le cas de la non-prise en compte de la fissuration transverse, l'effort à l'amorçage évolue linéairement en fonction de la longueur de recouvrement pour les deux épaisseurs de colle.

Les résultats obtenus en prenant en compte la fissuration transverse prédisent donc une rupture des assemblages de simple recouvrement au sein du composite par délaminage à l'interface  $90^\circ/0^\circ$  proche du joint de colle pour toutes les configurations étudiées. Ces prédictions vont elles aussi à l'encontre des résultats expérimentaux qui font apparaître à la fois des ruptures adhésives et par délaminage selon la configuration testée.

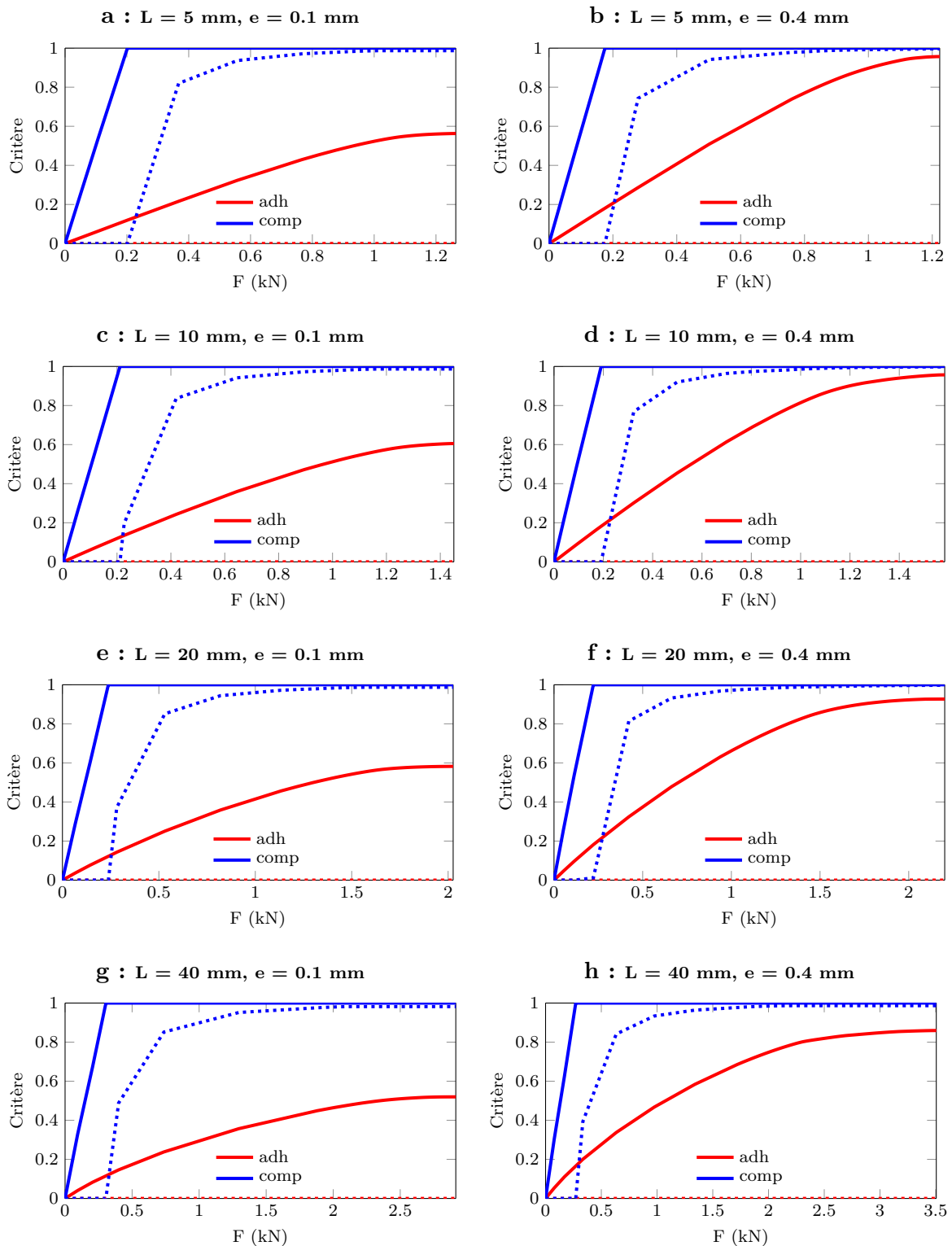


FIGURE 6.33 – Évolution des critères d’amorçage (trait plein) et de propagation (pointillés) au niveau de l’interface colle/composite (adh) et de l’interface  $90^\circ/0^\circ$  (comp) en fonction de la longueur de recouvrement  $L$  et de l’épaisseur du joint de colle  $e$  avec la prise en compte de la fissuration transverse.

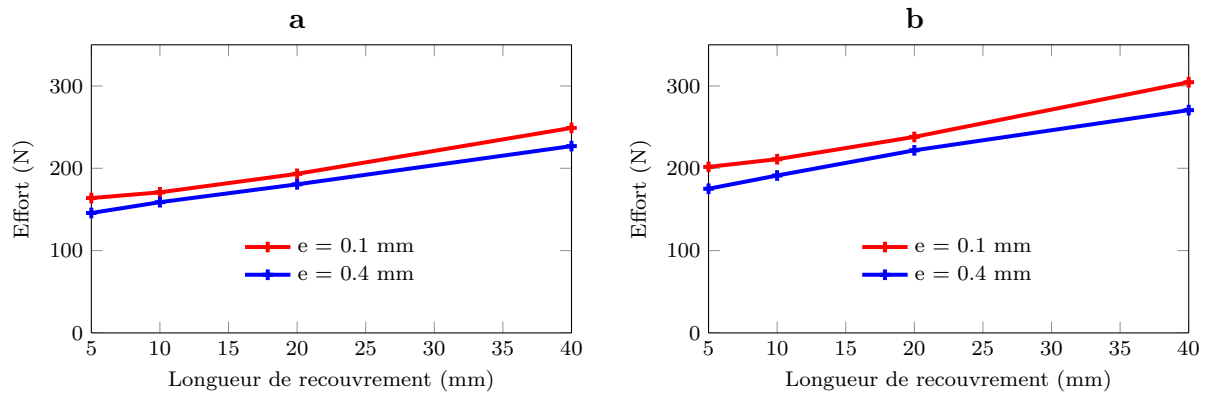


FIGURE 6.34 – Évolution de l'effort à l'amorçage de l'endommagement en fonction de la longueur de recouvrement et de l'épaisseur du joint de colle  $e$  (a) sans prise en compte de la fissuration transverse et (b) avec prise en compte de la fissuration transverse.

### 6.2.6 Bilan

Les prédictions de la rupture hors-plan des assemblages de simple recouvrement ont été réalisées à la fois à l'aide du critère couplé et des modèles de zone cohésive pour déterminer la résistance ainsi que la localisation de la rupture de ces assemblages.

L'application du critère couplé a permis de déterminer la localisation de la rupture des assemblages de simple recouvrement en fonction de la longueur de recouvrement et de la configuration du composite. La tenue des interfaces colle/composite et  $0^\circ/90^\circ$  ont été mises en compétition pour prédire l'interface la plus critique au niveau de laquelle va apparaître l'endommagement et donc la rupture des assemblages. Dans le cas de la non-fissuration du composite, le critère couplé décrit correctement cette compétition. En effet, la fissuration du composite n'a pas été observée expérimentalement lorsque le composite a les plis extérieurs orientés à  $0^\circ$  ainsi que pour les faibles longueurs de recouvrement (5 mm et 10 mm) avec les plis extérieurs orientés à  $90^\circ$ . Pour ces six configurations, le critère couplé prévoit bien une rupture adhésive de l'interface colle/composite. Pour les deux configurations restantes, l'analyse des résultats obtenus est plus délicate.

En effet, dans le cas des empilements  $[90_2, 0_2]_s$  et pour les grandes longueurs de recouvrement (20 mm et 40 mm), le critère couplé prédit également une rupture adhésive des assemblages alors qu'expérimentalement la rupture se produit par délaminage dans le composite. Cette méthode de prédiction de la rupture ne peut alors pas être utilisée pour ces configurations, car elle ne prend pas en compte la présence de fissuration transverse qui apparaît dans le composite au cours de l'essai.

