



HAL
open science

Tolérance aux dommages générés par impact de structures composites épaisses. Application aux réservoirs composites hyperbares.

Nicolas Guillaud

► To cite this version:

Nicolas Guillaud. Tolérance aux dommages générés par impact de structures composites épaisses. Application aux réservoirs composites hyperbares.. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2015. Français. NNT : 2015ENAM0040 . tel-01305940

HAL Id: tel-01305940

<https://pastel.hal.science/tel-01305940>

Submitted on 22 Apr 2016

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.

2015-ENAM-0040

École Doctorale n° 432: Science des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité « Mécanique-Matériaux »

Présentée et soutenue publiquement par

Nicolas GUILLAUD
Ingénieur ENSEIRB-MATMECA

le 26 novembre 2015

Tolérance aux dommages générés par impact de structures composites épaisses. Application aux réservoirs composites hyperbares.

Directeur de thèse: **Philippe Viot**
Co-encadrement de la thèse: **Catherine Froustey, Frédéric Dau**

Jury

M. Stefan HIERMAIER , Professeur des universités, Ernst-Mach-Institute, Freiburg	Président
M. Samuel Rivallant , Ingénieur - Chercheur HdR, Institut Clément Ader, ISAE-SUPAERO	Rapporteur
M. Damien HALM , Professeur des universités, Institut P', ISAE-ENSMA	Rapporteur
M. Frédéric DAU , Maître de Conférences, I2M, Arts et Métiers - ParisTech	Examinateur
Mme. Catherine FROUSTEY , Maître de Conférences HdR, I2M, Université de Bordeaux	Examinateur
M. Philippe VIOT , Professeur des universités, I2M, Arts et Métiers - ParisTech	Examinateur
Mme. Mathilde WEBER , Ingénieur de recherche, Air Liquide, Jouy-en-Josas	Invité

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

Remerciements

Ce travail a été réalisé au sein du laboratoire I2M de Bordeaux, sur le site de l'École des Arts et Métiers - ParisTech de Bordeaux Talence. Je tiens ainsi à remercier Monsieur Éric Arquis le directeur du laboratoire I2M ainsi que Monsieur Thierry Palin-Luc directeur du département DUMAS. Je remercie Mathilde Weber, responsable du projet ANR TOLEDO, ainsi que tous les membres de ce projet, Sidonie Ruban, Clémence Devilliers, Damien Halm, Jean-Claude Grandidier, Michel Boustie, Fabienne Touchard, Thanh-Tung Pham, Fabien Nony, Stéphane Villalonga, Benoit Gentilleau avec qui les échanges étaient enrichissants.

Messieurs Samuel Rivallant et Damien Halm d'avoir accepté d'évaluer mon travail. Je leur adresse mes plus sincères remerciements. Je remercie également Monsieur Stefan Hiermaier d'avoir présidé le jury et tous les membres pour l'intérêt qu'ils ont prêté à mon travail.

Je tiens à remercier Monsieur Jean-Marie Morvan pour ses conseils avisés dans le domaine du contrôle non destructif, ainsi que pour le temps passé pour m'apprendre à utiliser de manière autonome le matériel.

Je tiens à remercier mon équipe encadrante, Frédéric Dau pour son soutien constant et la confiance qu'il m'a accordés pour orienter les travaux expérimentaux liés au projet ANR, Catherine Froustey pour son aide précieuse pour la rédaction et la bienveillance tout au long de ces années, Philippe Viot qui a su orienter ces travaux, mais qui m'a également accordé sa confiance pour la conception d'un dispositif jugé à risque. Je remercie également le Professeur Jean-Luc Lataillade pour nos nombreuses discussions ayant permis de statuer sur le choix technologique du dispositif pour les tubes, mais également pour sa culture immense, qu'il sait partager.

Une thèse expérimentale ne se réalise évidemment pas de manière autonome, je tiens donc à adresser mes remerciements les plus chers aux techniciens et ingénieurs, Jonathan Merzeau, pour le travail de précision, qui a su prendre le temps de m'apprendre à coller les jauges, Christophe Lemaire, pour tous ses conseils sur la conception et la réalisation de pièces métalliques et pour tout le reste, Jérémie Béga, pour son aide en micrographie et en polissage et ses différents conseils, Jean-Luc Barou, pour le matériel expérimental, mais également pour les relations industrielles, qui ont tous été d'un grand soutien tout au long de cette thèse et qui sont bien plus que des collègues.

Je veux également remercier tous les collègues, Messieurs Nicolas Saintiers, Michel Nouillant, Charles Brugger, Étienne Prulière, Jean-Benoit Kopp, Jean-Marie Médard, Mathieu Lassère et mesdames Élodie Kopp, Marinette Roy, Annie Artal, Sandra Guérard, Sonia Senut, Florence Duville, Madalina Calamaz.

Je tiens également à remercier Jean-Luc Charles et Éric Ducasse pour leur pédagogie, notamment en Python et qui m'ont fait confiance pour les TD avec les élèves ingénieurs.

Une thèse s'est avant toute une aventure humaine hors norme et pour cela je tiens à remercier l'ensemble des doctorants et post doctorants, David, Lucien, Arthur, Komlan, Sondes, Héloïse, les Pablo(s), les Mohamed(s), Helmi, Kévin, Maxime, Antoine, Laurent, Anis, ainsi que les stagiaires, notamment Tony, Romain et Guillaume et Raphael.

Je veux remercier ceux avec qui j'ai partagé mon bureau, Nicolas, Damien, Sébastien, Younès, Jérémie, Adrien, Iñigo, Roman avec qui travaillé à toujours été agréable.

Je remercie également ma famille, mes amis pour leur soutien tout au long de ces travaux.

Table des matières

Table des matières	i
Table des figures	vii
Liste des tableaux	xiii
Présentation du projet	1
1 Stockage de l'hydrogène pour l'industrie automobile	1
2 Les réservoirs	2
3 Programme TOLEDO (TOLÉrance aux DOmmages)	3
1 Endommagement par impact des matériaux composites : influence des particularités des réservoirs bobinés	5
1.1 Quelques éléments sur les matériaux et structures composites	6
1.1.1 Matériaux composites à fibres longues	6
1.1.1.1 Matériaux composites	6
1.1.1.2 Les fibres	6
1.1.1.3 Les matrices	9
1.1.2 Techniques de fabrication et mise en oeuvre	11
1.1.2.1 Drapage de préimprégnés	11
1.1.2.2 Réalisation de réservoirs composites de type 4	13
1.2 Dispositifs d'impact	14
1.2.1 Impacteurs	15
1.2.2 Investigations pendant une campagne d'essais d'impact	17
1.3 Endommagement, moyens d'observation	17
1.3.1 Endommagements et défauts dans les matériaux composites	17
1.3.2 Moyens d'observation et de quantification des endommagements	19
1.3.2.1 Contrôle non destructif	19
1.3.2.2 Contrôle destructif	21

1.4	Spécificités des réservoirs composites et leur influence sur le comportement à l'impact	24
1.4.1	La précharge	24
1.4.2	L'épaisseur	26
1.4.3	La courbure	30
2	Démarche, apports expérimentaux et numériques	35
2.1	Démarche	37
2.2	Conception et mise au point d'un dispositif de précharge de plaques composites	38
2.2.1	Vocation du montage et cahier des charges	38
2.2.2	Les différentes solutions de la littérature	39
2.2.2.1	Système avec vérins hydrauliques	39
2.2.2.2	Système à air comprimé	39
2.2.3	Le dispositif développé	40
2.2.4	Conclusion	41
2.3	Conception et mise au point d'un dispositif de précharge de tubes composites	41
2.3.1	Vocation du montage et cahier des charges	41
2.3.2	Les différents systèmes de chargement rencontrés	42
2.3.2.1	Les dispositifs de traction	43
2.3.2.2	Système de mise en pression de tubes et anneaux	46
2.3.2.3	Conclusion sur les différents systèmes de chargement	47
2.3.3	Le dispositif réalisé	47
2.3.4	Solutions technologiques et dimensionnements	49
2.3.4.1	La vessie	49
2.3.4.2	Les vis	49
2.3.4.3	Éprouvettes	51
2.3.4.4	Les flasques	52
2.3.4.5	Les mors	54
2.3.5	Dispositif final et mise en oeuvre d'un essai	54
2.3.6	Système de mise en pression	55
2.3.7	Sécurité	56
2.3.8	Évolution future du dispositif	57
2.3.9	Vérification des conditions aux limites et de l'état de contraintes par calculs éléments finis	57
2.3.9.1	Modèle géométrique	57
2.3.9.2	Matériaux	59
2.3.9.3	Liaisons et conditions aux limites	60
2.3.9.4	Résultats	61

2.4	Mise en oeuvre d'un modèle numérique d'endommagement stochastique	64
2.4.1	Choix d'un critère d'endommagement : critère de Hashin	65
2.4.2	Loi d'évolution de l'endommagement	67
2.4.3	Loi de distribution des propriétés à rupture	67
2.4.4	Implémentation des paramètres à rupture	68
2.4.5	UMAT développée	71
3	Impacts sur plaques et tubes composites	73
3.1	Moyens et méthodes	75
3.1.1	Dispositifs expérimentaux et métrologie associée	75
3.1.1.1	Dispositif d'impact : Tour de chute	75
3.1.1.2	Instrumentations et mesures	76
3.1.2	Expertise de l'endommagement	81
3.1.3	Plan d'expériences	85
3.1.3.1	Plans d'expériences optimisés	86
3.1.3.2	Plan de Doehlert	88
3.2	Impact sur plaques préchargées	90
3.2.1	Matériau de l'étude et échantillons	90
3.2.2	Essais préliminaires	91
3.2.3	Matrice d'essais	97
3.2.4	Résultats pour les plaques d'épaisseur de 5 mm (plan d'expériences 2)	100
3.2.4.1	Courbes force vs déplacement, force vs temps et rotation vs temps	100
3.2.4.2	Force de contact	102
3.2.4.3	Déflexion de l'échantillon	102
3.2.4.4	Taux d'énergie dissipée pendant l'impact (TED)	103
3.2.4.5	Rupture de fibres	104
3.2.4.6	Aire endommagée projetée (AEP)	104
3.2.4.7	Aire endommagée cumulée (AEC)	105
3.2.4.8	Essai sans précharge	108
3.2.4.9	Discussion	108
3.2.5	Résultats avec prise en compte de l'épaisseur (plan d'expériences 1)	109
3.2.5.1	Force de contact maximale	109
3.2.5.2	Déplacement maximal de l'impacteur	110
3.2.5.3	Conclusion sur le plan d'expériences 1	111
3.2.6	Conclusion sur les essais sur plaques préchargées	111
3.3	Essais de mise en pression et d'impact sur tubes	114
3.3.1	Matériau et échantillons	114

3.3.2	Validation du dispositif de mise en pression des tubes	114
3.3.2.1	Résistance et validation - Test sur architecture 1	114
3.3.2.2	Vérification de l'homogénéité du préchargement des tubes	116
3.3.3	Essai préliminaire - P=0 bar	118
3.3.4	Essais d'impact sur tubes sous pression	120
3.3.4.1	Plan d'expériences	121
3.3.4.2	Relaxation / répétabilité	122
3.3.4.3	Les premiers essais - Architecture 2	123
3.3.5	Discussion / conclusion	130
3.3.5.1	Effet de la pression	130
3.3.5.2	Comparaison du point d'expériences 1 pour les architectures 2 et 3	130
3.4	Conclusion	135
4	Des échantillons au réservoir - Tenue résiduelle	137
4.1	Bilan des essais réalisés sur échantillons	139
4.1.1	Plaques	139
4.1.1.1	Influence de l'énergie d'impact	139
4.1.1.2	Influence de la précharge	139
4.1.2	Tubes	139
4.1.2.1	Influence de l'énergie d'impact	141
4.1.2.2	Influence de la précharge	141
4.1.3	Bilan de l'influence de l'énergie et de la précharge sur les endommagements	142
4.2	Endommagements au sein des réservoirs, influence de l'énergie . . .	143
4.2.1	Observation et chronologie des endommagements	144
4.2.2	Endommagement externe et interne	146
4.2.3	Réponse macroscopique à l'impact	147
4.2.4	Essais d'impact sans fibre de verre	147
4.3	Comparaison tenue résiduelle expérimentale et numérique	155
4.3.1	Tenue résiduelle des réservoirs	155
4.3.2	Présentation du modèle par éléments finis	156
4.3.2.1	Géométrie	156
4.3.2.2	Maillage	156
4.3.2.3	Matériaux	159
4.3.2.4	Conditions aux limites et chargement	160
4.3.2.5	Zone endommageable du réservoir	160
4.3.2.6	Relations macro/modèle	162
4.3.3	Résultats sur réservoir sain	162
4.3.3.1	Création et évolution des endommagements	163

4.3.3.2	Comparaison avec l'expérience	163
4.3.3.3	Comparaison avec les résultats numériques de Pham [1]	165
4.3.3.4	Influence de la variabilité	166
4.3.3.5	Bilan	167
4.3.4	Réservoirs préendommagés	168
4.3.4.1	Implémentation de l'endommagement	168
4.3.4.2	Influence de l'endommagement	168
4.3.5	Conclusions	168
4.4	Conclusion et transposition des résultats issus des échantillons aux réservoirs hyperbares	170
5	Conclusions et perspectives	173
5.1	Conclusions	173
5.2	Perspectives	175
	Bibliographie	177

Table des figures

1.1	Étirage d'un matériau. -image extraite de [2]-	7
1.2	Étapes du cycle de fabrication des fibres de carbone à partir de PAN. -image extraite de [2]-	8
1.3	Évolution de température du mélange réactif pour deux températures d'étuve différentes (courbe I : étuve à 120 °C, courbe II : étuve à 160 °C). [3]	10
1.4	Représentation de la fabrication d'une plaque stratifiée	12
1.5	Évolution du taux volumique de porosités en fonction de la pression de l'autoclave pour un stratifié carbone/époxy [4]	12
1.6	Température en cours de fabrication pour des plaques de 8 et 64 plis [5]	13
1.7	Fabrication de liner thermoplastique par rotomoulage [6].	14
1.8	Différents modes de bobinage [6].	15
1.9	Illustration d'une tour de chute.	16
1.10	Illustration de systèmes pendulaires	16
1.11	Illustration des impacteurs utilisés par Mitrevski [7]. a) plat, b) hémisphérique, c) ogival, d) conique	17
1.12	Différents endommagements et défauts au sein des matériaux composites.	18
1.13	Schématisme du contrôle par ultrasons	19
1.14	Schématisme du principe d'observation par tomographie	20
1.15	Schéma de principe de la thermographie infrarouge	21
1.16	Principe de l'émission acoustique	22
1.17	Préparation et observation d'un échantillon par micrographie	22
1.18	Représentation des ruptures de fibres par Breen [8]	23
1.19	Protocole expérimental de la " de-ply technique " mis au point pendant la thèse	24
1.20	Géométrie de l'endommagement en fonction de la précharge [9]	26
1.21	Courbe force de contact en fonction du déplacement	28
1.22	Position des impacts et des supports d'impacts : a) impact central b) impact au bord [8].	29
1.23	Différentes conditions aux limites pour structures courbes [10]	30

1.24	Courbe force/déplacement pour différentes conditions aux limites [10]	31
1.25	Courbe force/temps et déflexion/temps pour trois rayons de courbure différents [11]	32
1.26	Force à rupture en CAI en fonction de la position du délaminage [12]	33
2.1	Système de préchargement de Mitrevski et al. [7]	39
2.2	Éprouvette avec des talons en aluminium pour permettre le préchargement biaxial [13]	40
2.3	Système de précharge de Kulkarni et al. [14]	40
2.4	Dispositif de traction uniaxiale	42
2.5	Équivalence réservoir/tubes. gauche : réservoir ; droite : tube.	43
2.6	Géométrie des éprouvettes de traction (dimension en mm) L.Ballère [15]	43
2.7	Dispositif de traction longitudinale d'un tube [16]	44
2.8	Schématisme d'un essai split-disk avec éprouvette [17].	45
2.9	Schématisme de la technique split disk avec 4 quadrants [18].	45
2.10	Principe de précharge d'un tube par déplacement imposé [19].	46
2.11	Système de mise en pression d'un anneau issu de réservoir [20].	46
2.12	Vue en coupe du dispositif de mise en pression d'un anneau [21].	47
2.13	Schéma du dispositif de mise en pression d'un tube [22].	47
2.14	Schéma de principe du dispositif de mise en pression d'un tube.	48
2.15	Position et état de la vessie pour différentes phases de fonctionnement d'un accumulateur hydraulique	50
2.16	Schéma et dimensions au repos de la vessie choisie	50
2.17	Illustration des perçages dans le tube et de la position des vis sur une vue dépliée.	52
2.18	Différentes orientations des plis des tubes et position des perçages.	53
2.19	Éprouvette usinée, de 52,7 mm de diamètre.	53
2.20	Dispositif de mise en pression de tube composite épais	55
2.21	Système de mise en pression	56
2.22	Caisse de protection et support. Vue isométrique et vue éclatée.	57
2.23	Modèle géométrique axisymétrique	58
2.24	Schéma des fibres orientées hors axe	60
2.25	Conditions aux limites du modèle axisymétrique	62
2.26	Déformations au sein du tube composite (architecture 20/90)	62
2.27	Contraintes au sein du tube composite (architecture 20/90)	63
2.28	Déplacements au sein du tube composite (architecture 20/90)	63
2.29	Directions privilégiées d'un pli composite	65
2.30	Distribution statistique de la contrainte à rupture des fibres [23]	68
2.31	Micrographie d'un composite bobiné pour l'estimation du t_{VF} et du t_{VP} avec le logiciel ImageJ [®]	69
2.32	Loi des mélanges avec distributions statistiques	70

2.33	Organigramme du modèle d'endommagement au sein de la UMAT . . .	72
3.1	Photographie de la tour de chute	75
3.2	Comparaison des forces mesurées par les deux capteurs. Paramètres : masse = 5,882 kg, hauteur = 0,87 m et précharge = 60 kN.	77
3.3	Schéma de mise en place des caméras rapides	77
3.4	Comparaison des déplacements obtenus par le capteur laser et issus de la caméra rapide.	78
3.5	Technique d'image pour mesurer l'angle de rotation	79
3.6	Schéma de la disposition des miroirs par rapport au dispositif de précharge.	80
3.7	Disposition des capteurs LVDT sur un tube ((a) l'allongement, (b) me- sure du gonflement)	81
3.8	Modèle géométrique pour le calcul du gonflement radial.	81
3.9	Positionnement des caméras pour le suivi en stéréo corrélation lors de la mise en pression de tube	82
3.10	Représentation d'un signal A-scan pour un matériau sain et pour un matériau endommagé	83
3.11	Signal S-scan composé de 64 A-scans	83
3.12	Assemblage des S-scans pour former le volume virtuel	84
3.13	Mise en place de la mesure par ultrasons pour les tubes	84
3.14	Mesures par ultrasons sur tube : trois C-scans indépendants et leur assemblage	85
3.15	Comparaison de-ply technique et CND par ultrason	86
3.16	Extension d'une matrice de Doehlert dans un espace expérimental à deux facteurs X_1 et X_2	88
3.17	Courbe d'isovariance pour une matrice de Doehlert	89
3.18	Température au cours de la polymérisation des plaques.	91
3.19	Échantillon après collage de talons et perçages. Schématisation des deux plans d'observation pour les micrographies optiques.	91
3.20	Courbe représentant la force de contact maximale pour les éprouvettes impactées avec les énergies de référence.	93
3.21	Micrographie de la plaque de 5 mm impactée avec une énergie de 62 J - Observation dans les plans 1 et 2	94
3.22	Micrographie de la plaque de 10 mm impactée avec une énergie de 127 J - Observation dans les plans 1 et 2	95
3.23	Micrographie de la plaque de 15 mm impactée avec une énergie de 214 J - Observation dans les plans 1 et 2	96
3.24	Représentation des points d'expériences du plan de Doelhart à trois variables.	98
3.25	Représentation des points du plan d'expérience (rouge), essai sans pré- charge (bleu)	99