La mise en place de modèles s'appuyant sur le principe des zones cohésives a alors permis de modéliser l'endommagement progressif des deux interfaces susceptibles de rompre, à savoir l'interface colle/composite et l'interface  $90^\circ/0^\circ$  proche du joint de colle. Cette méthode a permis de comparer l'endommagement progressif des deux interfaces étudiées en fonction de la prise en compte ou non de la fissuration transverse dans les modèles éléments finis. Lorsque l'existence de

la fissure interlaminaire n'est pas prise en compte, les résultats sont qualitativement les mêmes que ceux obtenus par l'application du critère couplé. En effet pour toutes les configurations étudiées, la rupture des assemblages est alors prédite à l'aide des surfaces cohésives à l'interface colle/composite. A contrario, lorsque les modèles prennent en compte la présence de la fissuration transverse, la rupture est cette fois prédite au sein du composite à l'interface  $90^\circ/0^\circ$ .

La présence de fissuration transverse au sein du composite a donc un effet non négligeable sur la tenue hors-plan des assemblages de simple recouvrement. D'après les résultats numériques, la présence d'une telle fissure va en effet venir fragiliser l'interface  $90^\circ/0^\circ$  et décharger l'interface colle/composite qui devrait normalement rompre en premier lieu sans la fissuration au préalable du composite. Dans ce cas, la rupture des assemblages va alors s'amorcer et se propager brutalement par délaminage le long de l'interface  $90^\circ/0^\circ$ .

L'inconvénient des résultats obtenus à l'aide des modèles de zone cohésive est qu'ils ne permettent pas de modéliser l'endommagement progressif des interfaces étudiées jusqu'à la rupture des assemblages de simple recouvrement à cause des problèmes numériques rencontrés. Une des solutions possibles serait de mener une étude paramétrique sur les raideurs de pénalisation associées à l'interface colle/composite ( $K_p\text{ colle}$ ) et à l'interface  $90^\circ/0^\circ$  ( $K_p\text{ composite}$ ) afin de déterminer le couple  $K_p\text{ colle}/K_p\text{ composite}$  qui minimise les problèmes numériques. En effet, la raideur de pénalisation ne modifie pas l'effort à rupture, mais seulement l'effort associé à l'amorçage de l'endommagement.

Les conclusions faites jusqu'à présent ont été confirmées par un calcul élastique réalisé à l'aide d'un modèle éléments finis et utilisé pour prédire l'effort à rupture des assemblages de simple recouvrement. Le modèle éléments finis est le même que celui mis en place pour prédire la rupture à l'aide du critère couplé. L'effort à rupture a dans ce cas été déterminé à l'aide d'un critère de contrainte maximale. La rupture est alors considérée comme effective lorsque les contraintes à l'interface  $90^\circ/0^\circ$  deviennent supérieures à la résistance de pelage de cette même interface, résistance qui a été obtenue dans le chapitre 2. Les courbes présentées en Figure 6.35 font état de la comparaison entre l'effort à rupture déterminé à l'interface colle/composite (à l'aide du critère couplé) et celui à l'interface  $90^\circ/0^\circ$  (à l'aide du critère maximum).

Lorsque les plis extérieurs du composite sont orientés à  $0^\circ$  avec une épaisseur de colle de 0.1 mm (Figure 6.35 (a)) et 0.4 mm (Figure 6.35 (b)), la rupture est prédite à l'interface colle/composite quelle que soit la configuration étudiée. Cette tendance suit donc les résultats obtenus expérimentalement. Lorsque les plis extérieurs du composite sont par contre orientés à  $90^\circ$  (Figure 6.35 (c) et (d)), les efforts à rupture prédits à l'interface colle/composite et à l'interface  $90^\circ/0^\circ$  sont très proches et il est donc difficile de conclure. Cependant, les observations expérimentales ont montré dans ces deux cas que pour les petites longueurs de recouvrement (5 mm et 10 mm), la rupture des assemblages se produit à l'interface colle/composite. Pour les grandes longueurs de recouvrement (20 mm et 40 mm), les plis extérieurs orientés à  $90^\circ$  vont s'endommager ce qui va entraîner un déchargement de l'interface colle/composite et amener une rupture des assemblages de simple recouvrement par délaminage de l'interface  $90^\circ/0^\circ$  du composite. Il existe donc une longueur critique de recouvrement pour laquelle la rupture va passer

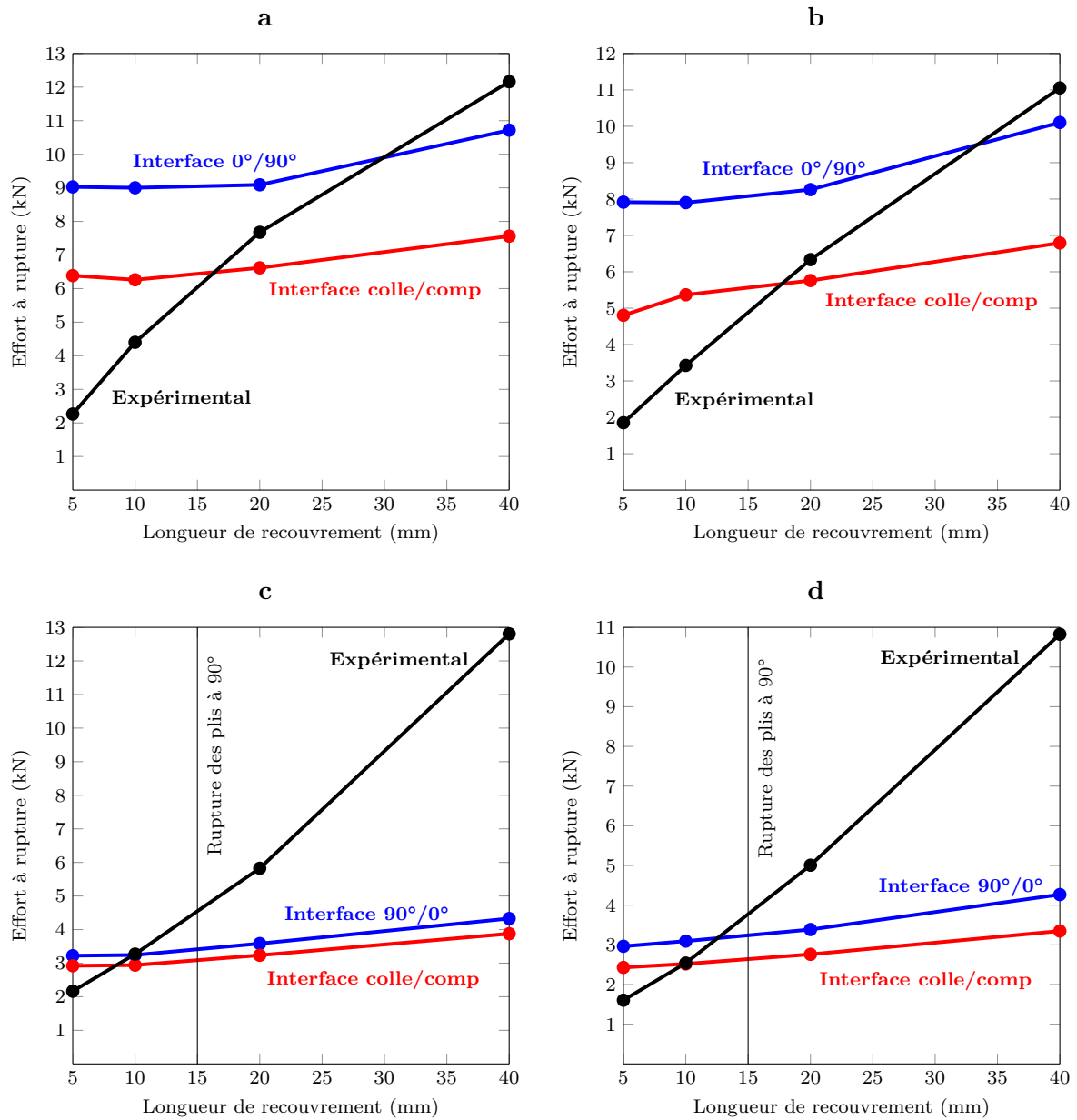


FIGURE 6.35 – Compétition entre la rupture adhésive déterminée par application du critère couplé et la rupture composite déterminée à l'aide du critère maximum selon les empilements et les épaisseurs de colle étudiés : (a)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.1 mm, (b)  $[0_2, 90_2]_s$  et 0.4 mm, (c)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.1 mm, (d)  $[90_2, 0_2]_s$  et 0.4 mm.

de l'interface colle/composite à l'interface  $90^\circ/0^\circ$  à cause de l'endommagement intralaminare des plis extérieurs du composite. Cette longueur est comprise entre 10 mm et 20 mm et a été représentée sur les Figures 6.35 (c) et (d).

La non-prise en compte de l'alternance entre la rupture adhésive et la rupture par délaminage conclue à la fois par l'application du critère couplé et du critère de contrainte maximale peut s'expliquer par la nature des critères appliqués qui prennent en compte une seule des contraintes hors-plan. Il se pose alors la question de la pertinence des critères de rupture utilisés ainsi que de la prise en compte de la multiaxialité pour étudier la tenue des assemblages de simple recouvrement.