3.26	Courbes relatives à l'essai 4' référencé tab. 3.4	101
3.27	Force de contact (kN) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge	102
3.28	Déflexion maximale (mm) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge.	103
3.29	Taux d'énergie dissipée (%) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge	104
3.30	Schéma de la distribution des contraintes normales longitudinales dans une plaque avant et pendant l'impact avec/sans précharge	105
3.31	Aire endommagée projetée (AEP) (mm ²) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge	105
3.32	Aire endommagée cumulée (AEC) (mm ²) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge	106
3.33	Schématization de la répartition des délaminages dans l'épaisseur de l'échantillon en fonction de la précharge.	109
3.34	Analyse canonique de la force maximale de contact.	110
3.35	Analyse canonique du déplacement maximal de l'impacteur.	111
3.36	Schéma des différents évènements en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge	113
3.37	Schéma explicatif des mouvements des pièces lors de la rupture des vis.	116
3.38	Déformations longitudinales en fonction de la pression pour un tube d'architecture 2 (stéréocorrélation et LVDT).	117
3.39	Déformations orthoradiales en fonction de la pression pour un tube d'architecture 2 (stéréocorrélation et LVDT).	118
3.40	Déformations longitudinales et orthoradiales à 400 bar. (architecture 3)	119
3.41	Photographie de la surface du tube (architecture 1) après impact à 300 J, sans pression	120
3.42	Photographies d'une zone de rupture de plis à l'intérieur du tube (architecture 1)	120
3.43	Plan d'expériences pour les essais sur tubes	121
3.44	Pression en fonction du temps pour un essai de relaxation.	122
3.45	Courbes résultats pour les essais de répétabilité (150 bar, 300 J, architecture 1)	124
3.46	Courbes résultats pour les essais à isoénergie (300 J), architecture 2	127
3.47	C-scans pour les essais à isoénergie	128
3.48	Photographie d'une zone de rupture de plis à l'intérieur du tube 12E	129
3.49	Évolution de la force maximale, du déplacement maximal et du temps de contact en fonction de la pression pour les essais à isoénergie (architecture 2, 300 J)	131
3.50	Courbes résultats pour les points d'expérience 1 (architecture 2 et 3, 150 bar, 300 J)	133

3.51	Aire endommagée projetée pour le point d'expériences 1 pour les architectures 2 et 5	134
4.1	Illustration de porosités ayant favorisé l'apparition d'une fissuration . . .	140
4.2	Nom et orientation des plis pour l'architecture 3	140
4.3	Micrographies d'un tube composite [33c] (architecture 3 (20/90)) . . .	142
4.4	C-scan du tube 33, représentation des plans d'observation en micrographie	143
4.5	Stratification du réservoir	144
4.6	Délaminage en forme de couronne observé au sein des réservoirs	149
4.7	Observation des endommagements au sein des réservoirs [49 J]	150
4.8	Observation des endommagements au sein des réservoirs [63 J]	150
4.9	Observation des endommagements au sein des réservoirs [101 J]	150
4.10	Observation des endommagements au sein des réservoirs [458 J]	150
4.11	Grand axe de l'endommagement interne en fonction de celui de la surface blanchie	151
4.12	Petit axe de l'endommagement interne en fonction de celui de la surface blanchie	151
4.13	Surface de l'endommagement interne en fonction de la surface blanchie	152
4.14	Force de contact maximale en fonction de l'énergie	152
4.15	Déplacement maximal de l'impacteur en fonction de l'énergie	153
4.16	Longueur de la surface blanchie en fonction du déplacement de l'impacteur	153
4.17	Force maximale en fonction de l'énergie d'impact (avec et sans GFRP)	154
4.18	Déplacement maximal en fonction de l'énergie d'impact (avec et sans GFRP)	154
4.19	Pression d'éclatement en fonction de l'énergie d'impact	157
4.20	Embase et liner du réservoir de 2,4 L	157
4.21	Maillage d'un réservoir de 2,4 L	158
4.22	Courbe d'écrouissage d'un acier inox 316L [1]	159
4.23	Conditions aux limites et chargement	161
4.24	Zone où s'applique le critère d'endommagement	161
4.25	Disposition des LVDT lors d'un essai de mise en pression	162
4.26	Noeud servant de référence pour la mesure de dilation radiale	162
4.27	Simulation de mise en pression d'un réservoir sain. Représentation des différents types d'endommagements en fonction de la pression.	164
4.28	Cercle de Mohr	165
4.29	Variation de rayon en fonction de la pression (expérience et modèle) . .	165
4.30	Variation de rayon en fonction de la pression (modèle de Pham et modèle développé)	166
4.31	Variation de rayon en fonction de la pression pour les trois lois de distribution	167

4.32	Pré endommagement en rupture de fibres introduit dans les deux premiers plis à 90°	168
4.33	Variation de rayon avec et sans endommagement	169

Liste des tableaux

1.1	Propriétés des fibres couramment utilisées.	7
1.2	Propriété des fibres couramment utilisées.	9
1.3	Propriétés mécaniques des résines époxydes [24]	11
1.4	Tableau regroupant les observations et mesures	17
1.5	Conditions d'essai pour les articles répertoriés	25
1.6	Descriptif des études expérimentales sur l'influence de l'épaisseur.	27
2.1	Architecture du tube composite pour la modélisation	58
2.2	Matériau virtuel du mors intérieur	59
2.3	Propriétés des différents constituants d'un pli composite.	59
2.4	Propriétés mécaniques d'un pli composite (loi des mélanges)	60
2.5	Propriétés mécaniques d'un pli orienté à 20 ° par rapport à l'axe du tube	60
3.1	Matrices d'expériences de Doelhart pour 1, 2, 3 et 4 facteurs	89
3.2	Propriétés du pli composite T700/Époxyde	92
3.3	Plan d'expérience à trois facteurs	98
3.4	Plan d'expériences à deux facteurs (plaques de 5 mm)	99
3.5	Tableau des réponses mesurées et quantifiées (endommagements)	107
3.6	Architecture réservoir et tube 1	114
3.7	Architecture tube 2 et 3	115
3.8	Tableau de comparaison des déformations à 300 bar- Architecture 2	117
3.9	Tableau des résultats sur les essais de répétabilité	123
3.10	Résultats pour les essais à isoénergie (architecture 2)	126
3.11	Résultats de l'essai 1 pour les architectures 2 et 3.	132
4.1	Bilan des endommagements en fonction de l'énergie	145
4.2	Dimension des endommagements interne et externe en fonction de l'énergie	146
4.3	Résultats pour les essais avec et sans GFRP	148
4.4	Constantes élastiques d'un pli composite bobiné (issu de [25])	160
4.5	Paramètres à rupture d'un pli composite d'un réservoir bobiné	160

Présentation du projet

1 Stockage de l'hydrogène pour l'industrie automobile

Le vecteur d'énergie hydrogène est en passe de devenir un des principaux vecteurs d'énergie pour les décennies à venir, que ce soit pour alimenter les véhicules ou pour des lieux isolés (en remplacement des groupes électrogènes). Ce vecteur offre l'avantage, tout comme les batteries électriques, de ne rejeter aucun polluant lors de son utilisation. Cependant, une des grandes questions des usagers concerne l'autonomie du véhicule. Par exemple, un véhicule de type citadine d'une autonomie de 500 km a besoin d'embarquer 4 kg d'hydrogène. Cela correspond à 50 m³ d'hydrogène sous pression atmosphérique à une température de 20 °C.

Trois moyens principaux de stockage de l'hydrogène existent :

- Le stockage à l'état liquide. Pour 4 kg d'hydrogène, le volume à l'état liquide est d'environ 56 litres. L'inconvénient de cette méthode est la nécessité de maintenir l'hydrogène à une température de $-252,8$ °C.
- Le stockage à l'état solide. Il est possible de stocker l'hydrogène sous forme d'hydrure. Un disque de magnésium de 30 cm de diamètre pour une épaisseur de 1,5 cm permet de stocker l'équivalent de 600 litres d'hydrogène.
- Le stockage à l'état gazeux. Avec la loi des gaz parfaits, il apparaît qu'augmenter la pression d'un gaz pour une quantité de matière donnée fait diminuer son volume. Actuellement un grand nombre de réservoirs d'hydrogène a une pression de service de 35 MPa soit 350 bar.

La société Air Liquide mène un projet pour l'utilisation de réservoirs ayant une pression de service de 700 bar. Dans ces conditions, 100 L sont nécessaire au stockage de 4 kg d'hydrogène.

2 Les réservoirs

Les réservoirs haute pression se divisent en quatre sous-familles :

- Type 1 : Il s'agit d'un réservoir en acier qui remplit les deux objectifs de tenue mécanique du réservoir ainsi que celle d'étanchéité. Les inconvénients de ce type de réservoirs sont : une faible densité de stockage¹ (ici 1,2 %) et des pressions de stockage limitées à 30 MPa.
- Type 2 : Il s'agit également d'un réservoir acier qui est renforcé sur la partie cylindrique (virole) par un matériau composite déposé par enroulement filamentaire. Le composite aide à la tenue mécanique, la bouteille acier assure une grande partie de la tenue mécanique et garantit l'étanchéité du réservoir. Comme pour les réservoirs de type 1, densité et pression de stockage restent faibles (1,3 % et 35 MPa).
- Type 3 : Il est constitué d'une bouteille métallique et d'une coque en composite déposée par enroulement filamentaire sur toute la surface de la bouteille. Le rôle de la bouteille métallique est uniquement de garantir l'étanchéité du réservoir. Le terme " liner " est alors utilisé pour parler de cette enveloppe étanche qui sert également de support pour la dépose du composite. La tenue mécanique est quant à elle assurée par la coque composite. L'inconvénient de ce type de réservoirs est que le liner métallique présente des faiblesses en fatigue et contribue à une partie non négligeable de la masse du réservoir. Cependant, les capacités de ces réservoirs sont nettement améliorées par rapport aux précédents. Ces réservoirs permettent des pressions de services de 70 MPa.
- Type 4 : Il s'agit d'un réservoir où l'étanchéité est assurée par un liner polymère et la tenue mécanique par une coque en composite. Contrairement aux réservoirs de type 3, ils ne présentent pas de faiblesse en fatigue, mais les liners polymères sont plus perméables que les métalliques. Les pressions de service peuvent également atteindre 70 MPa et l'amélioration par rapport aux réservoirs de type 3 réside dans le gain de masse.

¹La densité de stockage est le ratio entre la masse du réservoir et la masse de gaz pouvant y être stockée.

3 Programme TOLEDO (TOLÉRance aux Dommages)

Une fois vides, les réservoirs sont enlevés de leur site d'utilisation et acheminés sur un site de remplissage. Pour faciliter leur transport, ils sont rassemblés dans des casiers. Le risque d'impact de ces réservoirs est important dans les phases de transport et de manutention. L'entreprise Air Liquide dispose d'un grand retour d'expérience sur les réservoirs métalliques. Ce retour d'expérience a permis de constater que les impacts les plus critiques sont ceux engendrés par les fourches des engins de manutention. Ces types d'impacts nous serviront de référence.

L'objectif industriel est double et complexe : il s'agit d'assurer la sécurité des utilisateurs de réservoirs tout en minimisant les pertes pour l'entreprise :

- Le premier objectif est de retirer un réservoir du service lorsque son utilisation est potentiellement dangereuse. Cela permet de minimiser les risques en protégeant les utilisateurs et leur entourage.
- Le second est de conserver un réservoir présentant un endommagement, si l'utilisation n'est pas jugée dangereuse. Cela permet de maximiser la durée de vie du produit.

Du point de vue scientifique, l'objectif est d'étudier la tolérance aux dommages par impacts de structures bobinées épaisses.

Les structures à étudier présentent plusieurs particularités :

- une disposition des fibres différente de celle des stratifiés (plus couramment étudiés) due au mode d'élaboration par enroulement filamentaire,
- une courbure importante qui est une particularité rarement étudiée pour les composites,
- une épaisseur importante, qui est également peu étudiée.
- une précharge due à la pression interne. Le réservoir est potentiellement sous pression pendant l'impact.

Pour atteindre nos objectifs, deux types d'études seront menées.

Une première, expérimentale, pour connaître l'influence de l'épaisseur, de la précontrainte et de la courbure sur l'endommagement généré par impact. Le premier facteur étudié est l'épaisseur sachant que les réservoirs composites ont une épaisseur d'environ 33 mm pour une capacité de 100 l. La précharge sera également étudiée pour vérifier si la pression interne influence la création du dommage et dans quelles mesures, un réservoir a une pression de service de 700 bar. Enfin, l'effet de la courbure sera étudié, les réservoirs ayant un rayon de courbure de 250 mm. L'étude expérimentale constitue la majeure partie de la thèse.

Une deuxième étude, numérique, pour proposer un modèle permettant de prédire les performances résiduelles du réservoir. Il sera nécessaire d'implémenter les endommagements dans la structure et d'appréhender les mécanismes de leur propagation.

Chapitre 1

Endommagement par impact des matériaux composites : influence des particularités des réservoirs bobinés

SOMMAIRE

1.1	Quelques éléments sur les matériaux et structures composites	6
1.1.1	Matériaux composites à fibres longues	6
1.1.1.1	Matériaux composites	6
1.1.1.2	Les fibres	6
1.1.1.3	Les matrices	9
1.1.2	Techniques de fabrication et mise en oeuvre	11
1.1.2.1	Drapage de préimprégnés	11
1.1.2.2	Réalisation de réservoirs composites de type 4 . . .	13
1.2	Dispositifs d'impact	14
1.2.1	Impacteurs	15
1.2.2	Investigations pendant une campagne d'essais d'impact . . .	17
1.3	Endommagement, moyens d'observation	17
1.3.1	Endommagements et défauts dans les matériaux composites	17
1.3.2	Moyens d'observation et de quantification des endommage- ments	19
1.3.2.1	Contrôle non destructif	19
1.3.2.2	Contrôle destructif	21
1.4	Spécificités des réservoirs composites et leur influence sur le com- portement à l'impact	24
1.4.1	La précharge	24
1.4.2	L'épaisseur	26

1.1 Quelques éléments sur les matériaux et structures composites

1.1.1 Matériaux composites à fibres longues

1.1.1.1 Matériaux composites

Le dictionnaire Larousse [26] définit un matériau composite comme un matériau formé de plusieurs composants élémentaires dont l'association confère à l'ensemble des propriétés qu'aucun des composants pris séparément ne possède.

Les matériaux composites utilisés pour leurs performances élevées sont généralement des composites à fibres longues. Seuls ces matériaux seront présentés dans ce premier chapitre.

1. **Les fibres**, qui sont de faible diamètre ($\approx 10 \mu\text{m}$) et de grande longueur, ont généralement un module élastique élevé dans leur direction longitudinale (*cf.* tableau 1.1). Elles permettent un renfort du matériau composite dans cette direction. Il est alors possible de créer un matériau ayant de fortes tenues mécaniques dans des directions choisies.
2. **La matrice**, il s'agit d'un matériau isotrope qui permet la cohésion du produit final ainsi que la répartition des efforts mécaniques. Le module élastique de la matrice est relativement faible, mais elle possède un allongement à rupture supérieur à celui des fibres.

1.1.1.2 Les fibres

Une fibre issue d'un matériau homogène possède généralement des propriétés mécaniques supérieures à celles du matériau sous sa forme massive. Sous la forme de filament, les propriétés d'un matériau se rapprochent de ses valeurs théoriques. Si nous prenons l'exemple des fibres de verre, leur résistance peut être des centaines de fois supérieure à celle du verre sous forme massive [27]. Les fibres sont obtenues généralement par étirage (*cf.* figure 1.1). L'étirage provoque une redistribution de la matière et augmente l'aire du cylindre ce qui contribue à l'élimination des défauts de surface. L'étirage permet également pour des matériaux constitués de chaînes

carbonées (un polymère par exemple) de les aligner dans la direction longitudinale de la fibre.

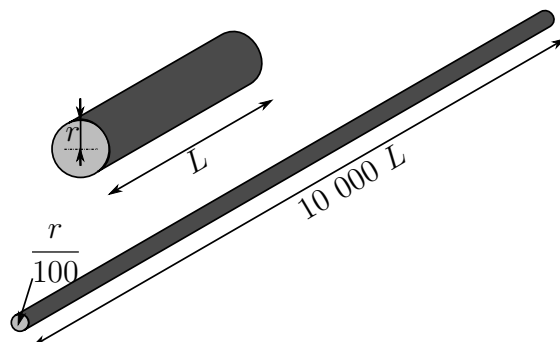


FIGURE 1.1: Étirage d'un matériau. -image extraite de [2]-

Les fibres couramment utilisées dans la constitution des matériaux composites pour l'industrie sont listées dans le tableau 1.1 avec leur module élastique, leur résistance à rupture, leur allongement à rupture, leur densité et le diamètre moyen d'une fibre.

Pour la fabrication des réservoirs, ce sont des fibres de carbone qui sont utilisées.

TABEAU 1.1: Propriétés des fibres couramment utilisées.

Fibre	Module de Young E (GPa)	Résistance à la rupture σ (GPa)	Déformation à la rupture ϵ (%)	Densité ρ (g cm ⁻³)	Diamètre (μ m)
Verre	50 – 90	2,4 – 4,7	4 – 5,3	2,16 – 2,54	10
Carbone	250 – 830	3,5 – 7,1	0,48 – 2,4	1,8 – 2,16	5 – 11
Carbure de silicium	400 – 427	3,4 – 4,1	0,8 – 1	2,7 – 3,4	140
Aramide	93	3	4,5	1,45	12

Les fibres de carbone Le carbone est un élément léger, sixième élément du tableau de Mendeleïv. Sa liaison covalente C–C est la plus forte de la nature (4000 kJ mol⁻¹). La structure du carbone est définie par son arrangement atomique. Les différentes structures du carbone sont : le diamant, le graphite ou les structures amorphes. La structure des fibres de carbone est le graphite.

On distingue deux méthodes permettant de créer des fibres de carbone. La première à partir de polyacrylonitrile (PAN) et la seconde à partir de résidus de raffinage du pétrole appelé brais.