Enfin, les modélisations mises en place ainsi que les observations menées sur les faciès de rupture ont permis de comprendre les différents scénarios d'endommagement conduisant à la rupture des assemblages composites collés de simple recouvrement selon les configurations testées. Cependant, la modélisation de la rupture basée sur l'application du critère couplé conduit à des résultats quantitatifs qui sont très éloignés des résultats expérimentaux. Il est donc nécessaire de mener un travail plus approfondi sur la modélisation de l'amorçage du délaminage en présence de fissuration. Pour finir, il peut également se poser la question de la pertinence de l'identification de la ténacité du composite puisque les prédictions effectuées à l'aide du critère couplé sans endommagement plan conduisent elles encore à des résultats qui restent très éloignés des données expérimentales. Cette remarque est d'autant plus valable qu'une précédente étude a montré la pertinence de l'application du critère couplé sur des assemblages métalliques de simple recouvrement [70].

### 6.3 Conclusions

Des essais ont été menés sur deux types d'assemblages collés : un assemblage collé composite qui a été sollicité en flexion trois-points avec appuis rapprochés et un assemblage de type simple recouvrement avec des bras en composite qui a été sollicité à l'aide d'une machine de traction universelle. Le premier type d'assemblage étudié a permis de mettre en avant la chute de la résistance de cisaillement hors-plan transverse  $\tau_{xz}$  des assemblages après un cycle de vieillissement en eau de mer. Cette étude a également permis d'observer l'évolution de la localisation de l'endommagement en fonction de l'état de l'assemblage sollicité. Les résultats obtenus lors de la seconde campagne expérimentale menée à Porto sur des assemblages de simple recouvrement ont ensuite été comparés à la prédiction réalisée à l'aide du critère couplé et des modèles de zone cohésive présentés lors des précédents chapitres.

Les résultats numériques ainsi obtenus ont mis en évidence que la seule application du critère couplé ne pouvait conduire à la prédiction de la rupture des assemblages de simple recouvrement notamment en présence de fissuration transverse dans la matrice du composite. Il convient alors de prendre en compte à la fois l'endommagement plan qui apparaît progressivement au sein des bras en composite et l'endommagement hors-plan lors de la modélisation afin de prédire le type de rupture qui se produit expérimentalement à l'aide des modèles de zone cohésive. Cependant,



une étude numérique plus approfondie est nécessaire pour simuler l'endommagement progressif des interfaces étudiées et ainsi déterminer les efforts à ruptures prédits.

L'ensemble des essais et des modèles mis en place durant ce chapitre a ainsi montré l'importance de la prise en compte de l'endommagement plan, qui peut être d'origine hydrique (vieillessement en eau de mer) ou mécanique (fissuration transverse) lors de la prédiction de la rupture d'assemblages sollicités en mode(s) hors-plan.

Les deux études menées au cours de ces deux derniers chapitres ont ainsi conclu à des résultats différents quant à l'influence de l'endommagement mécanique plan sur la tenue hors-plan d'un composite stratifié et d'un assemblage composite collé. En effet, il a été montré précédemment que la présence de fissures transverses dans une plaque composite sollicitée en traction hors-plan à l'aide du montage Arcan modifié n'a que peu voire pas d'effet sur sa tenue hors-plan alors que les résultats présentés ici montrent que la présence de fissuration transverse dans les assemblages de simple recouvrement a une grande influence sur leur tenue hors-plan. Une des explications envisageables quant à cette divergence porte sur la pertinence de l'essai Arcan pour conclure sur l'effet de l'endommagement plan sur la résistance hors-plan du composite sollicité. En effet, comme conclu lors du chapitre précédent, l'essai Arcan n'a été mené qu'en traction hors-plan, ce qui peut avoir pour conséquence de minimiser l'effet de la présence de fissures au sein du matériau puisque dans ce cas de sollicitation ces dernières vont avoir tendance à se refermer au cours de l'essai. Les assemblages collés testés ont quant à eux été soumis à des contraintes multiaxiales qui peuvent au contraire accentuer l'effet de la fissuration transverse.

# Conclusions & Perspectives

## Sommaire

---

<b>7.1</b>	<b>Conclusions</b> . . . . .	<b>182</b>
7.1.1	Effet de l'endommagement hydrique sur composite . . . . .	182
7.1.2	Prédiction du délaminage . . . . .	182
7.1.3	Effet de l'endommagement mécanique sur composite . . . . .	183
7.1.4	Effet de l'endommagement plan sur assemblages composites collés . . . . .	183
7.1.5	Bilan . . . . .	184
<b>7.2</b>	<b>Perspectives</b> . . . . .	<b>184</b>
7.2.1	Enveloppe de rupture hors-plan . . . . .	184
7.2.2	Vieillessement hydrique . . . . .	184
7.2.3	Endommagement mécanique . . . . .	185
7.2.4	Influence de la micro-structure . . . . .	186
7.2.5	Fatigue . . . . .	186

---

## 7.1 Conclusions

Ces dernières années, les matériaux composites à fibres de carbone et à matrice époxyde, qualifiés de matériaux à haute performance, suscitent un intérêt grandissant pour des applications marines telles que les éoliennes offshore ou les navires militaires. Leurs caractéristiques mécaniques intrinsèques leur offrent un avantage non négligeable sur les composites à fibres de verre et à matrice polyester classiquement utilisés aujourd'hui dans l'industrie navale. L'utilisation de ces matériaux nouvelle génération peut potentiellement conduire à concevoir des navires plus grands, plus légers et plus rapides qui peuvent répondre aux exigences de demain. Cependant, de tels matériaux et structures composites sont soumis à des chargements complexes durant leur cycle de vie qui conduisent à un endommagement hydrique et/ou mécanique progressif. C'est pourquoi l'étude présentée s'est intéressée à l'influence de l'endommagement plan sur la tenue hors-plan des matériaux composites et des assemblages collés composites d'autant plus qu'aucun travail n'a été mené sur ce couplage à notre connaissance.

### 7.1.1 Effet de l'endommagement hydrique sur composite

La première partie de l'étude s'est portée sur la compréhension de l'endommagement en eau de mer de la matrice des composites à fibres de carbone, ces dernières étant imperméables à l'eau. Le matériau composite étudié a ensuite été vieilli de manière accélérée afin d'étudier les effets de l'endommagement en des temps raisonnables. Le composite a ensuite été sollicité en mode hors-plan à l'état sain et à l'état vieilli pour mettre en place l'enveloppe de rupture hors-plan du matériau. Les deux enveloppes ainsi obtenues ont montré une chute non négligeable de la résistance hors-plan du composite après un séjour en eau de mer. Ces enveloppes de rupture ont enfin été décrites par un critère de rupture quadratique modifié prenant en compte l'affaiblissement du composite lorsqu'il est soumis à la fois à des contraintes de cisaillement et de traction hors-plan.

### 7.1.2 Prédiction du délaminage

Une fois l'influence de l'endommagement hydrique sur la tenue hors-plan du composite identifiée, des essais de traction ont été menés sur le même matériau afin de valider des modèles de prédiction d'apparition du délaminage à l'état sain et à l'état vieilli. Les deux méthodes de prédiction utilisées dans cette étude sont les modèles de zone cohésive et le critère couplé. Ces méthodes ont dans un premier temps été validées sur un matériau aérospatial aux propriétés différentes de celles du matériau composite marin. Les résultats numériques obtenus dans ce premier cas d'étude ont mis en avant une bonne prédiction de la tenue du composite au délaminage induit par les effets de bord. Les deux méthodes validées ont ensuite été appliquées sur le matériau étudié jusqu'à présent. Les prédictions faites dans ce cas sont assez éloignées des résultats expérimentaux surtout en comparaison des prédictions faites sur le matériau aérospatial. La raison de cet écart pourrait être due à la micro-structure complexe du composite marin avec la présence de fils de couture. Une question qui se pose alors est la pertinence des essais d'identification tels que l'essai DCB et MMB qui ne font que très peu intervenir la micro-structure du composite.

### 7.1.3 Effet de l'endommagement mécanique sur composite

Des essais ont également été réalisés pour déterminer l'influence de l'endommagement mécanique plan sur la tenue hors-plan du composite étudié. Dans ce but des fissures ont été créées dans la matrice du composite puis les éprouvettes non fissurées et fissurées ont été sollicitées en mode hors-plan. Des échantillons fissurés ont également été vieillies en milieu marin afin d'étudier l'influence de l'endommagement hydrique et mécanique sur la tenue hors-plan du composite. Les résultats obtenus ont alors montré que la présence ou non de fissures au sein de la matrice des composites testés n'a que très peu d'effet sur sa résistance hors-plan. Cette remarque est valable que le composite ait subi ou non un séjour en eau de mer avant d'être sollicité. Des simulations numériques s'appuyant les modèles de zone cohésive ont également été menées pour valider les observations expérimentales. Plusieurs modèles ont alors été étudiés en faisant à la fois varier la taille des micro-délaminationes et la densité de fissures dans les plis endommagés. Les résultats obtenus ont confirmé les premières constatations, à savoir une influence quasi nulle de l'endommagement plan sur la tenue du composite étudié. Ces conclusions restent toutefois à relativiser puisque seul le cas de la traction hors-plan a été étudié.

### 7.1.4 Effet de l'endommagement plan sur assemblages composites collés

Deux campagnes expérimentales ont enfin été conduites sur des assemblages composites collés qui sont plus représentatifs des applications possibles que le composite seul. La première campagne a été menée sur des assemblages collés qui ont été sollicités en flexion trois-points avec appuis rapprochés pour générer un champ de cisaillement hors-plan quasi pur au sein de l'assemblage étudié. Ce premier type d'assemblage étudié a mis en avant la chute non négligeable de la résistance en cisaillement hors-plan transverse des assemblages sollicités après vieillissement hydrique. Un système de caméra a par ailleurs été utilisé pendant les essais pour suivre l'évolution de la localisation de la rupture hors-plan en fonction de l'état de vieillissement des assemblages collés. L'analyse des images capturées a montré que la rupture se produit au sein du composite, peu importe l'état de l'assemblage.

La seconde campagne expérimentale a été menée sur des joints composites collés de simple recouvrement à Porto en collaboration avec l'équipe du Professeur da Silva. L'objectif de cette campagne a été de modifier la géométrie des assemblages comme la longueur de recouvrement, l'épaisseur du joint de colle ou encore l'empilement des bras composites afin de voir l'influence de ces paramètres sur la tenue hors-plan des assemblages composites collés. Les résultats obtenus ont montré une augmentation de la tenue de ces assemblages avec la diminution de l'épaisseur du joint de colle et avec l'augmentation de la longueur de recouvrement. L'analyse des faciès de rupture a également montré une alternance de rupture adhésive et de rupture par délaminage des assemblages collés. Le critère couplé a ensuite été appliqué afin de prédire non seulement la tenue hors-plan des joints de simple recouvrement, mais également le type de rupture. Les résultats numériques obtenus sont assez éloignés des forces à rupture expérimentales. Cependant, l'application du critère couplé a permis de mettre en évidence une rupture qui se produit dans tous les cas à l'interface colle/composite, ce qui va à l'encontre des observations expérimentales. Suite à l'observation des faciès de rupture, l'endommagement mécanique plan a ensuite été pris

en compte lors de la prédiction de la rupture hors-plan à l'aide des modèles de zone cohésive. Ce couplage endommagement plan/endommagement hors-plan a alors permis de prédire le type de rupture des assemblages collés composites conformément aux résultats expérimentaux.

### 7.1.5 Bilan

Les différents essais et simulations menés durant cette thèse ont permis de mettre en avant l'importance de la prise en compte de l'endommagement plan, qu'il soit d'origine hydrique et/ou mécanique, sur la tenue hors-plan du composite étudié, mais également des assemblages collés composites. Il est en effet nécessaire de prendre en compte ce couplage lors du dimensionnement des structures composites utilisées dans le milieu marin pour garantir la tenue de ces structures et réduire par conséquent les coûts et la périodicité de leur entretien. Les travaux effectués ont également souligné l'importance de la micro-structure des composites qui peut jouer un rôle important sur la tenue hors-plan des composites à matrice organique.

## 7.2 Perspectives

Les résultats obtenus jusqu'ici et présentés dans la partie précédente ont permis de faire certaines conclusions quant à l'influence de l'endommagement plan d'origine hydrique et/ou mécanique sur la tenue des matériaux composites et des assemblages composites collés. Néanmoins, il reste de nombreux approfondissements possibles. Les paragraphes suivants présentent quelques perspectives qui semblent pertinentes pour compléter le travail effectué jusqu'à présent et ainsi favoriser l'utilisation des matériaux composites à haute performance dans le domaine naval.

### 7.2.1 Enveloppe de rupture hors-plan

Le faible nombre de données expérimentales obtenues limitent la validation du critère quadratique avec la prise en compte de l'affaiblissement en cisaillement hors-plan dû aux contraintes de traction. Il peut alors être intéressant de compléter l'enveloppe de rupture à l'état sain et vieilli en faisant davantage d'essais Arcan en traction-cisaillement (à  $\gamma=22.5^\circ$  ou  $\gamma=67.5^\circ$  par exemple). De même, il serait intéressant d'avoir plus de données expérimentales dans le plan  $(\tau_{13}, \tau_{23})$ . L'identification des résistances hors-plan du composite peut également être approfondie en tenant compte du comportement non linéaire du composite. Cependant, la prise en compte de cette non-linéarité compliquerait alors les prédictions d'apparition de la rupture hors-plan menées sur le composite et sur les assemblages composites collés. En effet dans ce cas les calculs menés à l'aide des modèles de zone cohésive sont bien plus lourds en temps de calcul et l'application du critère couplé ne se fait plus aussi facilement puisqu'il faudrait alors avoir recours à une multitude de calculs numériques avant de pouvoir prédire les efforts à rupture [56].

### 7.2.2 Vieillissement hydrique

Le vieillissement hydrique s'est fait à une température de  $60^\circ\text{C}$  pendant une durée de 37.5 jours. Cependant, ce type de vieillissement peut conduire à un endommagement irréversible

de la matrice du composite étudié puisque la température de transition vitreuse du matériau se rapproche, voire dépasse, de quelques degrés la température de vieillissement choisie. Les différents résultats obtenus sur le composite vieilli sont donc en réalité plus conservatifs que lors d'un vieillissement en eau de mer à température ambiante. L'idéal serait alors de choisir un cycle de vieillissement à une température nettement inférieure à la  $T_g$  du composite qui est d'environ 75°C. Il peut alors être intéressant d'étudier l'effet de l'endommagement hydrique en accélérant le vieillissement des éprouvettes à une température de 40° ou de 25°C. L'inconvénient majeur de ce type de vieillissement reste néanmoins la durée nécessaire pour atteindre la saturation en eau dans le composite. Il a en effet été montré que cette durée est respectivement quatre fois (5 mois) et dix fois (1 an) supérieure à celle obtenue lors de la saturation des composites à une température de 60°C [13]. Une des solutions pourrait alors être de diminuer l'épaisseur des échantillons vieillis, mais il faut que celle-ci reste représentative des applications marines et soit suffisamment importante pour tenir compte des défauts qui sont naturellement présents dans le matériau et de la micro-structure de ce dernier.

### 7.2.3 Endommagement mécanique

L'effet de l'endommagement plan sur le comportement hors-plan des composites stratifiés et des assemblages composites collés a été étudié à l'aide des modèles de zone cohésive. Les simulations menées ont montré que la présence de fissures transverses au sein d'un composite sollicité à l'aide de l'essai Arcan en traction hors-plan n'a que peu voire pas d'effet sur sa résistance hors-plan. Les modèles d'endommagement ont de plus été validés expérimentalement. L'étude menée sur les assemblages de simple recouvrement a quant à elle montré que la prise en compte de l'endommagement plan a une grande importance lors de la prédiction de la rupture. Il serait intéressant de mener des essais et simulations supplémentaires afin de confirmer ces résultats. Dans le cas des composites stratifiés, la prise en compte de sollicitations hors-plan supplémentaires (cisaillement et traction/cisaillement) permettrait de lever l'incertitude sur la particularité du seul essai réalisé en traction hors-plan qui pourrait minimiser l'effet de l'endommagement transverse. Pour ce qui est de l'étude menée sur les assemblages de simple recouvrement, les simulations réalisées à l'aide des modèles de zone cohésive permettent seulement de prédire le type de rupture en présence ou non d'endommagement transverse. En effet, aucune information quantitative telle que les efforts à rupture n'a été obtenue à cause de problèmes numériques rencontrés durant les simulations. Une étude numérique plus approfondie est nécessaire afin de déterminer les efforts à rupture par le biais des modèles de zone cohésive.

Même si les modélisations mises en place ainsi que les observations menées sur les faciès de rupture ont permis de mieux comprendre les scénarios d'endommagement conduisant à la rupture des assemblages composites collés de simple recouvrement, il reste des améliorations à apporter aux différents modèles proposés. En effet, les efforts à rupture déterminés à l'aide du critère couplé sont très éloignés quantitativement des résultats expérimentaux, que l'assemblage collé soit endommagé ou non. Il se pose alors la question de la pertinence de l'identification de la ténacité du matériau composite étudié puisque les prédictions effectuées même sans endommagement sont très éloignées des résultats expérimentaux, ce qui va à l'encontre des conclusions faites dans le cas de la prédiction de la rupture des assemblages métalliques [70]. Il est donc

nécessaire d'approfondir la modélisation de l'amorçage du délaminage en présence ou non de fissures.