Fibres de carbone à partir de PAN (ex-pan) Cette technique est née dans les années 1960. La matière première est de l'acrylonitrile. Le PAN contient 49% en masse de carbone cela permet d'obtenir un meilleur rendement par rapport à l'utilisation d'autres chaînes carbonées. La figure 1.2 schématise le cycle de fabrication de ces fibres.

Il est important que pendant les étapes en température les fibres soient sous tension afin d'obtenir de hautes propriétés mécaniques. À la température de 1000 °C, les fibres contiennent 93% en masse de carbone et 7% d'azote; à 1500 °C, il ne reste plus que des atomes de carbone et la résistance mécanique atteint un maximum. Si les fibres sont chauffées à des températures supérieures, leur résistance mécanique diminue tandis que leur module augmente.

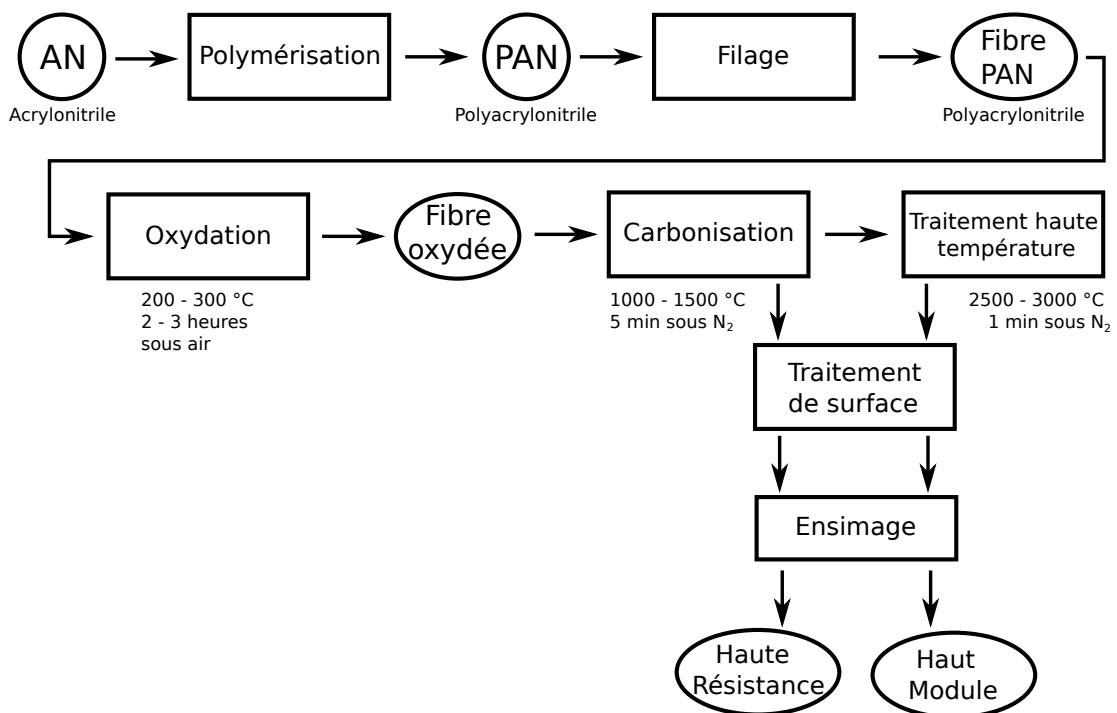


FIGURE 1.2: Étapes du cycle de fabrication des fibres de carbone à partir de PAN.
-image extraite de [2]-

Fibres de carbone à partir de Brais (ex-brais) Les Brais sont composés de résidus du raffinage du pétrole et de houille de charbon utilisée dans la sidérurgie. Ils contiennent 90% de carbone. Pour la fabrication de fibres courtes, le brai est filé puis pyrolysé sans être orienté. Ces fibres sont obtenues par une technique de soufflage et sont peu coûteuses à produire. Le module élastique de ce type de fibres est d'environ 40 GPa. Ces fibres sont, par exemple, utilisées comme additif

dans le ciment. Pour la fabrication de fibres longues de haut module, il est nécessaire de transformer le brai en mésophase, c'est-à-dire une solution de cristaux liquides, cette opération est couteuse. Le brai est chauffé à 400 °C, température à laquelle des cristaux sphériques de 1 µm de diamètre se forment. La solution est ensuite filée à travers une filière puis convertie en fibres par un procédé identique à celui présenté précédemment pour les fibres de PAN. Les modules de Young des fibres ex-brais sont plus élevés que les fibres ex-pan.

Comparatif des fibres de carbone Le tableau 1.2 regroupe les caractéristiques mécaniques des fibres en fonction de leur origine. Les fibres utilisées au cours de cette thèse sont les fibres T700. Il s'agit de fibres Ex-pan à haute résistance de première génération.

TABLEAU 1.2: Propriété des fibres couramment utilisées.

Fibre	Module de Young E (GPa)	Résistance à la rupture σ (GPa)	Déformation à la rupture ε (%)	Densité ρ (g cm ⁻³)	Diamètre (µm)
Ex-PAN					
HR(1 ^{ere} génération)	250	4,4	1,8	1,80	7
HR(2 ^{eme} génération)	294	7,1	2,4	1,82	5
HM (1 ^{ere} génération)	436	4,2	1,0	1,84	7
HM (2 ^{eme} génération)	588	3,92	0,7	1,94	5
Ex-brais					
Petrole	390	3,7	0,9	2,10	11
Petrole HM	780	3,5	0,5	2,16	11
Houille	620	3,6	0,58	2,12	10
Houille HM	830	3,9	0,48	2,16	10
Fibre T700	230	4,9	2,1	1,80	7

1.1.1.3 Les matrices

Les matrices couramment utilisées pour l'élaboration des matériaux composites sont :

- Les matrices résineuses (thermodurcissable et thermoplastique)
- Les matrices minérales; elles permettent d'atteindre de très hautes températures (céramique)
- Les matrices métalliques

Les matrices métalliques et minérales représentent une faible proportion des matériaux composites. Ce sont des matrices qui sont pour le moment réservées à des applications hautes performances, dans le domaine aéronautique et spatial par exemple.

Les matrices résineuses sont les plus utilisées. Les résines thermodurcissables sont aujourd'hui majoritairement associées aux fibres longues malgré le fait qu'elles ne soient pas recyclables contrairement aux résines thermoplastiques. Cependant, ces dernières restent moins utilisées car elles sont solides à température ambiante ce qui complique leur mise en oeuvre. Les résines thermodurcissables sont quant à elles liquides (plus ou moins visqueuses) à température ambiante. Leur mise en oeuvre est donc plus facile.

Les matrices thermodurcissables Elles peuvent être de différents types : polyesters, de condensation ou époxydes. Les résines époxydes sont celles ayant les meilleures propriétés mécaniques. Les résines époxydes sont liquides à température ambiante et sont mélangées avec un durcisseur le plus souvent une amine ou un anhydride d'acide. Le durcissement de la résine se produit lors de la polyaddition des chaînes époxydes. Cette réaction chimique est exothermique et produit une quantité de chaleur proportionnelle à la quantité de produits. La vitesse de réaction est dépendante de la température, il faut donc veiller à choisir un cycle thermique adéquat aux matériaux choisis ainsi qu'à l'épaisseur de la pièce. La figure 1.3 montre deux cycles de température réalisés en étuve. Dans le premier cas, une température 120 °C provoque une élévation de température de 145 °C et dans le second cas, une température de 160 °C provoque une surcuisson de 280 °C. La quantité de chaleur produite est égale dans les deux cas, mais la température plus élevée dans le second cas accélère la réaction qui est complète en moins de temps.

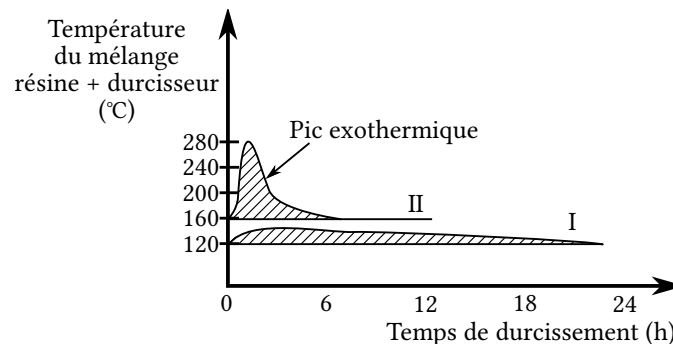


FIGURE 1.3: Évolution de température du mélange réactif pour deux températures d'étuve différentes (courbe I : étuve à 120 °C, courbe II : étuve à 160 °C). [3]

Les propriétés mécaniques des résines époxydes sont répertoriées dans le tableau 1.3.

TABLEAU 1.3: Propriétés mécaniques des résines époxydes [24]

Masse volumique	1100kg m^{-3}
Module d'élasticité en traction	3GPa

Dans cette thèse, les matériaux étudiés seront constitués de fibres longues de carbone et de résine thermodurcissable.

1.1.2 Techniques de fabrication et mise en oeuvre

La mise en oeuvre des matériaux composites à fibres longues peut se faire de différentes manières. Les fibres peuvent être sèches ou préimprégnées avant la mise en forme. Les techniques utilisées pour réaliser les matériaux de cette étude sont le drapage de préimprégnés unidirectionnels ainsi que l'enroulement filamentaire.

1.1.2.1 Drapage de préimprégnés

L'une des façons les plus simples de réaliser un stratifié est d'avoir comme matière première une nappe de fibres préimprégnées unidirectionnelles. Cette nappe est constituée de torons tous alignés dans la même direction avec de la résine très visqueuse à 20 °C. L'utilisation des préimprégnés permet d'obtenir des composites avec un taux de fibres plus important que dans le cas assemblant tissu sec et résine. Cela confère au matériau des performances mécaniques élevées. Lors de la fabrication, l'usage de préimprégné permet également un gain de temps.

Les étapes de réalisation d'une plaque composite sont les suivantes :

- application d'un produit de démoulage sur une plaque rigide
- découpe des différents plis dans la nappe de préimprégné
- assemblage des plis sur la plaque précédemment traitée
- pose d'un tissu antiadhésif micro perforé (pour permettre l'évacuation du surplus de résine et des bulles d'air)
- pose d'un tissu drainant permettant l'évacuation de l'air.
- pose de la bâche à vide avec joints pour assurer l'étanchéité
- réalisation du vide
- cuisson

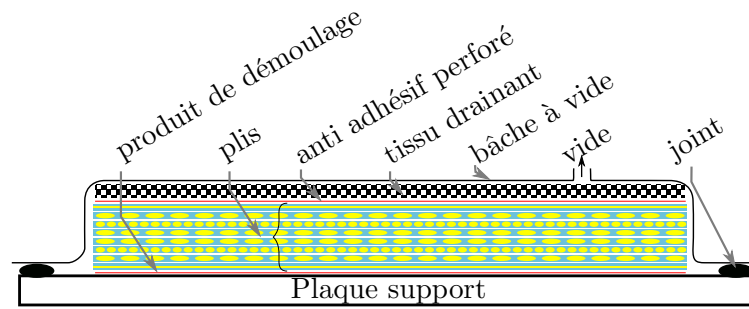


FIGURE 1.4: Représentation de la fabrication d'une plaque stratifiée

La figure 1.4 représente l'assemblage des différents constituants.

La cuisson est de préférence réalisée avec application d'une pression externe (autoclave). En effet, plusieurs travaux [28, 29, 4] ont mis en évidence qu'une pression hydrostatique permet de réduire les porosités au sein du produit fini (cf. figure 1.5).

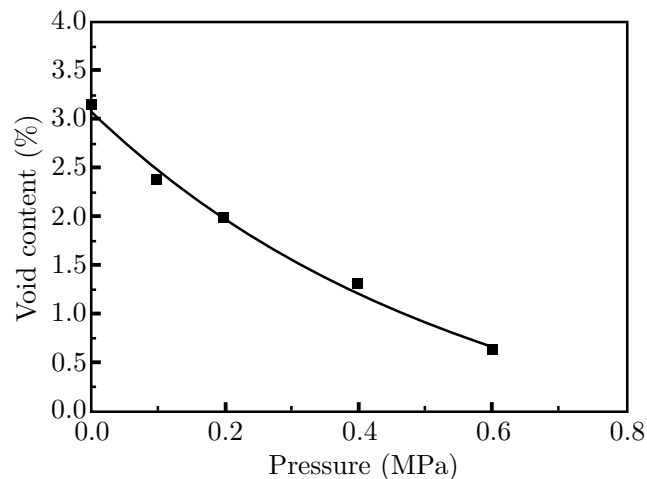


FIGURE 1.5: Évolution du taux volumique de porosités en fonction de la pression de l'autoclave pour un stratifié carbone/époxy [4]

Le cycle de cuisson doit être également adapté pour chaque géométrie. Le caractère exothermique de la résine peut entraîner des dépassements de température de consigne qui peuvent nuire au matériau. Par exemple, pour des plaques de fortes épaisseurs (cf. figure 1.6), malgré un pallier de température à 75 °C pendant 15 min, l'élévation de température constatée est de 34,5 °C par rapport à la consigne.

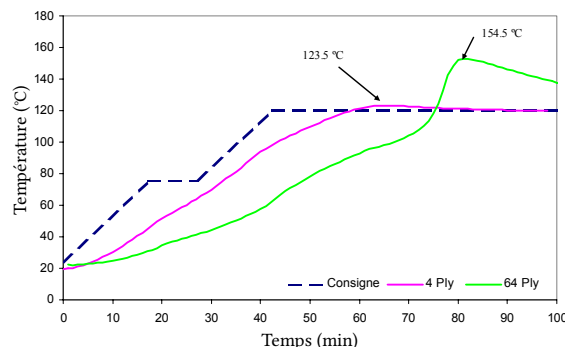


FIGURE 1.6: Température en cours de fabrication pour des plaques de 8 et 64 plis [5]

Les plaques utilisées pour ces travaux de thèse, seront réalisées par drapage et polymérisées dans un autoclave.

1.1.2.2 Réalisation de réservoirs composites de type 4

Les réservoirs de type 4 sont composés d'un liner polymère rotomoulé autour duquel des fibres de carbone préimprégnées sont enroulées.

Le procédé de rotomoulage (cf. figure 1.7) consiste à placer au centre d'un moule, constitué d'au moins 2 parties, de la poudre de polymère thermoplastique. Le moule est chauffé et mis en rotation suivant 2 axes afin de permettre une répartition de la matière en fusion. Lorsqu'une température suffisante est atteinte, le refroidissement commence avec le moule toujours en rotation. Une fois refroidi, le liner est démoulé. Le liner assure l'étanchéité du réservoir et sert de support pour le bobinage du composite.

La technique d'enroulement filamentaire est largement répandue dans l'industrie. Elle est utilisée très majoritairement pour la fabrication de composites à matrice organique avec des fibres de verre [30] ou des fibres de carbone [31]. Cependant de nouvelles applications s'offrent à ce procédé, notamment le gainage de combustible nucléaire [32]. Son principe est relativement simple et est automatisable. Des torons de fibres de carbone sont enroulés progressivement autour du liner. Différents modes de bobinage (cf. figure 1.8) sont nécessaires pour réaliser les différentes orientations de stratification. Le bobinage circonférentiel permet uniquement de réaliser des plis à 90° par rapport à l'axe du réservoir. Les deux autres modes, hélicoïdal et polaire permettent de réaliser des couches à $\pm\theta^\circ$. Ces couches sont composées d'une succession de torons à θ° et de torons à $-\theta^\circ$ du fait des aller-retour de la tête de dépose. Les intersections de ces torons génèrent des porosités plus importantes (7-8% [33]) que pour des stratifiés ($\leq 4\%$ [4]). De plus les réservoirs composites sont généralement mis en cuisson en étuves et ra-

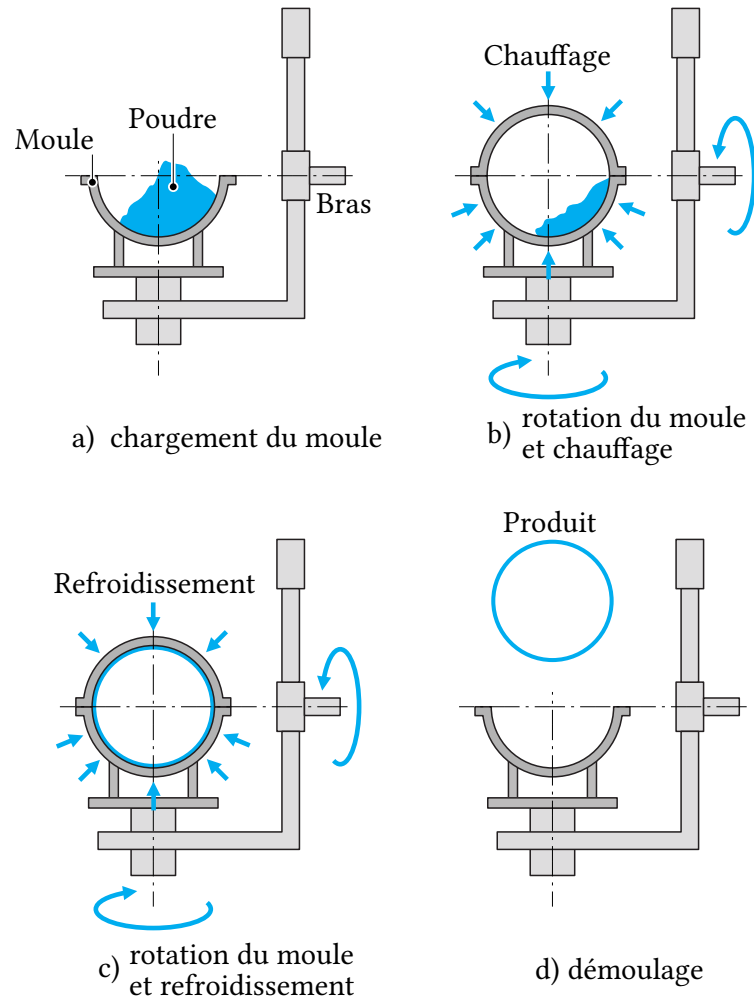


FIGURE 1.7: Fabrication de liner thermoplastique par rotomoulage [6].

rement dans des autoclaves. Liu et al. [4] ont montré qu'une pression de 6 bar en autoclave permettait de réduire les vides de 3 à 0,7 %.

Dans cette thèse, les réservoirs de 100 l, les réservoirs à échelle réduite et les tubes étudiés sont réalisés avec cette technique de bobinage.