#### 7.2.4 Influence de la micro-structure

Comme discuté dans le chapitre 4 de cette étude, la micro-structure tient un rôle non négligeable sur la tenue hors-plan des matériaux composites et des assemblages collés composites. Elle peut également améliorer la résistance aux chocs grâce à la présence de nodules thermoplastiques [62], améliorer la tenue au feu par l'ajout de charges de trihydrate d'alumine [74] et même augmenter la  $T_g$  du composite d'une dizaine de degrés [75]. Il serait alors intéressant d'étudier à la fois l'effet de vieillissement sur les composites contenant ces charges, mais également de déterminer si les fonctions premières de celles-ci sont encore remplies après ce vieillissement. L'existence de ces micro-structures particulières peut également remettre en question la pertinence des essais d'identification des résistances et des ténacités de ces matériaux particuliers puisqu'ils ne mettent pas nécessairement les charges à contribution lors des phases d'identification. Quant aux fils de couture présents dans le composite étudié, il pourrait être intéressant d'étudier leur sensibilité à l'eau de mer et de vérifier s'il peut exister des décohésions entre les fils de couture et la matrice après vieillissement.

#### 7.2.5 Fatigue

Aucun travail n'a été mené durant cette thèse sur le comportement en fatigue des composites haute performance. Pourtant l'étude de cette problématique semble indispensable au dimensionnement des structures composites. La prise en compte du phénomène de fatigue semble d'autant plus importante que les navires sont soumis à deux types de fatigue. Le premier d'entre eux est d'origine mécanique et/ou hydrique et est notamment provoqué par les chocs répétés de la houle sur la coque des bateaux ainsi que par le contact cyclique des superstructures avec l'eau de mer qui voit alors leur taux de prise en eau évolué en fonction du temps. Le deuxième type de fatigue est d'origine thermique puisque les navires peuvent être amenés à naviguer dans des eaux froides (jusqu'à une température en surface de l'eau de  $-0.2^{\circ}\text{C}$  dans les océans polaires) ou chaudes (jusqu'à une température de  $34.6^{\circ}\text{C}$  dans le Golfe Persique [76]) ce qui peut diminuer la durée de vie des matériaux composites et conduire à des ruptures prématurées.



# Modèles de zone cohésive sous Abaqus

Le logiciel de calcul éléments finis Abaqus propose deux manières différentes de modéliser les zones cohésives : soit en définissant un contact de type « cohésif » entre deux pièces, soit en mettant en jeu des éléments cohésifs avec des propriétés matériaux différentes de celles du stratifié ou de l'assemblage collé étudié. Dans chaque cas, le principe du modèle de zone cohésif utilisé demeure le même. Il réside dans la description de la relation entre les sauts de déplacements de deux nœuds initialement superposés et les efforts de cohésion associés via une loi adoucissante.

Ce chapitre annexe présente de façon détaillée ces deux modélisations possibles. Une comparaison a également été faite entre les éléments cohésifs et le contact cohésif afin de mettre en avant les avantages, les défauts ainsi que les utilisations typiques de chaque modèle de zone cohésive.

## A.1 Éléments cohésifs

La mise en place des éléments cohésifs se passe en deux étapes distinctes que sont :

- La mise en place des éléments cohésifs.
- Le comportement mécanique des éléments cohésifs.

### A.1.1 Mise en place des éléments cohésifs

L'interface représentée par les éléments cohésifs doit être discrétisée par une seule couche d'éléments dans son épaisseur. Les éléments de la zone cohésive doivent ensuite être contraints aux couches adjacentes du composite ou de l'assemblage étudié. La façon la plus simple d'intégrer cette zone au modèle éléments finis est alors de faire coïncider les nœuds des éléments cohésifs avec ceux des éléments adjacents. Pour avoir de meilleurs résultats localement, il est également possible de raffiner le maillage de la zone cohésive. Dans ce cas particulier, les éléments cohésifs sont liés aux éléments environnants à l'aide d'une contrainte de maillage (voir Figure A.1).

L'utilisation des éléments cohésifs fait également intervenir un possible problème numérique.



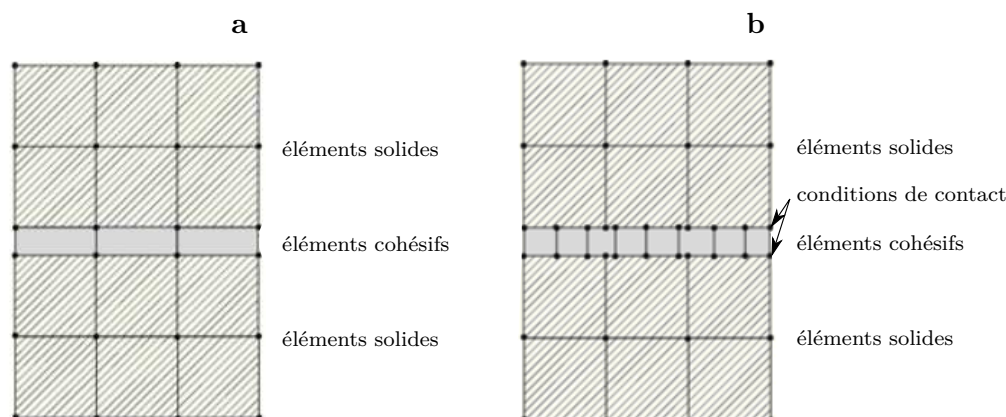


FIGURE A.1 – Mise en place des éléments cohésifs (a) avec des nœuds coïncidents et (b) avec des nœuds non coïncidents [54].

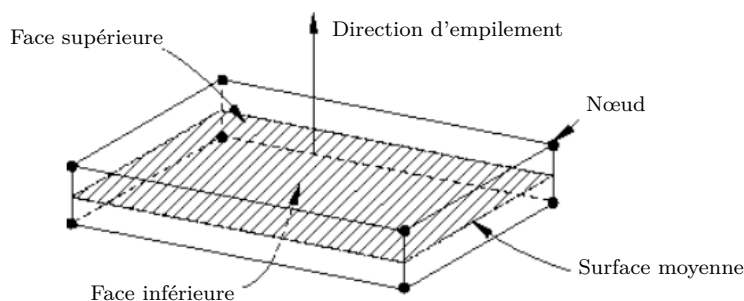


FIGURE A.2 – Représentation spatiale des éléments cohésifs en trois dimensions [54].

En effet, lorsque les éléments cohésifs sont complètement dégradés en traction et/ou en cisaillement, les éléments initialement séparés par l'interface représentée par la zone cohésive peuvent être amenés à entrer en contact. Ce type de contact peut être géré par les éléments cohésifs eux-mêmes. Dans ce cas, ils conservent leur résistance en compression même lorsque leur résistance suivant d'autres modes de sollicitation est totalement dégradée.

La géométrie des éléments cohésifs est définie par la position de leurs nœuds, par la direction de l'empilement qui va être utilisée pour définir leurs faces inférieure et supérieure ainsi que par leur épaisseur initiale. L'orientation des éléments cohésifs a également une grande importance puisque leur comportement diffère dans l'épaisseur et dans le plan. La Figure A.2 montre la géométrie initiale des éléments cohésifs en trois dimensions. La direction d'empilement correspond à la direction reliant les faces inférieure et supérieure.

### A.1.2 Comportement mécanique des éléments cohésifs

La modélisation de l'endommagement progressif et de la rupture des éléments cohésifs est définie à l'aide d'une loi contrainte-déplacement. La rupture de chaque élément est décrite par un critère d'amorçage de l'endommagement, un critère de propagation de l'endommagement ainsi que la suppression de l'élément une fois la valeur maximale de sa variable d'endommagement atteinte ( $D=1$ ).

La réponse initiale des éléments cohésifs est considérée comme linéaire. Elle est dictée par la raideur de pénalisation  $K_p$  associée à ces éléments.

### A.1.2.1 Amorçage de l'endommagement

Comme son nom l'indique, l'amorçage de l'endommagement correspond au début de la dégradation de la réponse des éléments cohésifs. Ce processus commence lorsque le critère d'amorçage en contraintes, qui peut être quadratique ou maximal, atteint la valeur unitaire.