1.2 Dispositifs d'impact

Un dispositif d'impact doit pouvoir assurer la génération d'un impact à un endroit défini préalablement, avec une énergie (masse, vitesse) d'impact donnée. Les

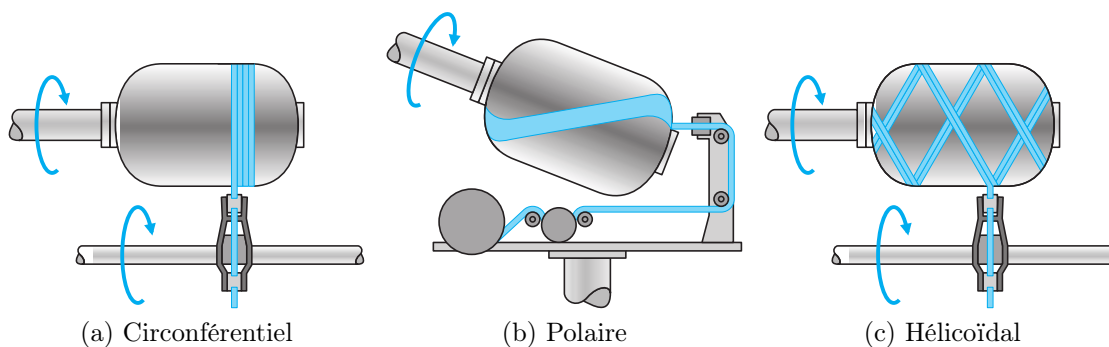


FIGURE 1.8: Différents modes de bobinage [6].

dispositifs sont composés d'une partie mobile guidée par un support rigide et fixe. La partie mobile est généralement composée d'une masse, d'un impacteur et d'un capteur de force. Ce capteur est placé entre la masse et l'impacteur et permet de mesurer la force de contact entre l'impacteur et la cible pendant l'impact.

Deux types de dispositifs sont majoritairement utilisés :

1. Les systèmes tour de chute (*cf.* figure 1.9), qui consistent à laisser tomber en chute libre la partie mobile d'une hauteur fixée. La masse est guidée verticalement et un système antirebond est utilisé afin de prévenir une répétition d'impacts. La vitesse d'impact est directement liée à la hauteur de chute. Ces systèmes sont simples d'utilisation.
2. Les systèmes pendulaires, où la partie mobile est guidée en rotation. Ces systèmes sont inspirés de la machine de test de résilience, le mouton Charpy (*cf.* figure 1.10a). Ils consistent à lâcher un pendule qui décrit un mouvement circulaire jusqu'à l'impact sur l'échantillon. Sur la figure 1.10b, le pendule est un barreau suspendu par deux fils. Sa trajectoire est donc un mouvement de translation circulaire.

1.2.1 Impacteurs

La géométrie de l'impacteur est un paramètre primordial. En effet, de sa géométrie dépend la surface de contact, ainsi, un impacteur très singulier (conique, angulaire, ...) pénétrera plus facilement la cible qu'un impacteur hémisphérique. Plusieurs auteurs [7, 35] ont étudié l'influence de la géométrie de l'impacteur (*cf.* figure 1.11) sur le comportement à l'impact de plaques composites. Dans le cas d'impacts sur composite, à énergie équivalente, l'impacteur plat provoque l'aire endommagée maximale tandis que l'impacteur conique engendre une zone endommagée minimale, les impacteurs hémisphériques et ogivaux provoquent des zones

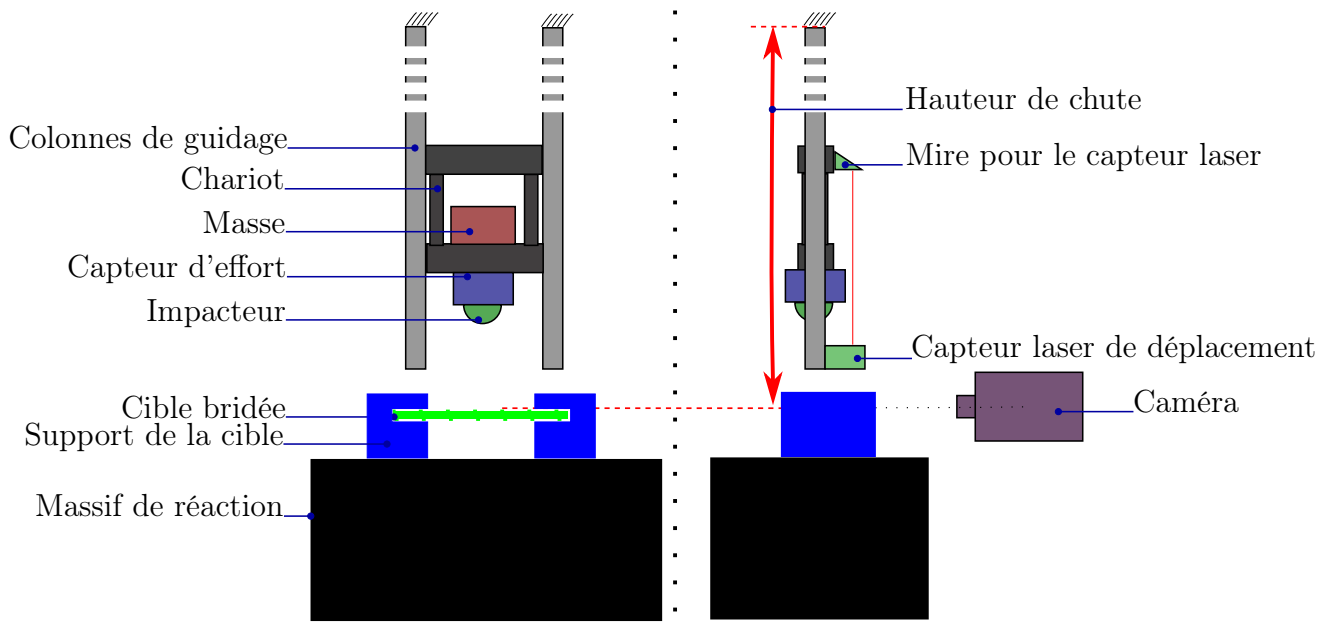


FIGURE 1.9: Illustration d'une tour de chute.

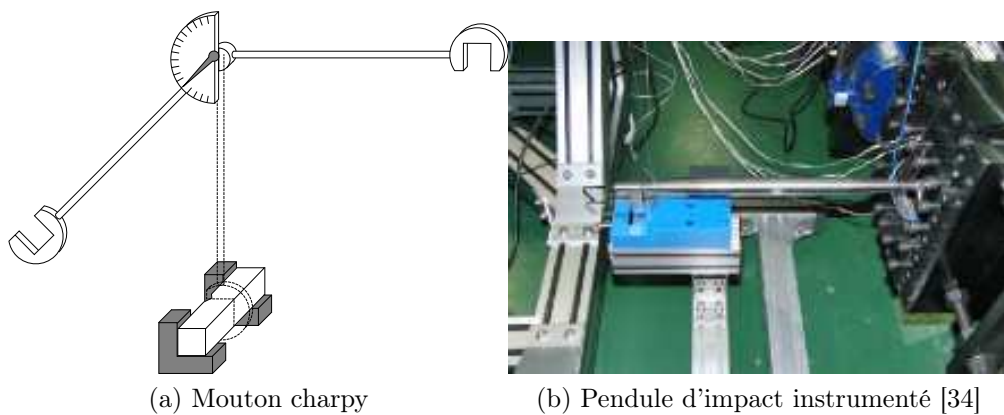


FIGURE 1.10: Illustration de systèmes pendulaires

endommagées de taille intermédiaire. Le type d'endommagement généré dépend également du type d'impacteur. Une quantité plus importante de délaminage est créée avec l'impacteur plat et les ruptures de fibres sont davantage créées avec l'impacteur conique.

Dans l'étude de la vulnérabilité à l'impact de structures composites, les impacteurs les plus utilisés sont les impacteurs hémisphériques.

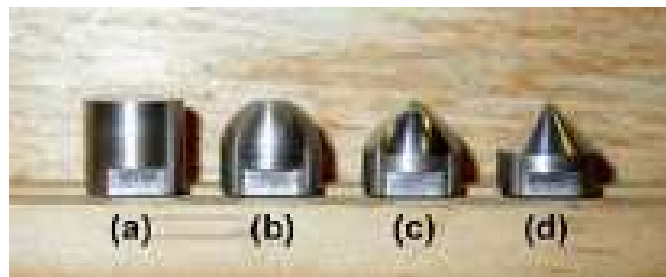


FIGURE 1.11: Illustration des impacteurs utilisés par Mitrevski [7]. a) plat, b) hémisphérique, c) ogival, d) conique

1.2.2 Investigations pendant une campagne d'essais d'impact

Lors d'une campagne d'essais d'impact, plusieurs mesures et observations peuvent être effectuées. Elles sont répertoriées dans le tableau 1.4 et sont réalisées en cours d'essai ou après l'essai. Avec les différentes mesures réalisées, il est possible de calculer l'énergie absorbée pendant l'impact.

TABLEAU 1.4: Tableau regroupant les observations et mesures

Mesure/Observation	Moyen
Force de contact entre l'impacteur et l'échantillon	Capteur de force
Déplacement de l'impacteur pendant le contact	Capteur de déplacement et/ou caméra rapide
Comportement pendant l'impact	Caméra rapide
Endommagement	C-scan, de-ply ou micrographie

Pour la thèse, les impacts seront générés par une tour de chute et à minima, l'ensemble de ces moyens sera mis en oeuvre. Les impacteurs utilisés seront hémisphériques et angulaire (avec un angle de 120°).

1.3 Endommagement, moyens d'observation

1.3.1 Endommagements et défauts dans les matériaux composites

Les endommagements et les défauts au sein des matériaux composites sont connus depuis longtemps. Ils apparaissent à plusieurs échelles :

- À l'échelle microscopique :

- La décohésion fibre/matrice, il s’agit d’une rupture d’adhésion entre une fibre et la matrice.
- La microporosité au sein de la matrice (défaut d’élaboration)
- À l’échelle mésoscopique ou l’échelle du pli :
 - La fissuration matricielle
 - La rupture de fibre
 - La macroporosité (cas des composites bobinés)
- À l’échelle macroscopique ou échelle de la pièce :
 - Le délaminage (décohésion entre les différents plis)

Ces endommagements et défauts sont schématisés figure 1.12

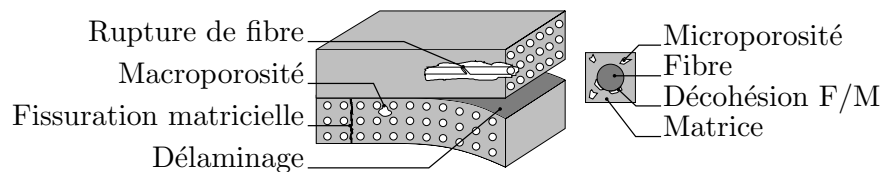


FIGURE 1.12: Différents endommagements et défauts au sein des matériaux composites.

Ces endommagements sont le plus souvent difficiles à observer, car ils se situent au cœur du matériau. Ils peuvent être révélés au cours de leur création ou une fois générés. Les techniques utilisées pour cela peuvent être destructives ou non destructives, permettant alors de qualifier et/ou de quantifier ces endommagements.

Importance de la stratification Pour les essais d’impact, diverses stratifications peuvent être choisies ($([0/60/-60]_i)_S$ [36] par exemple). Cependant, il est fréquent de trouver une stratification quasi isotropique de type $([0/90/45/-45]_i)_S$ [37] ou $([-45/90/45/0]_i)_S$ [8]. Pour ne pas privilégier l’apparition des délaminages à une interface particulière, Fuoss et al. [38] conseillent d’avoir un angle à l’interface constant. Il paraît alors judicieux de réaliser l’étude d’impact avec une stratification $([0/45/90/-45]_i)_S$.

1.3.2 Moyens d'observation et de quantification des endommagements

1.3.2.1 Contrôle non destructif

Contrôle ultrasonore [39] Le contrôle par ultrasons consiste à émettre un signal ultrasonore et à le réceptionner. L'émission et la réception peuvent être réalisées par un seul transducteur. Le couplage entre le transducteur et le matériau peut être de l'air, de l'eau ou un gel au contact de la pièce. Le signal émis est réfléchi lors de la rencontre avec une surface libre. Ainsi pour un matériau sain, le premier écho est celui de la face libre opposée du matériau. Si un "écho" apparaît plus tôt, il s'agit d'un défaut présent sur le trajet de l'onde (*cf.* figure 1.13). Selon la taille des transducteurs, la précision de la mesure peut être de l'ordre de la centaine de micromètres. Le contrôle d'un échantillon consiste à balayer toute la surface avec le transducteur pour cartographier l'endommagement. Cette technique permet de révéler des endommagements de type délaminage et un ensemble de microfissurations matricielles. Cette technique est intéressante, car relativement peu onéreuse et non destructive. Elle a comme inconvénient de ne pas révéler les ruptures de fibres et il s'agit d'une technique chronophage si la taille du transducteur est petite par rapport aux dimensions de l'échantillon à analyser. Pour augmenter l'efficacité de cette technique, des sondes multiéléments peuvent être utilisées. Ces sondes permettent en un seul passage de cartographier une zone importante. Elles sont le plus souvent pourvues d'un codeur permettant de mesurer le déplacement.

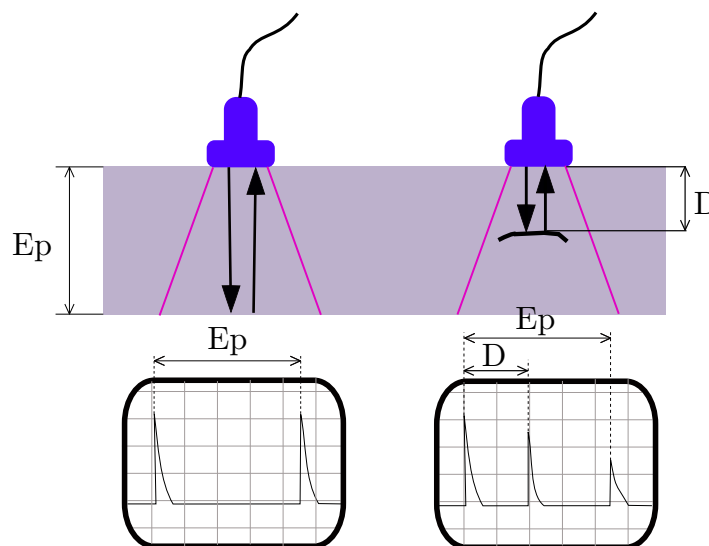


FIGURE 1.13: Schématisation du contrôle par ultrasons

Tomographie par rayon X [40]

La tomographie RX est basée sur l'absorption de rayons X par le matériau. Cette technique conjugue la radiographie par rayons X à une technique de reconstruction en 3D.

Un faisceau source d'intensité I_0 est émis et son intensité est mesurée après sa traversée de l'échantillon. Elle dépend des propriétés d'absorption du matériau traversé et suit la loi de Beer-Lambert : $I = I_0 \cdot e^{-\mu x}$, avec μ le coefficient d'atténuation qui dépend du matériau. La cartographie 2D du coefficient d'atténuation est réalisée pour chaque radiographie. L'absorption locale du matériau dépend de la densité locale, donc la cartographie est également représentative de la densité du matériau. De multiples radiographies sont réalisées en faisant tourner l'échantillon autour d'un axe (*cf.* figure 1.14). La cartographie 3D est reconstruite à l'aide d'un algorithme basé sur le principe de rétroprojection filtrée. Cette technique est de plus en plus utilisée en science des matériaux mais les appareils restent rares et très coûteux. La résolution de la mesure est fonction de la résolution du capteur et de la distance par rapport à la source. Elle permet dans le cas des matériaux composites d'obtenir la " cartographie 3D " des délaminages et pour les tomographes les plus puissants d'observer des endommagements de quelques micromètres comme les ruptures de fibres. Cependant, la résolution dépend des dimensions de la zone à observer.

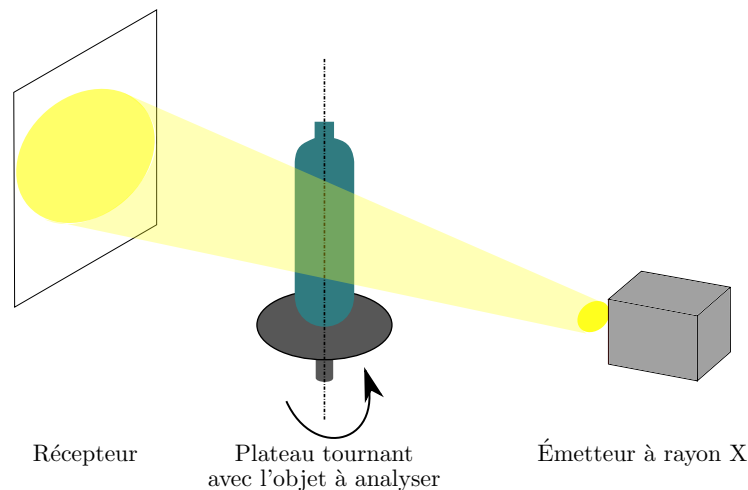


FIGURE 1.14: Schématisation du principe d'observation par tomographie

Thermographie infrarouge [41]

La thermographie infrarouge consiste à mesurer le champ thermique d'un échantillon exposé à un flux thermique (le plus souvent sur sa face opposée). La cartographie du champ thermique fait apparaître les zones les plus isolantes et celles qui le sont moins. Cette technique permet de confirmer la présence ou non d'endommagement, mais ne permet pas de le quantifier. La figure 1.15 schématise le principe de la méthode de thermographie infrarouge.

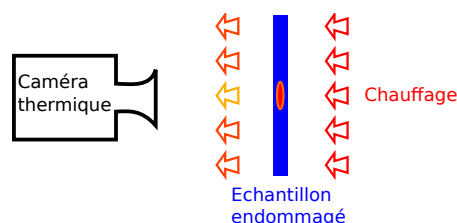


FIGURE 1.15: Schéma de principe de la thermographie infrarouge

L'émission acoustique au cours de la création de l'endommagement [40, 42, 24]

La norme AFNOR [43] définit l'émission acoustique comme un “ phénomène de libération d'énergie élastique sous forme d'ondes élastiques transitoires au sein d'un matériau durant des processus dynamiques de déformation”. La technique qui consiste à enregistrer ces ondes élastiques est aussi appelée émission acoustique. Les signaux sont acquis par plusieurs capteurs acoustiques, préamplifiés, traités et filtrés en fonction de leurs amplitudes. Il est possible d'associer à chaque amplitude un mode d'endommagement. Ainsi, un signal continu de faible amplitude sera comptabilisé comme de la fissuration matricielle et un signal discret de forte amplitude sera le signe d'une rupture de fibre. Cette méthode est quantitative et permet de dénombrer les ruptures de fibres. De plus, cette technique permet grâce à une triangularisation des capteurs de situer précisément l'origine géographique de l'émission. Il est donc possible d'aboutir à une cartographie des endommagements.

Cette technique est utilisée dans le projet Toledo par le partenaire “CEA Le Ripault” pour suivre la propagation de l'endommagement lors de la mise en pression des réservoirs endommagés par impact.

La figure 1.16 représente le principe d'émission acoustique.

1.3.2.2 Contrôle destructif

Microscopie

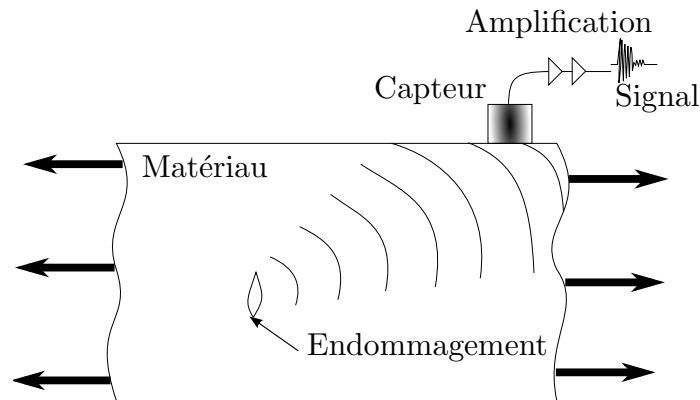


FIGURE 1.16: Principe de l'émission acoustique

La microscopie permet l'observation de tous types de dommages. La microscopie consiste à observer, après découpe, une surface préalablement polie de l'échantillon. Divers moyens de microscopie existent, la microscopie optique (*cf.* figure 1.17), la microscopie électronique et la microscopie par rayons X. Ces techniques sont destructives et ne permettent l'observation qu'à l'endroit exact de la découpe. Pour un endommagement diffus comme le délaminage, cette observation permet de l'estimer en partie. À contrario, un endommagement discret (tel qu'une rupture de fibre isolée au sein du matériau) a peu de chance d'être révélé. Cette technique reste cependant très utilisée puisqu'elle reste peu onéreuse.

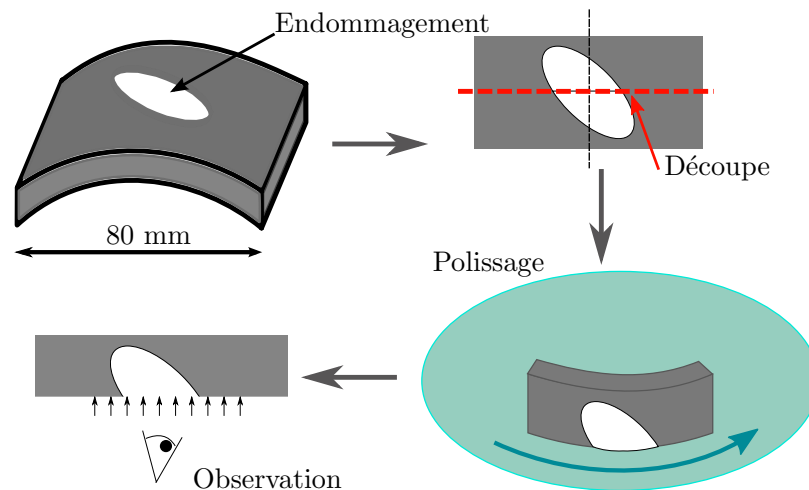


FIGURE 1.17: Préparation et observation d'un échantillon par micrographie

“ De-ply technique ” [8, 44, 45]

Pour observer les ruptures de fibres de manière quantitative, peu de techniques existent, l'une d'entre elles est la méthode d'effeuillage appelé également "de-ply technique". Elle est utilisée dans le cas des composites à matrice therm durcissable et consiste en la pyrolyse de la matrice. L'échantillon est placé dans un four à 400 °C pendant une heure (le temps varie en fonction de l'épaisseur du composite). Une fois la pyrolyse réalisée, il ne reste plus que les fibres. Chaque pli est retiré délicatement à l'aide d'un ruban adhésif et laisse apparaître les ruptures de fibres. Cette technique est destructive et permet d'observer uniquement les ruptures de fibres. La figure 1.18 correspond à la représentation des ruptures de fibres effectuées par Breen et al. [8] à l'aide de cette technique. Dans cet exemple, le matériau a une épaisseur de 8 mm. Pavier et Clarke [44] ont amélioré cette technique en injectant de l'iodure de zinc qui laisse un précipité après la cuisson à 400 °C. L'injection de ce produit est réalisée en perçant des trous de 1 mm de diamètre dans la zone endommagée. Cette technique permet alors de révéler les ruptures de fibres et les délaminages. Elle présente l'avantage d'être peu onéreuse et est moins chronophage que l'observation microscopique.

La figure 1.19 schématise le protocole expérimental de la "de-ply technique" avec iodure de zinc mis au point lors de la thèse.

Toutes ces techniques permettent d'observer avec plus ou moins de détails les endommagements. Elles peuvent être combinées pour obtenir une meilleure visualisation de l'ensemble des endommagements. Plusieurs d'entre elles seront utilisées dans le cadre de cette thèse.

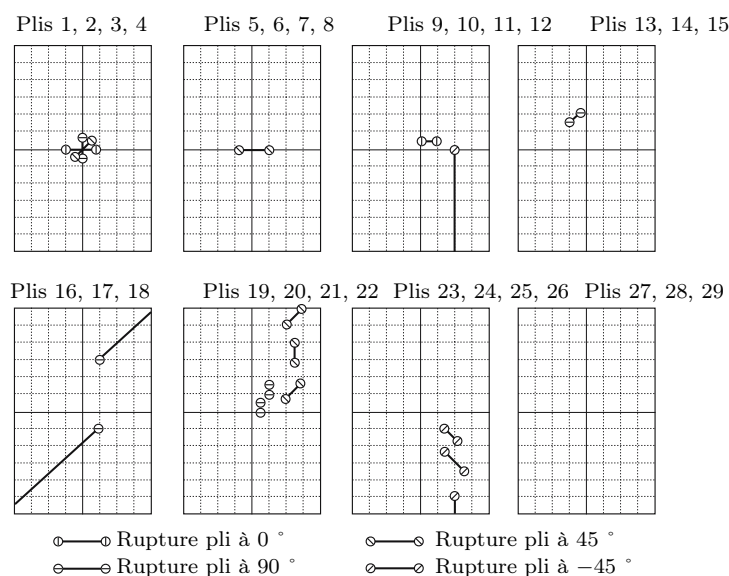


FIGURE 1.18: Représentation des ruptures de fibres par Breen [8]

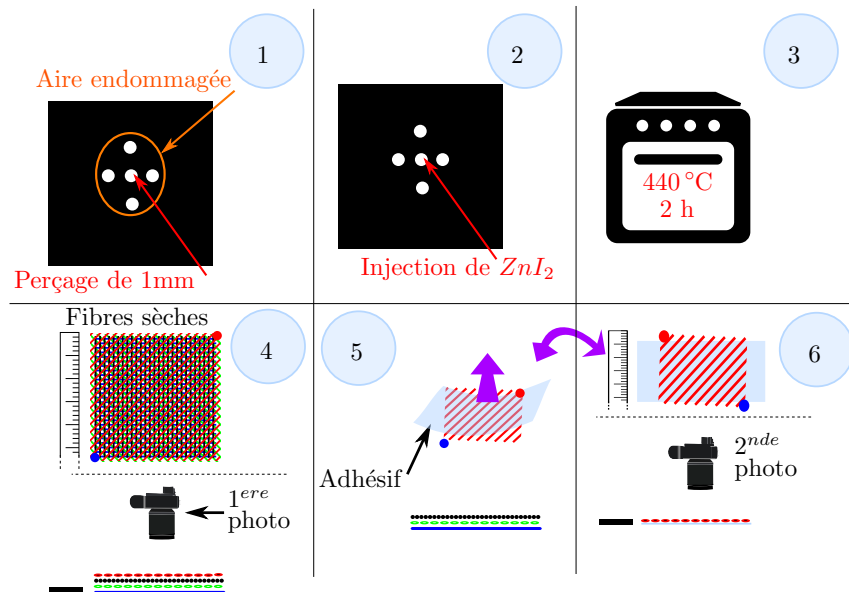


FIGURE 1.19: Protocole expérimental de la “ de-ply technique ” mis au point pendant la thèse

1.4 Spécificités des réservoirs composites et leur influence sur le comportement à l’impact

1.4.1 La précharge

La précharge est un chargement appliqué avant et maintenu pendant l’impact. Les réservoirs en service sont généralement préchargés, d’où l’intérêt de ce type d’investigation. Pour des tests à l’échelle des échantillons, les précharges appliquées sont soit uniaxiales [34, 46], soit biaxiales [9, 13, 14]. Pour pouvoir comparer l’état de précharge entre différents matériaux, celle-ci est généralement exprimée en pourcentage de la déformation à rupture.

Peu de travaux portent sur l’influence de la précharge sur le comportement à l’impact de matériaux composites. Pour les études répertoriées [46, 9, 13, 34, 14, 7] à l’exception de Mitrevski et al. [7], les impacteurs sont de forme hémisphérique de diamètre 12 mm et les énergies d’impact varient de 4 J à 20,5 J. Les valeurs des précharges appliquées, variant d’un auteur à l’autre, sont comprises entre 2 % et 20 % de la déformation à rupture. Le tableau 1.5 regroupe les paramètres d’essais.

Résultat Il paraît logique, pour des caractéristiques d’impact identiques, que la force maximale au contact soit augmentée dans le cas d’une éprouvette préchar-

TABLEAU 1.5: Conditions d'essai pour les articles répertoriés

Auteur	Matériaux des fibres	ε_{rupt}	Préchargement		Configuration de chargement
			% de ε_{rupt}	$\mu\varepsilon$	
Robb[9]	Verre E	4,4 %	13,7 %	6000 $\mu\varepsilon$	bi : TT, CC et TC
Chiu[46]	Carbone	1,3 %	20 %	2600 $\mu\varepsilon$	uni : T et C
Whittingham[13]	Carbone	2,1 %	9,5 %	2000 $\mu\varepsilon$	bi : TT, CC et TC
Mitrevski[7]	Verre E	4,4 %	2,3 %	1000 $\mu\varepsilon$	bi : TT
Choi[34]	Carbone	2,1 %	11,5 %	2400 $\mu\varepsilon$	uni : T et C
Kulkarni[14]	Verre E	4,4 %	-	10 bar	bi : TT

avec T : traction, C : compression, TT : traction-traction, CC : compression-compression et
TC : traction-compression

gée en traction, et diminuée pour une éprouvette préchargée en compression (cf. relation 1.1) en raison de l'augmentation de rigidité. Cela a été prouvé expérimentalement par [34, 46] dans le cadre de précharge uniaxiale. L'éprouvette préchargée en traction possède une aire endommagée plus importante que les autres. Robb et al. [9] ont ainsi mesuré pour un impact de 20,5 J et une prédéformation uniaxiale de +6000 $\mu\varepsilon$ une augmentation de 24 % de l'aire endommagée par rapport à une éprouvette non préchargée. Cependant la hiérarchie des aires n'est pas la même que celle des forces maximales au contact. En effet l'aire endommagée pour une éprouvette préchargée en compression ou en tension est supérieure à celle d'une même éprouvette sans précharge (cf. relation 1.2). Choi et al. [34] l'expliquent par le fait que la précompression uniaxiale favorise le flambement de l'éprouvette, donc la déflexion de la plaque. Ainsi, l'endommagement est amplifié par la déformation de la plaque.

$$F_T > F > F_C \quad (1.1)$$

$$A_T > A_C > A \quad (1.2)$$

Robb et al. [9] ont obtenu des résultats équivalents avec des chargements biaxiaux. En prenant pour notations F_{TC} = effort maximal de contact en configuration de préchargement Traction/Compression, ils ont établi les relations 1.3 et 1.4. Pour une configuration de cisaillement pur (Traction/Compression), l'aire endommagée est augmentée de façon très importante (≈ 300 % d'augmentation) pour des précontraintes de 6000 $\mu\varepsilon$. Mais plusieurs études [13, 14, 7] montrent que le préchargement biaxial n'a pratiquement pas d'effet sur les différents endommagements.

$$F_{TT} > F > F_{CC} > F_{TC} \quad (1.3)$$

$$A_{TC} > A \approx A_{CC} \approx A_{TT} \quad (1.4)$$

Pour le cas particulier du préchargement en pression (une plaque soumise à une pression sur la face non impactée)), Kulkarni et al. [14] expliquent en s'appuyant sur les travaux de Wardle et al. [47] que la courbure générée par la mise en pression en face arrière contrebalance l'augmentation de rigidité due à la précharge.

La géométrie de l'endommagement quant à elle dépend du préchargement. L'endommagement se propage dans la direction où la tension est la plus faible. La géométrie des endommagements est représentée sur la figure 1.20.

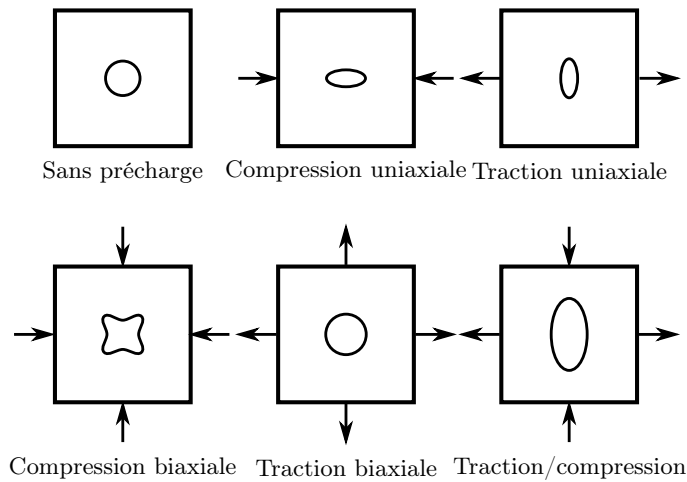


FIGURE 1.20: Géométrie de l'endommagement en fonction de la précharge [9]

Conclusion Les effets de la précharge sont plus importants lorsque le chargement est uniaxial. Cela s'explique par le gradient de contrainte qui semble influencer sur l'endommagement. Pour observer l'influence de la précharge, il est donc préférable de se placer dans les conditions les plus défavorables, c'est à dire en précharge uniaxiale.

1.4.2 L'épaisseur

Plusieurs études expérimentales se sont intéressées à l'effet de l'épaisseur sur le comportement à l'impact de plaques composites (fibre de verre ou fibre de carbone) [48, 49, 37, 36, 8]. Le tableau 1.6 décrit les matériaux utilisés, les épaisseurs

testées et les énergies d'impact normalisées maximales (énergie rapportée à l'épaisseur). Dans ces études, les contours des échantillons sont bridés et les impacteurs sont de géométrie hémisphérique.

TABLEAU 1.6: Descriptif des études expérimentales sur l'influence de l'épaisseur.

Auteur	Matériau	Énergie normalisée (J mm ⁻¹)	Épaisseur (mm)	ϕ Impacteur (mm)	Dimension (mm)
Sutherland	Verre •[0/90] _i tissé •Fibres aléatoires	22	3 à 11	12,7	150 × 100
Zhou	Verre •[0,90] _i tissé	60	10 et 25	20	ϕ 150
Caprino	Carbone •[(0,90)/±45] _S	5	0,75 à 3	12,7	70 × 70
Belingardi	Carbone •[0/90] _i •[0/60/-60] _i	7.5	2, 4 et 8	20	100 × 100
Breen	Carbone •[-45/90/45/0] _i	31	4, 8 et 12	19	290 × 350

Résultats

Influence de la vitesse d'impact Dans l'étude de Sutherland et al. [48], pour chaque énergie d'impact, deux vitesses ont été choisies (v et $2v$). On observe alors que l'aire projetée de l'endommagement est plus importante lorsque la vitesse d'impact est la plus grande. Par exemple, pour un échantillon verre/époxy $[0, 90]_5$ et une énergie d'impact de 10 J, l'aire endommagée augmente de plus de 50 % lorsque l'on double la vitesse. Il est à noter que pour les épaisseurs plus importantes, l'augmentation est plus faible.

Zhou et al. [49] ont effectué des comparaisons entre indentation quasi statique et impact. Ils ont montré, pour les impacts, que l'énergie de perforation était augmentée de 36 % pour les plaques de 10 mm d'épaisseur et de 22 % pour celles de 25 mm. Cela est en accord avec l'étude de Sutherland et al. [48].

Belingardi et al. [36] ont quant à eux montré que la vitesse de sollicitation n'avait aucune influence sur l'endommagement généré. Cependant, les hauteurs

de chute sont très faibles (< 300 mm) et la masse importante. La variation de vitesse d'impact est certainement trop faible dans leur cas pour que les effets soient visibles.

La vitesse de sollicitation a une influence sur l'endommagement généré, mais cette influence diminue lorsque l'épaisseur augmente. Cela peut s'expliquer par le fait que le mode d'endommagement varie selon l'épaisseur. En effet, Caprino et al. [37] ont montré que l'énergie absorbée par la structure se divisait en deux parties : la première pour la flexion globale de l'échantillon et la seconde pour la déformation locale, et plus l'épaisseur est importante, plus l'énergie est dissipée par la déformation locale. Cela s'explique facilement puisque plus la plaque est épaisse, plus elle résiste à la flexion.

Les endommagements Les endommagements générés par impact sont majoritairement du délaminage ainsi que des ruptures de fibres. Les ruptures de fibres interviennent après le délaminage. En analysant les courbes forces de contact en fonction du déplacement, Caprino et al. [37] ont défini différentes énergies. La figure 1.21 représente la forme d'une courbe force/déplacement lors d'un impact avec perforation. L'énergie nécessaire à l'apparition du délaminage est déterminée en mesurant l'intégrale de cette courbe jusqu'au point (a) et celle nécessaire à l'apparition de la première rupture de fibre correspond à l'intégrale jusqu'au point (b). Ils montrent que la force nécessaire à l'apparition du délaminage varie linéairement en fonction de l'épaisseur (e) à la puissance $\frac{3}{2}$ ($F_i = k \times e^{\frac{3}{2}}$) et que l'énergie nécessaire à l'apparition du délaminage s'écrit sous la forme $E_i = a + b \times e^{\frac{5}{2}}$. De plus, l'énergie de perforation est proportionnelle à l'épaisseur à la puissance $\frac{3}{2}$. Les auteurs ont également montré que les courbes force/déplacement sont identiques et ont un rapport de similitude proportionnel à l'épaisseur à la puissance $\frac{3}{2}$.

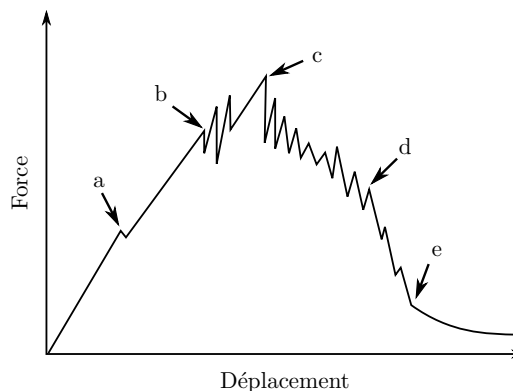


FIGURE 1.21: Courbe force de contact en fonction du déplacement

Rappelons que ces formules sont vérifiées pour des épaisseurs comprises entre 0,75 et 3 mm, il est donc primordial de vérifier leur validité pour des épaisseurs plus importantes. Belingardi et al. [36] montrent, pour des plaques plus épaisses (jusqu'à 8 mm), que l'énergie absorbée augmente plus que linéairement en fonction de l'épaisseur.