### A.1.2.2 Propagation de l'endommagement

La loi de propagation de l'endommagement décrit la cinétique de la dégradation des éléments cohésifs une fois le critère d'amorçage atteint. L'endommagement est représenté par la variable d'endommagement  $D$  qui varie de 0 (non endommagé) à 1 (totalement endommagé) une fois l'amorçage de l'endommagement atteint. L'évolution de cette variable d'endommagement peut être définie par l'intermédiaire d'une loi adoucissante linéaire, exponentielle ou autre.

### A.1.2.3 Rupture des éléments cohésifs

Par défaut, une fois que la variable d'endommagement atteint sa valeur maximale ( $D=1$ ) en tous points d'un élément cohésif, ces derniers sont retirés de la simulation. Cette suppression est souvent appropriée pour modéliser la rupture d'une interface et la séparation des différents composants étudiés. Cependant, une fois supprimés, les éléments cohésifs n'offrent plus aucune résistance à la pénétration des composants. Par conséquent, il peut être nécessaire selon les cas d'étude de modéliser également le contact entre les différents composants pour éviter ce phénomène.

Il est également possible d'empêcher la suppression des éléments cohésifs en modifiant la valeur de l'endommagement maximal  $D_{max}$ . Dans ce cas particulier,  $D_{max}$  reste inférieur à 1 ce qui permet aux éléments cohésifs de conserver une partie de leur rigidité qui se retrouve alors dégradée d'un facteur  $1-D_{max}$ . Ce choix est approprié si les éléments cohésifs doivent résister à l'interpénétration des composants modélisés même après leur dégradation complète.

## A.2 Contact cohésif

Le contact cohésif, qui est défini comme une interaction entre deux surfaces, est la seconde manière de définir l'endommagement progressive d'une interface à l'aide des modèles de zone cohésive. Cette modélisation offre des possibilités très similaires à celle s'appuyant sur les éléments cohésifs présentée précédemment. Cependant, le contact cohésif est typiquement plus facile à définir et offre la possibilité de modéliser une plus large gamme d'interactions cohésives. Il permet par exemple de simuler des surfaces initialement séparées qui vont venir se lier lors du contact. Par la suite, cette interface va pouvoir s'endommager et se rompre grâce au contact cohésif.

Ce type de modélisation est principalement prévu pour les interfaces dont l'épaisseur est négligemment petite. Lorsque l'interface a une épaisseur finie ainsi que des propriétés macroscopiques, il est plus approprié de la modéliser à l'aide des éléments cohésifs.

### A.2.1 Comportement mécanique du contact cohésif

Les lois qui gouvernent le comportement des contacts cohésifs sont similaires à celles des éléments cohésifs. En effet, la dégradation du contact se base également sur un critère d'amorçage et de propagation. Cependant, il est important de noter que cet endommagement est une propriété d'interaction, et non une propriété matériau comme c'est le cas avec les éléments cohésifs. Le déplacement relatif des faces supérieure et inférieure des éléments cohésifs se traduit dans ce cas par la séparation du contact. Elle correspond au déplacement relatif entre les nœuds de la surface esclave et leur projection sur la surface maître. Les contraintes définissant la loi de zone cohésive sont quant à elles définies comme les efforts de cohésion divisés par l'aire courante à chaque point de contact.

### A.2.2 Amorçage de l'endommagement

L'amorçage de l'endommagement se traduit dans le cas du contact cohésif par le début de la dégradation de la réponse cohésive en un point de contact. Ce processus débute lorsque les contraintes de contact atteignent le critère d'amorçage défini lors de la mise en place du modèle éléments finis.

### A.2.3 Propagation de l'endommagement

La loi de propagation de l'endommagement décrit la cinétique de la dégradation du contact cohésif. Contrairement au cas des éléments cohésifs, ce n'est donc pas la raideur du matériau qui se dégrade, mais celle du contact cohésif.

### A.2.4 Rupture du contact cohésif

Deux types de comportement après rupture peuvent être spécifiés pour définir le comportement cohésif au niveau d'un nœud de la surface esclave après que la variable d'endommagement a atteint sa valeur maximale  $D_{max}=1$  au nœud. Par défaut, une fois le critère de propagation atteint, le contact cohésif est remplacé par un contact normal. Si les nœuds esclaves entrent de nouveau en contact, des contraintes de contact de compression et de friction seront appliquées.

Dans certaines situations, il peut être préférable d'imposer une nouvelle fois un contact cohésif lorsque les nœuds esclaves entrent de nouveau en contact même une fois la valeur maximale de l'endommagement atteint. Pour ce contact cohésif répété, la variable d'endommagement sera réinitialisée à zéro lorsqu'un nœud esclave rompu se retrouve en contact.

## A.3 Comparaison des modèles de zone cohésive

En résumé, les lois et formules qui gouvernent le comportement cohésif basé sur une interaction de contact sont similaires à celles utilisées pour décrire le comportement des éléments cohésifs. La loi de zone cohésive (voir Figure A.3 est en effet régit par :

- Une partie élastique linéaire contrainte/déplacement dépendante de la raideur de pénalisation  $K_p$ ,

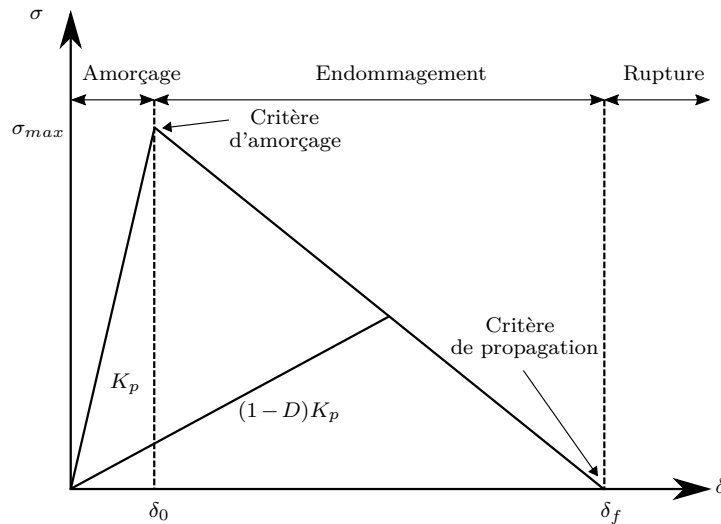


FIGURE A.3 – Exemple de loi de zone cohésive.

- Un critère d'amorçage de l'endommagement,
- Un critère de propagation de l'endommagement.

Cependant, il est important de noter que l'endommagement de la zone cohésive est dans un cas une propriété matériau et dans l'autre une interaction de contact. Par conséquent, la contrainte  $\sigma$  et le déplacement  $\delta$  sont interprétés différemment pour les éléments cohésifs et les surfaces cohésives comme résumés dans le Tableau A.1.

	Éléments cohésifs	Surfaces cohésives
Déplacement $\delta$	Déplacement relatif entre les faces supérieure et inférieure de l'élément	Déplacement relatif entre les nœuds de la surface esclave et leur projection sur la surface maître
Contrainte $\sigma$	Contrainte nominale	Contrainte de contact

Tableau A.1 – Comparaison entre la mise en place de la loi de zone cohésive entre les éléments cohésifs et les surfaces cohésives.

Les sections suivantes comparent les éléments cohésifs et les surfaces cohésives sur le prétraitement et la configuration initiale de la modélisation.

### A.3.1 Prétraitement

**Éléments cohésifs** : permettent de contrôler directement la densité de mailles ainsi que les propriétés matériaux. Les contraintes sont imposées aux points d'intégration des éléments. Raffiner le maillage des éléments cohésifs relativement aux éléments adjacents améliorera la précision des résultats.

**Surfaces cohésives** : sont facilement définies en utilisant des interactions de contact et des propriétés de cohésion. Le contact est défini par une surface maître et une surface esclave.

Les contraintes sont imposées aux nœuds esclaves. Raffiner le maillage de la surface esclave relativement à la surface maître améliorera la précision des résultats.

### A.3.2 Configuration initiale

**Éléments cohésifs** : doivent être en contact dès le début de l'analyse. Une fois que l'interface a rompu, les surfaces initialement liées ne peuvent plus reformer une interface.

**Surfaces cohésives** : peuvent venir en contact après le début de l'analyse. Une fois l'interface rompue, les surfaces cohésives peuvent à nouveau reformer une interface.

## A.4 Résumé

Le Tableau A.2 ci-après présente un résumé de la comparaison entre les deux méthodes de modélisation des zones cohésives.

Éléments cohésifs	Surfaces cohésives
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Représentation de l'interface à l'aide d'éléments 3D</li> <li>• Une fois l'interface rompue, les surfaces associées ne peuvent pas recoller</li> <li>• Raffiner le maillage des éléments cohésifs améliore la précision des résultats</li> <li>• Meilleur contrôle du maillage</li> <li>• Permettent de modéliser en détail une interface collée</li> <li>• Exemples : modélisation d'adhésifs ou d'interface avec une épaisseur finie</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Représentation de l'interface à l'aide d'un contact cohésif</li> <li>• Une fois l'interface rompue, les surfaces associées peuvent à nouveau reformer une interface</li> <li>• Raffiner le maillage de la surface esclave améliore la précision des résultats.</li> <li>• Permettent de modéliser facilement et rapidement une interface collée</li> <li>• Exemples : modélisation d'adhésifs ou d'interface d'épaisseur négligeable, modélisation d'adhésifs de contact ou autres agents qui gardent leur effet collant après rupture de l'interface tels que le Velcro ou encore le ruban adhésif</li> </ul>

Tableau A.2 – Tableau comparatif des éléments cohésifs et des surfaces cohésives.

## Bibliographie

- [1] État des lieux du marché de l'éolien offshore. <http://www.connaissancedesenergies.org/etat-des-lieux-du-marche-de-leolien-offshore-160316>. Consulté le 18-07-2016.
- [2] L'énergie éolienne en mer. <http://www.france-energies-marines.org/Les-energies-marines-renouvelables/L-energie-eolienne-en-mer>. Consulté le 18-07-2016.
- [3] Comment est réparti l'éolien offshore en Europe? <http://www.sciencesetavenir.fr/nature-environnement/developpement-durable/20150820.OBS4479/carte-interactive-comment-est-reparti-l-eolien-offshore-en-europe.html>. Consulté le 18-07-2016.
- [4] Éolien offshore, où en est la France fin 2014? <http://www.natura-sciences.com/energie/eolien-offshore-france797.html>. Consulté le 18-07-2016.
- [5] Rapport d'enquête sur le naufrage de l'Erika survenu au large de la Bretagne le 12 décembre 1999. [http://www.bea-mer.developpement-durable.gouv.fr/IMG/pdf/RET\\_ERIKA\\_Site.pdf](http://www.bea-mer.developpement-durable.gouv.fr/IMG/pdf/RET_ERIKA_Site.pdf). Consulté le 18-07-2016.
- [6] Parneix P., Lucsa D. Les matériaux composites en construction navale militaire. *Techniques de l'ingénieur*, 2000.
- [7] Le Lan J.Y., Parneix P., Gueguen P.L. Superstructures en matériaux composites. In *La construction navale en composites*, Paris, 7-9 décembre 1992.
- [8] DCN Lorient : le top des composites. <http://www.espace-sciences.org/archives/science/15882.html>. Consulté le 18-07-2016.
- [9] Parneix P., Lucsa D. Les structures composites en construction navale militaire. *Techniques de l'ingénieur*, 2000.
- [10] Smith C.S. *Design of marine structure in composite materials*. Elsevier, 1990.
- [11] Davies P., Mazéas F., Casari P. Sea water aging of glass reinforced composites : shear behaviour and damage modelling. *Journal of Composite Materials*, 35(15) :1343–1372, 2001.

- [12] Kootsookos A., Mouritz A.P. Seawater durability of glass- and -carbon-polymer composites. *Composites Science and Technology*, 64 :1503–1511, 2004.
- [13] Tual N. *Durabilité des composites carbone/époxy pour applications pales d'hydroliennes*. PhD thesis, Université de Bretagne Occidentale (Brest), 2015.
- [14] Jackson W. J., Ifju P. G. Through-the-thickness tensile strength of textile composites. *Composite Materials : Testing and Design*, 12 :218–238, 1996.
- [15] Charrier J. S. *Développement de méthodologies dédiées à l'analyse robuste de la tenue de structures composites sous chargements complexes tridimensionnels*. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech (Paris), 2013.
- [16] ASTM. Standard Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates. American Society for Testing and Materials, D2344/D2344M-00, 2006.
- [17] ASTM. Standard Test Method For mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Continuous Fiber Reinforced Composite Materials. American Society for Testing and Materials, D5528-94A, Philadelphia, PA, 1994.
- [18] Vandellos T. *Développement d'une stratégie de modélisation du délaminage dans les structures composites stratifiées*. PhD thesis, Université de Bordeaux 1, 2011.
- [19] Lee S.M. An edge crack torsion method for mode iii delamination fracture testing. *Journal of Composites, Technology and Research*, 15 :193–201, 1993.
- [20] James G. Ratcliffe. Characterization of the Edge Crack Torsion (ECT) Test for Mode III Fracture Toughness Measurement of Laminated Composites.
- [21] Rahman N.M., Sun C.T. Strength calculation of composite single lap joints with fibre-tear-failure. *Composites : Part B*, 62 :249–255, 2014.
- [22] Adams R.D., Peppiatt N.A. Stress analysis of adhesive-bonded lap joints. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 9(3) :185–196, 1974.
- [23] Crocombe A.D. Global yielding as a failure criterion for bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 9(3) :145–153, 1989.
- [24] Grant L.D.R., Adams R.D., da Silva L.F.M. Effect of the temperature on the strength of adhesively bonded single lap and t joints for the automotive industry. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29 :535–542, 2009.
- [25] Gledhill R.A., Shaw S.J., Tod D.A. Durability of adhesive-bonded joints employing organosilane coupling agents. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 10(3) :192–198, 1990.
- [26] da Silva L.F.M., das Neves P.J.C., Adams R.D., Wang A., Spelt J.K. Analytical models of adhesively bonded joints - Part II : Comparative study. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29 :331–341, 2009.
- [27] Arcan L., Arcan M., Daniel I. Sem fractography of pure and mixed mode interlaminar fracture in graphite/epoxy composites. *ASTM Special Technical Publication*, 948 :41–67, 1987.

- 
- [28] Cognard J.Y., Davies P., Gineste B., Sohier L. Development of an improved adhesive test method for composite assembly design. *Composites Science and Technology*, 65 :359–368, 2005.
- [29] Lagunegrand L. *Mise en évidence expérimentale et prise en compte dans la formulation d'un critère d'amorçage du délaminage de l'influence des contraintes normales interplis au sein d'un matériau composite*. PhD thesis, Université de Bordeaux 1, 2004.
- [30] Leguillon D. Strength or toughness? a criterion for crack onset at a notch. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 21(1) :61–72, 2002.
- [31] Dugdale D. S. Yielding of steel sheets containing slits. *Journal of Mechanics and Physics Solid*, 8 :100–104, 1960.
- [32] Barenblatt G. I. The mathematical theory of equilibrium crack in brittle fracture. *Advanced of Applied Mechanics*, 7 :55–129, 1962.
- [33] Ye L. Role of matrix resin in delamination onset and growth in composite laminates. *Composites Science and Technology*, 33(4) :257–277, 1988.
- [34] Alfano G., Crisfield M.A. Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites : mechanical and computational issues. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 50(7) :1701–1736, 2001.
- [35] Ruggeri T.L. *Application of the cohesive zone model to the analysis of rotors with a transverse crack*. KIT Scientific Publishing, Karlsruhe, 2012.
- [36] Camanho P.P., Davila C.G., de Moura M.F. Numerical simulations of mixed-mode progressive delamination in composite materials. *Journal of Composite Materials*, 37(16) :1415–1438, 2003.
- [37] Benzeggagh M.L., Kenane M. Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus. *Composites Science and Technology*, 56 :439–449, 1996.
- [38] Zou Z., Reid S.R., Li S. A continuum damage model for delaminations in laminated composites. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 51 :333–356, 2003.
- [39] Schellekens J.C.J., De Borst R. A non-linear finite element approach for the analysis of mode-I free edge delamination in composites. *International Journal of Solids and Structures*, 30(9) :1239–1253, 1993.
- [40] Laurin F., Carrère N., Huchette C., Maire J.F. A multiscale hybrid damage and failure approach for strength predictions of composite structures. *Journal of Composite Materials*, 47 :2713–2747, 2013.
- [41] Hallett S.R., Green B.G., Jiang W.G., Wisnom M.R. An experimental and numerical investigation into the damage mechanisms in notched composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 40(5) :613–624, 2009.
- [42] Adamson M.J. Thermal expansion and swelling of cured epoxy resin used in graphite/epoxy composite materials. *Journal of Materials Science*, 15 :1736–1745, 1980.
- [43] Davies P., Rajapakse Y.D.S. *Durability of Composites in a Marine Environment*. Springer Netherlands, 2014.