Influence des conditions aux limites Breen et al. [8] ont étudié l'influence des conditions aux limites sur l'endommagement lors de l'impact. Ils ont effectué des impacts au centre de l'échantillon (l'échantillon est totalement bridé) et des impacts proches d'un bord de l'échantillon. Le lieu d'impact est l'intersection des deux traits d'axe (cf. figure 1.22).

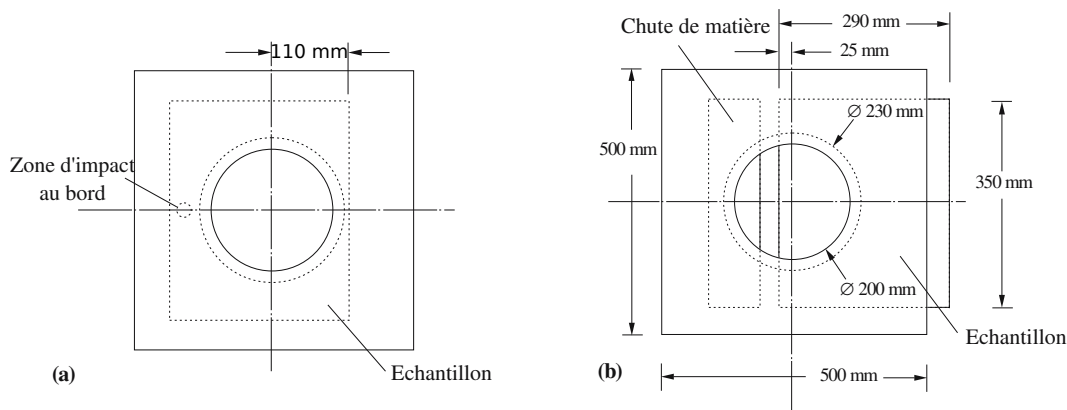


FIGURE 1.22: Position des impacts et des supports d'impacts : a) impact central b) impact au bord [8].

Dans le cas d'un impact au centre, l'endommagement est confiné (dû au bridage), ce qui n'est pas le cas pour un impact proche d'un bord (bord libre). Les ruptures de fibres sont présentes dans toute l'épaisseur du matériau pour les deux types d'impact, mais sont plus nombreuses dans le cas d'un impact central. Enfin, la tenue résiduelle en compression est plus faible pour un impact au bord.

Influence de la stratification Parmi ces études sur le rôle de l'épaisseur, seuls Belingardi et al. [36] ont étudié l'influence de l'empilement. Ils montrent que pour une même épaisseur, l'énergie absorbée est plus élevée pour une stratification $[0/90]_i$ que pour une stratification $[0/60/-60]_i$. Cela s'explique par la création plus aisée du délaminage pour la stratification $[0/90]_i$ puisque l'angle entre chaque pli est plus important que pour la seconde stratification. Pour qu'un matériau composite soit plus résistant vis-à-vis du délaminage, il est nécessaire de minimiser cet angle.

1.4.3 La courbure

Importance des conditions aux limites Pour des essais d'impact sur structures courbes, les conditions aux limites jouent un rôle important. Dans sa thèse, L. Ballère [10] a testé 4 conditions aux limites différentes pour des impacts sur structures composites courbes (cf. figure 1.23) :

- échantillon de tube en appui simple sur un massif rigide (a)
- échantillon de tube avec les bords droits bloqués en translation sur un massif rigide (b)
- échantillon de tube supporté par un tube acier (évidé de la taille de l'échantillon) de rigidité équivalente à celle du tube composite (c)
- tube composite en appui dans un "V" métallique (d)

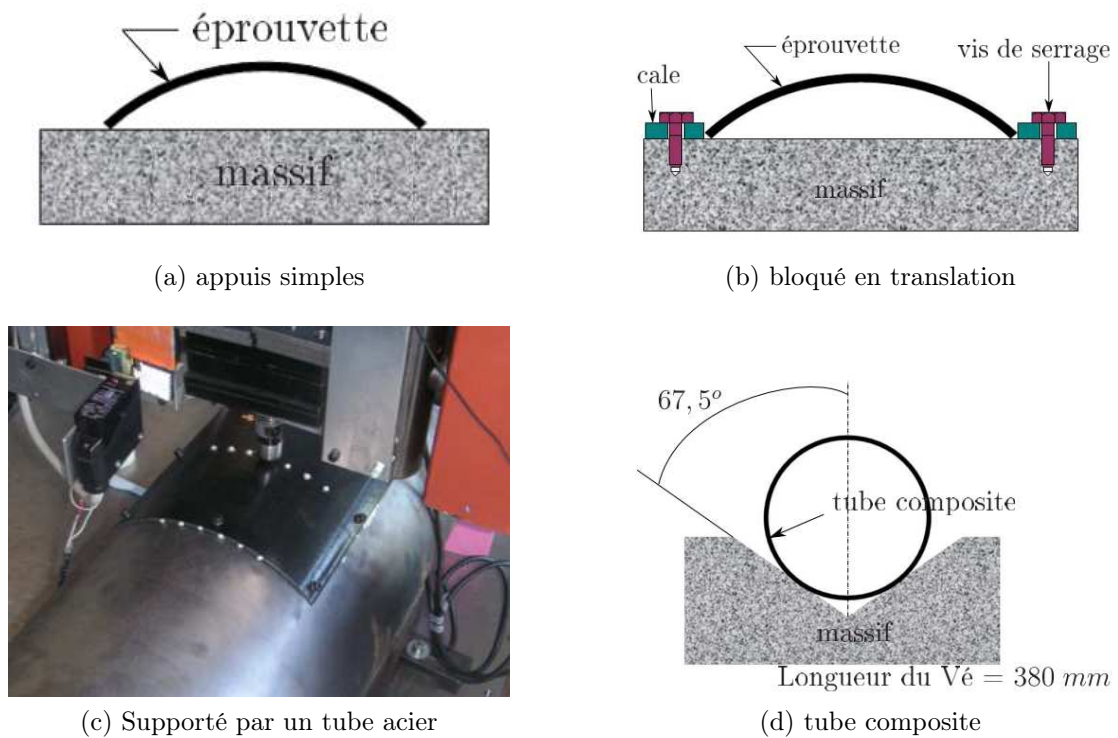


FIGURE 1.23: Différentes conditions aux limites pour structures courbes [10]

Les courbes d'évolution de la force de contact pendant l'impact en fonction du déplacement (cf. figure 1.24) montrent l'effet structure généré par la courbure

de l'échantillon et l'influence des conditions aux limites. En effet dans le cadre de l'appui simple, la courbure de l'échantillon diminue pendant l'impact ce qui diminue la rigidité. Dans le cas où les bords sont bloqués en translation, la rigidité de la structure est plus grande que pour le tube complet, car la courbure ne diminue pas pendant l'impact. L'éprouvette fixée sur un tube de rigidité équivalente est la solution la plus proche d'un impact sur un tube composite. Cette dernière solution est couteuse et tous les autres travaux de la littérature sont basés sur des éprouvettes avec les bords encastés.

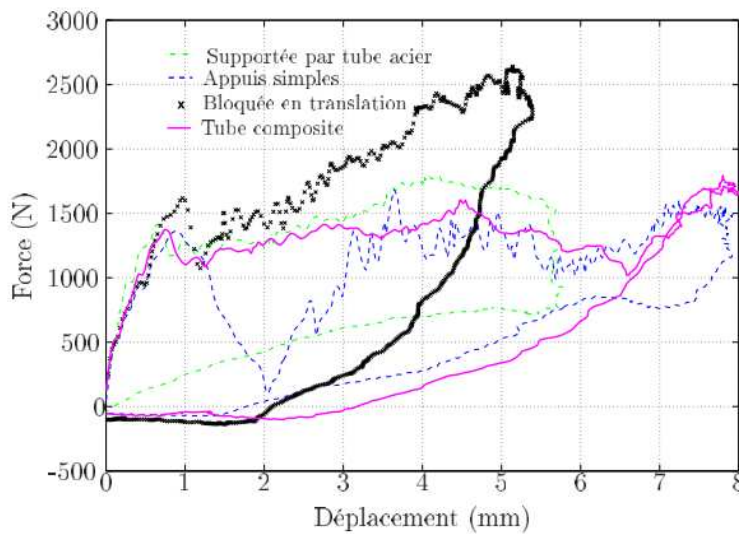


FIGURE 1.24: Courbe force/déplacement pour différentes conditions aux limites [10]

Influence sur la force de contact : La courbure augmentant la rigidité structurelle de l'échantillon, les efforts de contact augmentent avec la courbure. Short et al. [12] ont réalisé des essais expérimentaux sur des échantillons de rayon de courbure infini (plaque), de 125 mm et de 75 mm. Ils ont montré que plus le rayon de courbure est faible, plus l'effort au contact est important. Ce résultat expérimental est validé par des travaux numériques [50, 11]

Influence sur la déflexion de l'échantillon : L'augmentation de rigidité conduit à diminuer la déflexion de l'échantillon (cf. figure 1.25). La déflexion de l'échantillon diminue donc lorsque le rayon de courbure diminue. L'ensemble des résultats le confirme [12, 31].

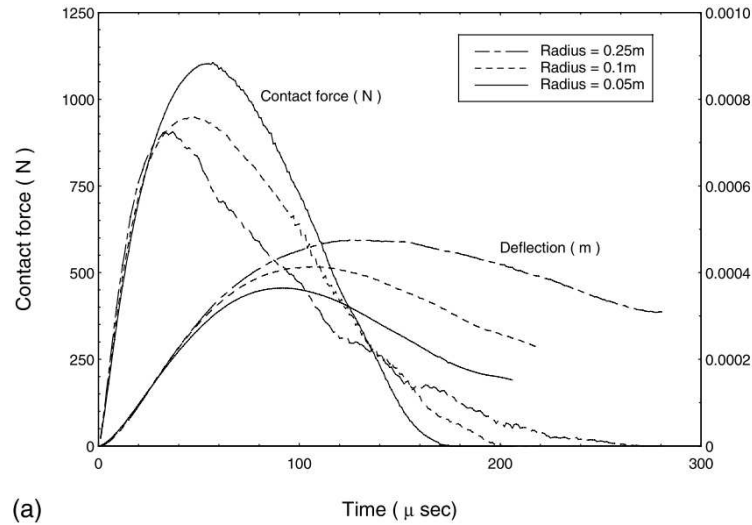


FIGURE 1.25: Courbe force/temps et déflexion/temps pour trois rayons de courbure différents [11]

Influence sur l'endommagement : Le résultat le plus important de [12], est que la typologie de l'endommagement et sa localisation ne sont pas modifiées avec la courbure. Les observations des endommagements générés [12, 31] ont permis de constater que l'aire endommagée est plus importante pour les panneaux courbes que pour les plaques. En revanche, pour des rayons de courbure faibles (≤ 250 mm), les aires endommagées sont de tailles similaires. Pour un rayon de courbure de 1 m, Kim et al. [31] ont montré que l'ensemble des résultats était similaire à celui d'une plaque.

Influence sur la tenue résiduelle : Short et al. [12] ont montré que la force à rupture en essais de compression après impact (CAI) diminue pour les panneaux avec les courbures les plus importantes. Pour vérifier l'influence de la taille et de la position des délaminages sur la tenue résiduelle en CAI, des défauts artificiels (carrés de 15 ou 25 mm de côté) ont été introduits à différentes interfaces. Il en ressort qu'un délaminage au centre de l'échantillon a la plus forte influence (*cf.* figure 1.26). De plus les pertes de performance sont plus importantes pour les panneaux courbes.

Conclusion Les travaux portant sur l'influence de la courbure sont peu nombreux et le plus souvent, il s'agit de travaux de modélisation. Les résultats qui ressortent de ces études, montrent qu'il y a augmentation de la force de contact et diminution de la déflexion et du temps de contact lorsque la courbure augmente.

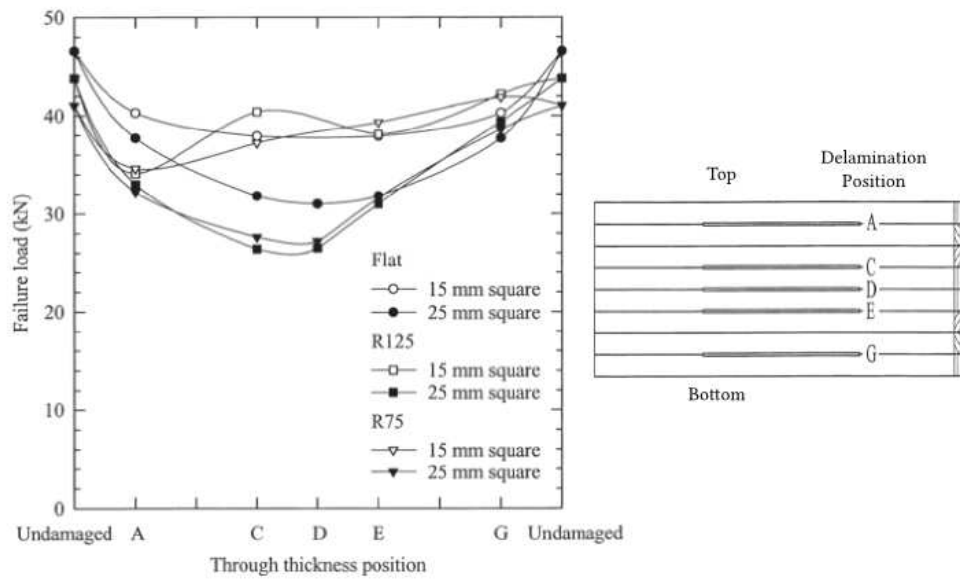


FIGURE 1.26: Force à rupture en CAI en fonction de la position du délaminage [12]

L'augmentation des aires endommagées (principalement par délaminage) avec la courbure est aussi notable. En revanche, le type et la position des endommagements ne sont pas modifiés par la présence de la courbure.

Chapitre 2

Démarche, apports expérimentaux et numériques

SOMMAIRE

2.1	Démarche	37
2.2	Conception et mise au point d'un dispositif de précharge de plaques composites	38
2.2.1	Vocation du montage et cahier des charges	38
2.2.2	Les différentes solutions de la littérature	39
2.2.2.1	Système avec vérins hydrauliques	39
2.2.2.2	Système à air comprimé	39
2.2.3	Le dispositif développé	40
2.2.4	Conclusion	41
2.3	Conception et mise au point d'un dispositif de précharge de tubes composites	41
2.3.1	Vocation du montage et cahier des charges	41
2.3.2	Les différents systèmes de chargement rencontrés	42
2.3.2.1	Les dispositifs de traction	43
2.3.2.2	Système de mise en pression de tubes et anneaux	46
2.3.2.3	Conclusion sur les différents systèmes de chargement	47
2.3.3	Le dispositif réalisé	47
2.3.4	Solutions technologiques et dimensionnements	49
2.3.4.1	La vessie	49
2.3.4.2	Les vis	49
2.3.4.3	Éprouvettes	51
2.3.4.4	Les flasques	52
2.3.4.5	Les mors	54

2.3.5	Dispositif final et mise en oeuvre d'un essai	54
2.3.6	Système de mise en pression	55
2.3.7	Sécurité	56
2.3.8	Évolution future du dispositif	57
2.3.9	Vérification des conditions aux limites et de l'état de contraintes par calculs éléments finis	57
2.3.9.1	Modèle géométrique	57
2.3.9.2	Matériaux	59
2.3.9.3	Liaisons et conditions aux limites	60
2.3.9.4	Résultats	61
2.4	Mise en oeuvre d'un modèle numérique d'endommagement stochas- tique	64
2.4.1	Choix d'un critère d'endommagement : critère de Hashin	65
2.4.2	Loi d'évolution de l'endommagement	67
2.4.3	Loi de distribution des propriétés à rupture	67
2.4.4	Implémentation des paramètres à rupture	68
2.4.5	UMAT développée	71

Ce chapitre présente le plan d'action de la thèse et les moyens développés pour répondre à la problématique. Les conceptions de deux moyens expérimentaux sont décrites. Un modèle numérique d'endommagement est également décrit dans ce chapitre.

2.1 Démarche

Les réservoirs composites bobinés sont des structures complexes qui possèdent trois particularités : une forte épaisseur, une courbure importante et une forte précharge (due à une pression interne élevée). L'influence de chacun de ces facteurs sur le comportement des réservoirs vis-à-vis de leur tolérance à l'impact reste la principale question à l'origine de ces travaux

Forte épaisseur : Les réservoirs composites étudiés, d'une contenance de 100 L, ont une épaisseur de 33 mm. Ils se distinguent de ceux plutôt minces généralement étudiés. Rares sont les domaines où l'utilisation des composites conduit à des épaisseurs aussi importante.

Courbure : L'effet de la courbure est traité dans la littérature pour des rayons de courbure importants (> 300 mm). Dans notre cas, les rayons de courbure sont faibles et vont de 50 mm à 250 mm.

Précharge : Les réservoirs peuvent se trouver sous pression lors d'un hypothétique choc. Le comportement à l'impact de structures composites préchargées reste relativement peu étudié alors que ce genre de situation est de plus en plus courant. L'étude de l'influence d'une précharge sur le comportement à l'impact est donc bien une question d'intérêt.

Une étude qui ne dissocierait pas ces particularités et les analyserait ensemble serait une tâche titanesque. Afin de procéder par étapes, nous avons tâché dans la mesure du possible de les dissocier au mieux.

Dans un premier temps, ce travail est consacré à l'étude du comportement à l'impact de plaques composites préchargées minces puis épaisses. Cela permet de se focaliser sur le rôle de la précharge associée avec l'épaisseur. L'étude bibliographique montre qu'une précharge uniaxiale est plus critique pour le matériau (*cf.* partie 1.4.1). Un montage spécifique a donc été conçu et réalisé permettant de précontraindre une plaque en tension uniaxiale en vue de l'impacter.

Dans un second temps, nous nous focalisons sur l'effet de la précharge lors de l'impact sur des structures à forte courbure. Pour des raisons évidentes de cout, il n'est pas envisageable de faire toutes les investigations sur réservoirs. Des tubes de moyenne épaisseur ($\approx 5,6$ mm) et d'architectures différentes ont alors été réalisés par enroulement filamentaire. La précharge doit être identique à celle induite par une pression au sein de la virole d'un réservoir. La conception et la réalisation d'un

dispositif original ont permis de précontraindre ces tubes par pression interne et de les exposer à des impacts tout en étant préchargés.

Des essais d'impact sur des réservoirs bobinés de 2,4 L et 100 L ont aussi été réalisés. Les endommagements sont observés et quantifiés dans le but d'établir des cartographies d'endommagement. Ces cartographies permettent alors de faire le lien entre l'endommagement généré et les performances résiduelles des réservoirs. La volonté est de relier les indications visibles sur l'extérieur du réservoir à l'endommagement interne puis à la tenue en pression.

L'ensemble des investigations porte donc sur :

- des plaques de 5, 10 et 15 mm d'épaisseur,
- des tubes bobinés (trois architectures différentes) de 5,6 et 6,5 mm d'épaisseur,
- des réservoirs de 2,4 L et de 100 L, respectivement d'épaisseur 12 et 33 mm.