- [44] Verdu J. Action de l'eau sur les plastiques. *Techniques de l'ingénieur*, 2000.
- [45] Fayolle B., Verdu J. Vieillessement physique des matériaux polymères. *Techniques de l'ingénieur*, 2005.
- [46] George S.C., Thomas S. Transport phenomena through polymeric systems. *Progress in Polymer Science*, 26(6) :985–1017, 2001.
- [47] Tual N., Carrère N., Davies P., Bonnemains T., Lolive E. Characterization of sea water ageing effects on mechanical properties of carbon/epoxy composites for tidal turbine blades. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 78 :380–389, 2015.
- [48] Cognard J.Y., Badulescu C., Maurice J., Créac'hcadec R., Carrère N., Verdine P. On modelling the behaviour of a ductile adhesive under low temperatures. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 47 :46–56, 2013.
- [49] ISO 14130. Fibre reinforced plastic composites : Determination of apparent interlaminar shear strength by short beam-method, 1997.
- [50] Blaber J., Adair B., Antoniou A. Ncorr : open-source 2d digital image correlation matlab software. *Experimental Mechanics*, 55 :1105–1122, 2015.
- [51] Alfonso L., Uguen A., Badulescu C., Cognard J.Y., Bonnemains T., Lolive E., Carrère N. Determination of the 3d failure envelope of a composite based on a modified arcan test device. *Composite Structures*, 131 :585–593, 2015.
- [52] Laurin F., Carrère N., Maire J.F. A multiscale progressive failure approach for composite laminates based on thermodynamical viscoelastic and damage models. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 38(1) :198–209, 2007.
- [53] Turon A., Dávila C.G., Camanho P.P., Costa J. An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models. *Engineering Fracture Mechanics*, 74 :1665–1682, 2007.
- [54] Simulia. Abaqus analysis 6.12 user's manual.
- [55] Zubillaga L., Carrère N., Turon A., Guillaumet G. Experimental and numerical analysis of free-edge delamination by means of a two-fold criterion and a cohesive zone model.
- [56] Martin E., Leguillon D., Carrère N. A twofold strength and toughness criterion for the onset of free-edge shear delamination in angle-ply laminates. *International Journal of Solids and Structures*, 47, 2010.
- [57] Kim R.Y., Aoki R.M. Transverse cracking and delamination in composite materials. *Fibre Science and Technology*, 18 :203–216, 1983.
- [58] Mechraoui S.E., Laksimi A., Benmedakhene S. Reliability of damage mechanism localisation by acoustic emission on glass/epoxy composite material plate. *Composite Structures*, 94(5) :1483–1494, 2012.
- [59] Moës N., Belytschko T. Extended finite element method for cohesive crack growth. *Engineering Fracture Mechanics*, 7 :813–833, 2002.
- [60] Hui C.Y., Bennison S.J., Londono J.D. Crack blunting and the strength of soft elastic solids. *Proceedings of the Royal Society A*, 459 :1489–1516, 2003.

- 
- [61] Choi H.S., Ahn K.J., Nam J.D., Chun H.J. Hygroscopic aspects of epoxy/carbon fiber composite laminates in aircraft environments. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 32(5) :709–720, 2001.
- [62] Zitoune R., Collombet F. Analyse du délaminage lors du perçage des composites fibres longues. *Techniques de l'ingénieur*, 2013.
- [63] Camanho P.P., Dávila C.G., Pinho S.T., Iannucci L., Robinson P. Prediction of in situ strengths and matrix cracking in composites under transverse tension and in-plane shear. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 37(2) :165–176, 2006.
- [64] Bruneaux M.A. *Durabilité des assemblages collés : modélisation mécanique et physico-chimique*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, mars 2004.
- [65] Bretton C., Villoutreix G. Familles d'adhésifs et caractérisation d'un collage structural. *Techniques de l'ingénieur*, 2005.
- [66] da Silva L.F.M., Carbas R.J.C, Critchlow G.W., Figueiredo M.A.V., Brown K. Effect of materiel, geometry, surface treatment and environment on the shear strength of single lap joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29 :621–632, 2009.
- [67] Braccini M., Dupeux M., Leguillon D. Initiation of failure in a single lap joint. In *11th International conference on fracture*, 20-25 March 2005.
- [68] Quaresimin M., Ricotta M. Stress intensity factors and strain energy release rates in single lap bonded joints in composite materials. *Composite Science and Technology*, 66 :647–656, 2006.
- [69] Kumar S., Mittal L. *Advances in modeling and design of adhesively bonded systems*. 2013.
- [70] Hell S., Weißgräber P., Felger J., Becker W. A coupled stress and energy criterion for the assessment of crack initiation in single lap joints : a numerical approach. *Engineering Fracture Mechanics*, 117 :112–126, 2014.
- [71] Krueger R. Virtual crack closure technique : history, approach and applications. *Applied Mechanics Reviews*, 57(2) :109–143, 2004.
- [72] Moradi A., Carrère N., Leguillon D., Martin E., Cognard J.Y. Strength prediction of bonded assemblies using a coupled criterion under elastic assumptions : effect of material and geometrical parameters. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, pages 73–82, 2013.
- [73] Campilho R.D.S.G., Banea M.D., Neto J.A.B.P., da Silva L.F.M. Modelling adhesive joints with cohesive zone models : effect of the cohesive law shape of the adhesive layer. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 44 :48–56, 2013.
- [74] Gutierrez J., Le Lay F. *Face au risque*, 338 :16–24, décembre 1997.
- [75] Zhang Y., Song P., Liu H., Fu S. Morphology, healing and mechanical performance of nanofibrillated cellulose reinforced poly( $\epsilon$ -caprolactone)/epoxy composites. *Composite Science and Technology*, 125 :62–70, 2016.
- [76] NOAA/NESDIS geo-polar blended 5 km SST analysis for the full globe. [http://www.ospo.noaa.gov/data/sst/contour/global\\_small.cf.gif](http://www.ospo.noaa.gov/data/sst/contour/global_small.cf.gif). Consulté le 18-07-2016.

## **Influence de l'endommagement plan sur le comportement hors-plan des composites stratifiés et des assemblages collés**

Les matériaux composites sont utilisés dans le domaine maritime depuis des dizaines d'années que ce soit par exemple pour les éoliennes offshore ou encore les navires militaires étant donné leurs propriétés intrinsèques avantageuses pour de telles applications (faible masse, faible signature magnétique ...). Jusqu'ici les composites employés sont surtout composés de fibres de verre et de matrice polyester. Cependant, les demandes croissantes de navires toujours plus légers et rapides conduisent peu à peu les industriels à se tourner vers les composites à haute performance composés de fibres de carbone et de matrice époxyde. L'utilisation de cette nouvelle génération de matériau nécessite de connaître l'influence de l'endommagement plan, qui peut être d'origine hydrique ou mécanique, sur leur tenue hors-plan. Cette étude a montré une diminution importante de l'enveloppe de rupture du matériau étudié lorsqu'il a séjourné en eau de mer jusqu'à saturation. La résistance en traction hors-plan du composite n'est quant à elle que très peu affectée par la présence de fissures transverses dans le matériau, quel que soit son état de vieillissement. Des travaux ont également été menés sur des assemblages composites collés et mis en avant à la fois la chute de la tenue de l'assemblage due à la présence d'eau de mer dans la matrice époxyde, mais également la nécessité de la prise en compte du couplage endommagement plan/endommagement hors-plan pour la prédiction de la tenue hors-plan de tels assemblages. Enfin, différentes méthodes de prédiction ont été utilisées pour valider les résultats expérimentaux confirmant ainsi l'importance de la prise en compte de l'endommagement plan sur la tenue hors-plan des composites et des assemblages composites collés.

**Mots-clés :** matériaux composites, assemblages collés, enveloppe de rupture hors-plan, critère couplé, modèle de zone cohésive, vieillissement hydrique, rupture.

## **Influence of in-plane damage on out-of-plane behavior of laminated composites and bonded assemblies**

Composite materials have been used in marine applications for decades for offshore windmills or even battleships because of its intrinsic properties which are assets for such applications (low weight, low magnetic signature...). Until now the composites used are almost made of glass fibers and polyester matrix. However the increasing demand for faster and lighter ships gradually leads manufacturers to turn to high performance composites made of carbon fibers and epoxy matrix. Using this new generation of material requires knowing the influence of the in-plane damage which can be due to water or mechanical damage on its out-of-plane strength. This study has shown a significant reduction of the out-of-plane failure envelope of the studied material after an extended stay in seawater until the saturation point. The out-of-plane tensile strength of the composite is very little affected by transverse cracking in the material whatever the aging state. Work has also been carried out on composite bonded assemblies and pointed out, on the one hand, the drop of the assembly strength because of the water aging and, on the other hand, the necessity to take into account the coupling between in-plane and out-of-plane damage for the prediction of the out-of-plane strength of such assemblies. Finally, different methods of prediction have been used to validate the experimental results confirming the importance to take into account the in-plane damage to predict the out-of-plane strength of composites and composite bonded assemblies.

**Keywords :** composite materials, bonded assemblies, out-of-plane failure envelope, coupled criterion, cohesive zone model, water aging, failure.