Une modélisation par éléments finis de réservoirs et/ou de tubes composites sous pression a été mise en oeuvre pour appréhender leur tenue résiduelle. L'endommagement généré par l'impact est implémenté à l'aide de propriétés dégradées. Quant à la propagation de l'endommagement durant la phase de tenue résiduelle, elle repose sur un modèle classique de la mécanique de l'endommagement dans lequel des variables d'endommagement sont utilisées pour rendre compte des ruptures de fibres, des fissurations matricielles et des délaminages. La modélisation proposée prend en compte le caractère dispersé des propriétés à rupture.

2.2 Conception et mise au point d'un dispositif de précharge de plaques composites

2.2.1 Vocation du montage et cahier des charges

Le dispositif à concevoir doit permettre de précontraindre un échantillon en traction uniaxiale. Le choix s'est porté sur la traction, car les plis du réservoir sont dans cet état de contraintes, et uniaxiale, car c'est le cas le plus défavorable d'après l'étude bibliographique. Le dispositif se doit d'être compact pour être positionné sous la tour de chute disponible au laboratoire.

2.2.2 Les différentes solutions de la littérature

Différents dispositifs existent pour étudier l'influence de la précharge sur le comportement à l'impact. Ces dispositifs doivent avoir un encombrement limité pour permettre leur utilisation avec un système d'impact. On recense essentiellement deux types de dispositifs le premier utilisant des vérins hydrauliques et le second un système à air comprimé.

2.2.2.1 Système avec vérins hydrauliques

La majorité des dispositifs sont conçus avec des vérins hydrauliques et rappellent le fonctionnement des machines de traction conventionnelles. Le chargement des échantillons peut être uniaxial [34, 46]. Dans ce cas, une extrémité de l'échantillon est encastrée et l'autre est solidaire du vérin. Les chargements peuvent être en compression ou en tension.

Des dispositifs et des éprouvettes plus évolués permettent d'imposer un état de contrainte biaxial [7, 9, 13, 51, 52, 53]. Pour générer une précharge biaxiale, Bradfield et al. [53] ont développé un montage qui permet de mettre en situation de compression/compression une tôle de grande dimension. D'autres auteurs [7, 9, 13] ont développé un dispositif pour un préchargement biaxial de traction/traction, compression/compression et de traction/compression (*cf.* figure 2.1). Ce dispositif nécessite une géométrie d'éprouvette adaptée telle que celle de la figure 2.2.

Cependant, ces systèmes nécessitent une installation hydraulique et sont relativement encombrants.

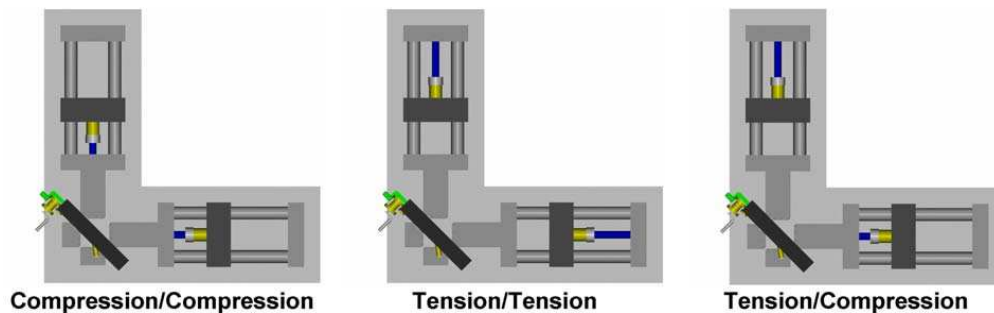


FIGURE 2.1: Système de préchargement de Mitrevski et al. [7]

2.2.2.2 Système à air comprimé

Kulkarni et al. [14] ont imaginé un système permettant de mettre l'échantillon en état de peau tendue. L'échantillon est fixé sur son pourtour et une pression est appliquée sur sa face arrière par l'intermédiaire d'air comprimé. Le dispositif est

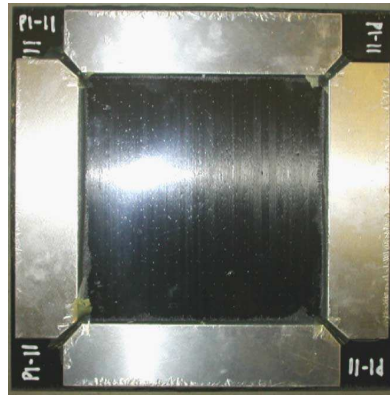


FIGURE 2.2: Éprouvette avec des talons en aluminium pour permettre le préchargement biaxial [13]

représenté sur la figure 2.3. Ce type de dispositif est peu encombrant et original, mais ne permet d'atteindre que des préchargements faibles.

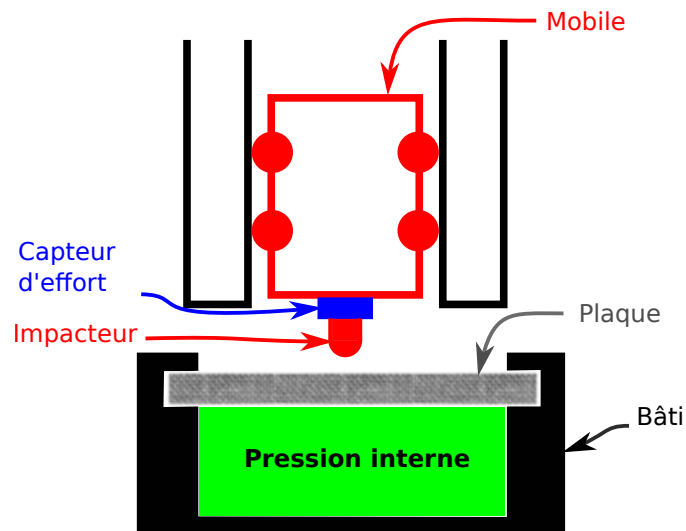


FIGURE 2.3: Système de précharge de Kulkarni et al. [14]

2.2.3 Le dispositif développé

Notre dispositif est inspiré des machines de traction conventionnelles. Il comprend un bâti rigide et deux traverses guidées en translation. La précharge est appliquée par l'intermédiaire d'une vis (instrumentée d'un pont complet de jauges). Les mors sont reliés aux traverses par l'intermédiaire d'une liaison pivot, la flexion de l'échantillon au cours de l'impact est donc autorisée. Cela permet d'éviter des

ruptures prématurées au niveau des mors et de plus, cela conduit à des conditions aux limites proches de celles des structures réelles. En effet, les pièces composites sont généralement de grandes dimensions, les impacts potentiels sont donc éloignés des zones de maintien de ces pièces.

Le dispositif (*cf.* figure 2.4) est constitué d'une plaque support de dimensions 340 mm × 440 mm × 12 mm. Pour obtenir un châssis rigide, deux plaques de 30 mm d'épaisseur sont fixées aux extrémités et sont maintenues écartées par deux tiges métalliques de 20 mm de diamètre. Les traverses sont réalisées en acier de 30 mm d'épaisseur et sont assemblées en "U" afin de permettre le pivotement des mors. Ces traverses sont guidées par des vis passant dans des trous oblongs réalisés dans la plaque support. La liaison entre les mors et les traverses est réalisée par des roulements à aiguille offrant une résistance radiale de 95 kN. L'ensemble est conçu pour que le centre de traction de la plaque soit aligné avec les vis de chargement. Les tiges métalliques sont à la même hauteur que les vis de chargement pour reprendre les efforts. L'éprouvette percée est maintenue tendue par serrage entre une plaque rigide et le mors. L'ensemble des pièces est réalisé en acier 41CR4. Les vis de chargement relient les traverses au bâti. L'une d'entre elles est instrumentée d'un double pont complet de wheatstone : 4 jauges longitudinales et 4 jauges orthoradiales réparties à 90 °. Cette tige a été étalonnée à l'aide d'une machine de traction conventionnelle. La précharge maximale possible avant impact est de 66 kN. Le reste du montage est dimensionné pour une précharge de 100 kN.

Le dispositif est conçu pour recevoir des éprouvettes de dimensions maximales 180 mm × 260 mm.

2.2.4 Conclusion

Le dispositif ainsi conçu et réalisé permet de précontraindre des plaques de différentes dimensions (dans les limites de 180 mm par 260 mm). Il peut précontraindre des plaques jusqu'à 20 mm d'épaisseur. La précharge maximale de ce système est de 66 kN. Ce dispositif intègre un système de jauges permettant de mesurer la tension appliquée avant et pendant l'impact.

2.3 Conception et mise au point d'un dispositif de précharge de tubes composites

2.3.1 Vocation du montage et cahier des charges

L'objectif est d'étudier l'influence de la courbure et de la précharge sur le comportement à l'impact de réservoirs composites bobinés. Pour reproduire le chargement en pression sur la partie virole, un montage spécifique de précharge de tube

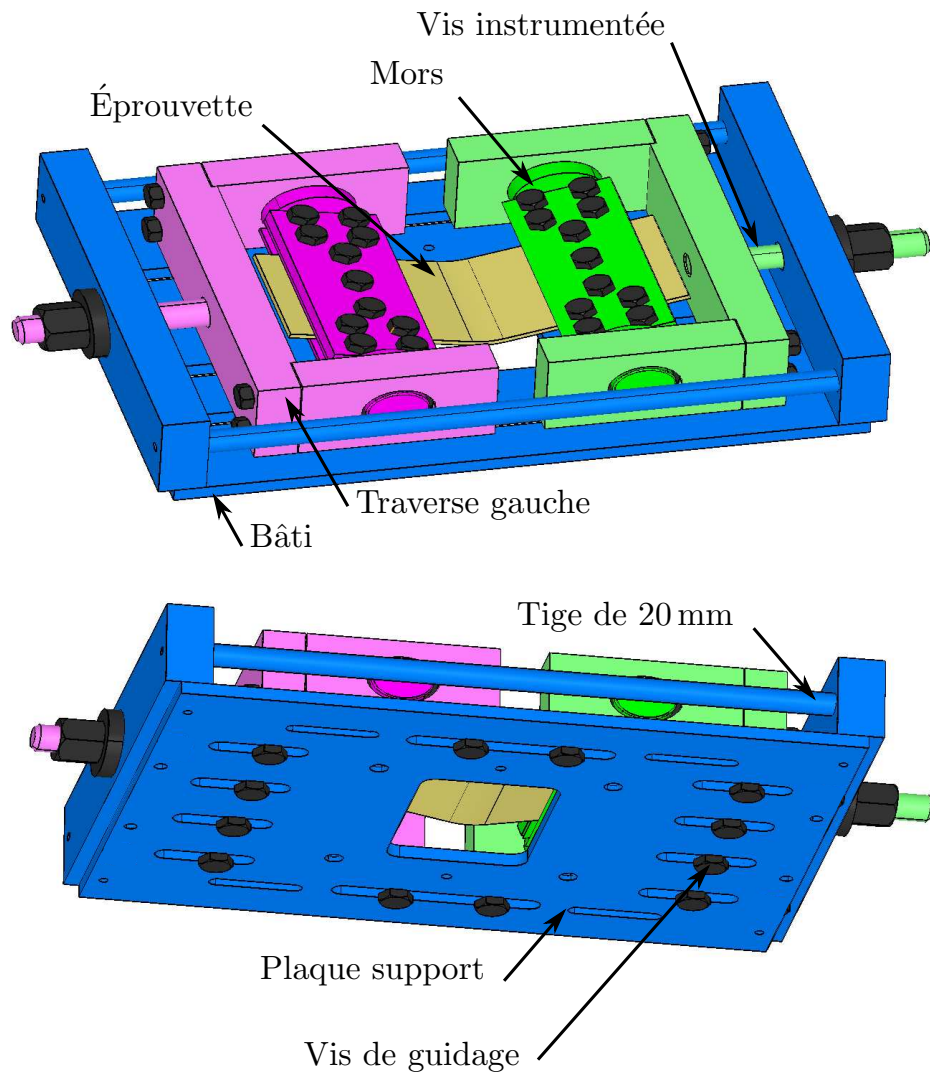


FIGURE 2.4: Dispositif de traction uniaxiale

est réalisé. La zone du réservoir sous pression est sollicitée en état de traction dans la direction longitudinale ainsi que dans la direction orthoradiale. Le dispositif doit être capable de générer des efforts longitudinaux et des efforts orthoradiaux pour reproduire cet état de chargement (figure 2.5).

2.3.2 Les différents systèmes de chargement rencontrés

Du fait de leur utilisation massive au sein des réseaux de transport, les tubes sont très souvent étudiés et testés. De nombreux dispositifs permettent de tester mécaniquement la tenue d'un tube.

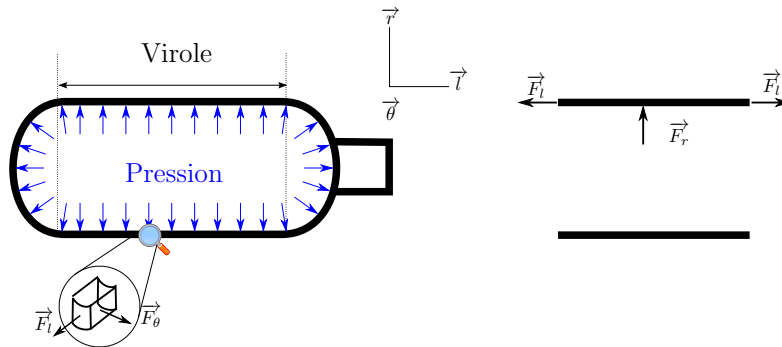


FIGURE 2.5: Équivalence réservoir/tubes. gauche : réservoir ; droite : tube.

2.3.2.1 Les dispositifs de traction

Plusieurs techniques expérimentales existent pour caractériser le tube dans les directions longitudinale et tangentielle.

Traction longitudinale Deux types d'expérimentation permettent de réaliser des essais de traction sur une structure courbe. La première technique est de découper une éprouvette dans la longueur du tube et, avec des mors de géométrie courbe adaptée, d'effectuer un essai de traction à l'aide d'une machine conventionnelle. Cette première technique a été utilisée par L. Ballère [15] pour caractériser la tenue résiduelle en traction d'éprouvettes courbes impactées. La figure 2.6 représente l'éprouvette utilisée.

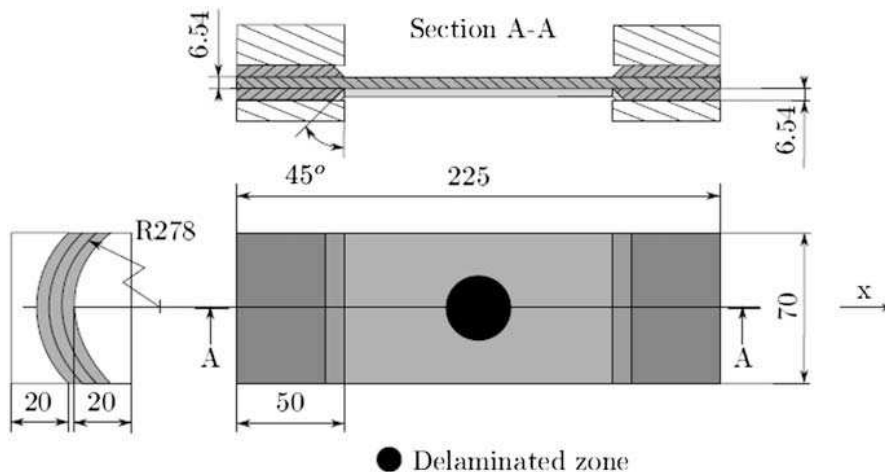


FIGURE 2.6: Géométrie des éprouvettes de traction (dimension en mm) L.Ballère [15]

La seconde technique consiste à réaliser la traction sur un tube entier. Dans ce cas, un mors autoserrant pour tube est utilisé [16] (*cf.* figure 2.7). Cette technique est particulièrement adaptée aux tubes de faibles diamètres.

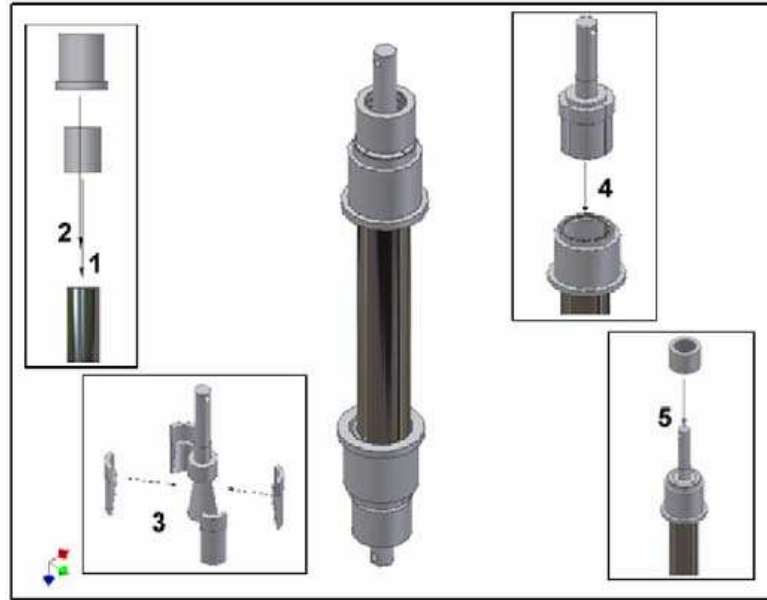


FIGURE 2.7: Dispositif de traction longitudinale d'un tube [16]

Afin de précontraindre un tube et de pouvoir le soumettre, préchargé, à un impact, la solution de L.Ballère [15] ne semble pas correspondre à nos attentes. En revanche, le dispositif de Erdiller [16] répond mieux à notre besoin. Cependant, il ne précharge le tube que suivant une seule direction.

Traction tangentielle Plusieurs auteurs, C. Kaynak [17], E.J. Walsh [18], J-F. Chen [54], J-B. Kopp [19], C. Bois [20] ont développé différentes techniques pour tester mécaniquement un anneau en traction suivant sa direction orthoradiale \vec{e}_θ .

Une des techniques [17] consiste à placer au sein de l'anneau deux demi-disques qui sont reliés chacun à un mors d'une machine de traction conventionnelle. La figure 2.8 schématise ce procédé appelé "split-disk" ainsi que la géométrie des éprouvettes.

E.J. Walsh [18] a utilisé cette méthode avec quatre quarts de disque à la place des deux demi-disques. La figure 2.9 schématise son expérimentation.

Kopp et al. [19] ont utilisé un système mécanique pour simuler un état de tube sous pression en imposant des déplacements à l'intérieur du tube (*cf.* figure 2.10).

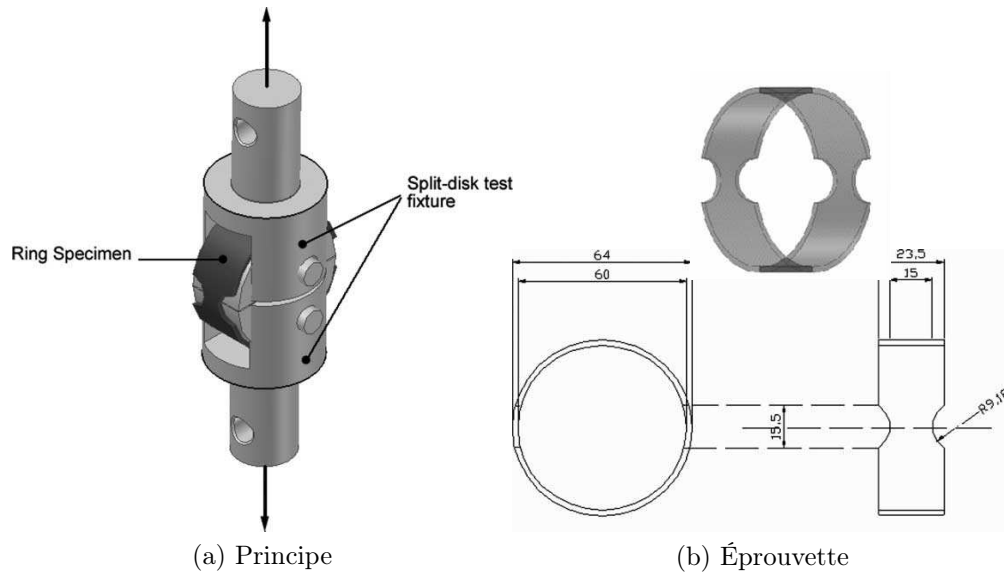


FIGURE 2.8: Schématisation d'un essai split-disk avec éprouvette [17].

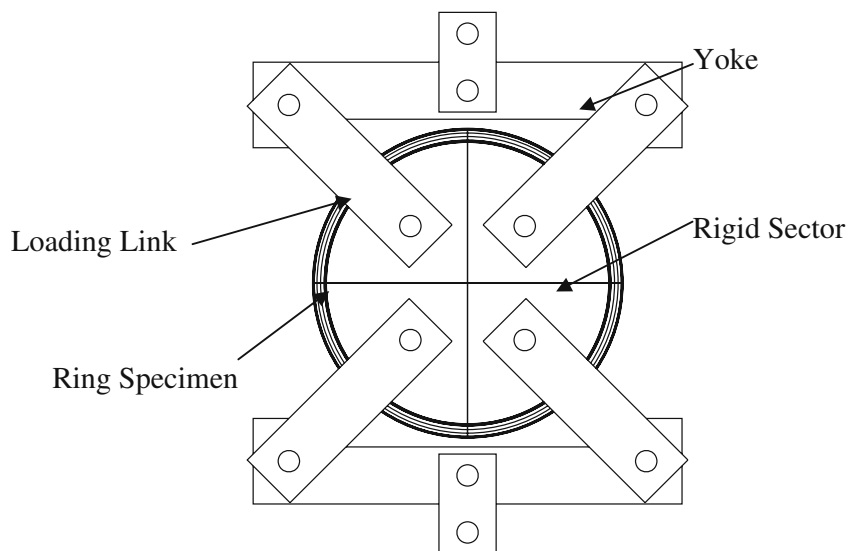


FIGURE 2.9: Schématisation de la technique split disk avec 4 quadrants [18].

Bois et al. [20] ont développé un système simulant une mise en pression d'un anneau issu d'une virole d'un réservoir hyperbare (*cf.* figure 2.11). Ce système consiste à dilater un cône en élastomère par l'intermédiaire d'un cône rigide mis en compression. Le cône mâle rigide est emmanché dans un cône femelle en élastomère. Ce dernier, en appui sur sa base inférieure, ne peut se déformer qu'en se dilatant. Cette dilatation génère alors des contraintes orthoradiales sur l'anneau.

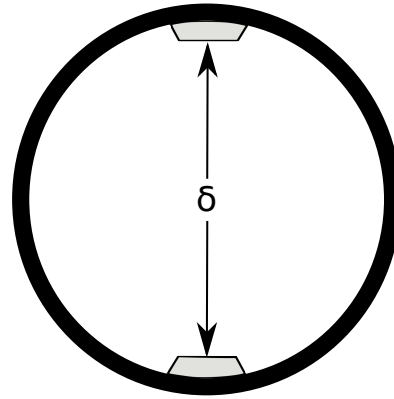


FIGURE 2.10: Principe de précharge d'un tube par déplacement imposé [19].

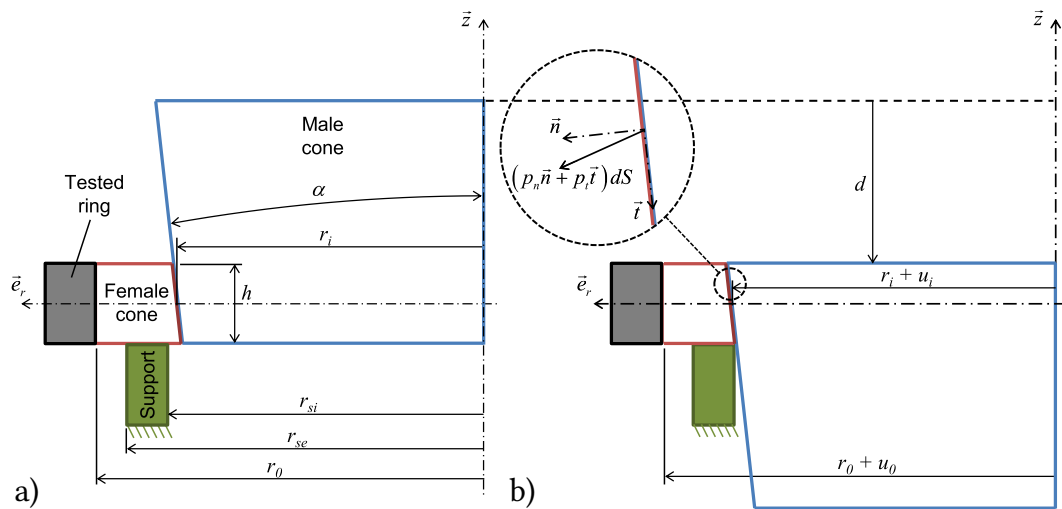


FIGURE 2.11: Système de mise en pression d'un anneau issu de réservoir [20].

2.3.2.2 Système de mise en pression de tubes et anneaux

J. Cain [21] et A. Onder [22] ont choisi de charger des anneaux et des tubes à l'aide d'un fluide sous pression. Le dispositif de J. Cain [21] consiste à mettre un anneau entre deux plaques rigides reliées entre elles. Un anneau en élastomère est placé à l'intérieur de l'anneau à tester pour assurer l'étanchéité et le fluide est inséré à l'intérieur de l'anneau en élastomère. L'effort transmis au tube a une seule composante radiale. La figure 2.12 est une vue en coupe du dispositif.

A. Onder [22] a réalisé un dispositif permettant de mettre un tube sous pression en créant des extrémités au tube pour le fermer. Ainsi, le champ de contraintes est comparable à celui d'un réservoir. Son dispositif de fond artificiel est cependant très

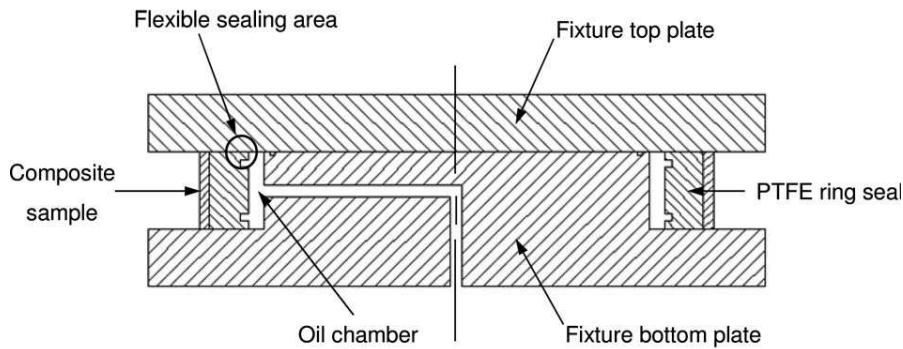


FIGURE 2.12: Vue en coupe du dispositif de mise en pression d'un anneau [21].

complexe, puisqu'il est nécessaire que les éprouvettes comportent des extrémités où ces fonds peuvent se clipser, comme le montre la figure 2.13.

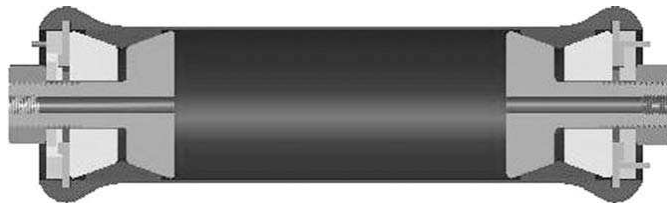


FIGURE 2.13: Schéma du dispositif de mise en pression d'un tube [22].

2.3.2.3 Conclusion sur les différents systèmes de chargement

Cette étude bibliographique met en avant divers dispositifs de chargement sur des structures courbes. Les montages de Kopp [19] et Bois [20] permettent uniquement d'appliquer une contrainte orthoradiale sur le tube. Une ovalisation peut se produire dans le cas du montage de Kopp [19] pour des précharges importantes. D'autre part, le système de C. Bois [20] ne permet pas de réaliser un impact sur le tube. Les dispositifs de A. Onder [22] et de E.S. Erdiller [16] permettraient en revanche de réaliser un impact sur tubes préchargés. Celui de A. Onder [22] se rapproche le plus des conditions de chargement d'un réservoir.

2.3.3 Le dispositif réalisé

D'après l'état de l'art réalisé, utiliser un fluide sous pression pour appliquer la précharge mécanique semble être la solution la plus adaptée. Pour résoudre les problèmes d'étanchéité et de confinement du fluide, une vessie souple en polymère

a été spécialement réalisée pour assurer le chargement (comme un ballon de baudruche gonflé à l'intérieur du tube). Cette vessie vient s'appuyer sur des fonds artificiels inspirés du dispositif de E.S. Erdiller [16]. Des vis traversant le tube permettent d'assurer le serrage du tube entre les mors extérieur et intérieur. Le mors intérieur est réalisé en quatre segments afin assurer une dilatation radiale optimale.

La figure 2.14 représente le schéma de principe.

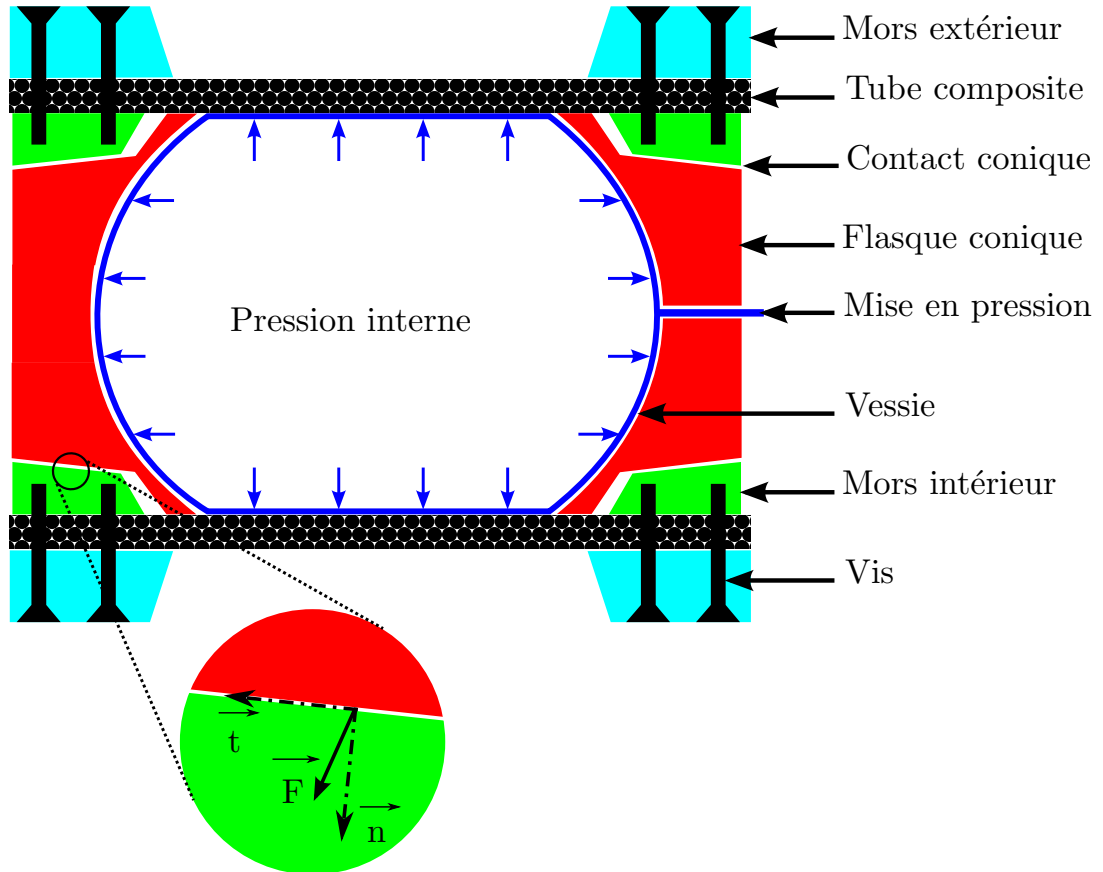


FIGURE 2.14: Schéma de principe du dispositif de mise en pression d'un tube.

Le fonctionnement du dispositif lors de la mise en pression est le suivant :

1. La pression exerce des efforts sur les flasques coniques et sur le tube. Le chargement orthoradial est directement imposé sur le tube.
2. Les efforts sur les flasques sont transmis aux mors intérieurs par l'intermédiaire d'une liaison à contact conique. Les efforts transmis ont deux composantes, une longitudinale et une radiale.

3. Les quatre segments des mors intérieurs s'écartent et ainsi les extrémités du tube sont comprimées entre mors intérieurs et extérieurs.
4. Comme les deux mors intérieur et extérieur sont fixés entre eux, un effort longitudinal est transmis au tube.

Le dispositif permet donc de générer dans le tube à la fois des contraintes longitudinales et orthoradiales de manière similaire à celles présentes au sein d'un réservoir sous pression.

2.3.4 Solutions technologiques et dimensionnements

Pour ce dispositif les éléments essentiels à dimensionner sont : la vessie, les vis, l'éprouvette, les flasques et les mors.

2.3.4.1 La vessie

Le rôle de la vessie est d'assurer l'étanchéité du montage et elle ne doit pas reprendre d'effort. De plus, elle doit venir épouser le cylindre intérieur du tube et les flasques et permettre le remplissage du volume intérieur ainsi délimité sans se déchirer. Elle doit se fixer sur la flasque pour permettre son remplissage. Pour se procurer une telle vessie, deux solutions : la première consiste à se rapprocher d'un fabricant spécialisé de vessies sur mesures et la seconde à trouver un objet existant (beaucoup moins onéreux). Des vessies répondant à nos attentes sont utilisées dans des accumulateurs hydrauliques. Dans ces accumulateurs, la vessie sert à séparer les deux fluides, l'azote au sein de la vessie et l'huile dans l'accumulateur à l'extérieur. Du fait du faible module élastique de la vessie, la pression est identique de chaque côté de la paroi et permet d'atteindre des pressions importantes. Ces vessies sont très déformables, la figure 2.15 schématise sa position et son état pour différentes phases de fonctionnement de l'accumulateur (A : position de service, azote dans la vessie et huile dans le reste de l'accumulateur ; B : position repos, l'azote contenu dans la vessie occupe tout le volume ; C et D deux positions d'utilisation).

La vessie choisie (*cf.* figure 2.16) peut s'étirer jusqu'à 3 fois ses dimensions initiales sans s'altérer, ce qui correspond aux exigences attendues pour le dispositif.

2.3.4.2 Les vis

Des vis sont utilisées pour permettre de fixer le tube entre les mors intérieurs et extérieurs. Elles sont dimensionnées en cisaillement pour éviter qu'un glissement des mors sur le tube ne provoque leur rupture.

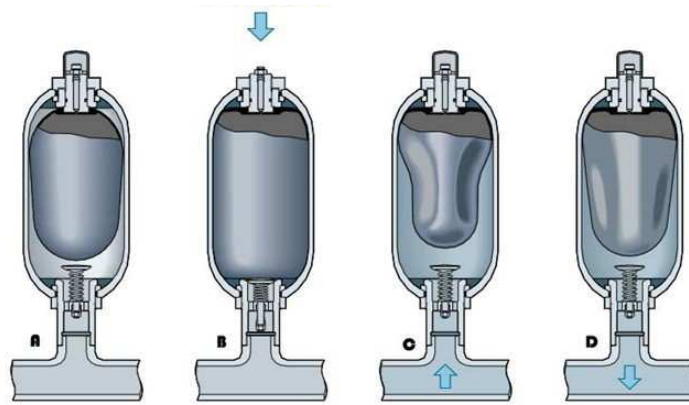


FIGURE 2.15: Position et état de la vessie pour différentes phases de fonctionnement d'un accumulateur hydraulique

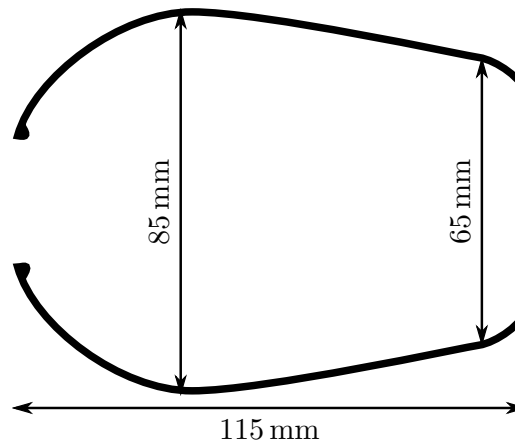


FIGURE 2.16: Schéma et dimensions au repos de la vessie choisie

La classe de vis utilisées pour cette application est la classe 12.9, il s'agit de vis ayant comme paramètres matériaux

Paramètres	R_r	R_e	$R_g (= 0,8 \times R_e)$
Valeurs (MPa)	1200	1080	864

R_r , R_e , R_g désignant respectivement résistance à la rupture, résistance à la limite élastique et résistance au glissement.

Les relations entre la contrainte de cisaillement et les dimensions des vis sont les suivantes :

Diamètres	12 mm	10 mm	8 mm
$\frac{F_{longi}}{\tau \pi r_{vis}^2}$	6,88	9,92	15,5
$n \in \mathbb{N}$	7	10	16
nb retenu	8	12	16
Σ Effort longi à 90% R_e	87,9	91,6	78,2

$$\begin{cases} \tau_{max} = \frac{F}{n \pi r_{vis}^2} \\ \tau < 1,5 R_g : \text{condition à respecter} \end{cases} \quad (2.1)$$

$$n = \frac{F_{longi}}{\tau \pi r_{vis}^2} : \text{nombre de vis}$$

Par souci de symétrie il est nécessaire que le nombre de vis soit un multiple de 4. Nous choisissons donc d'utiliser 12 vis M10, ce qui permet de transmettre un effort de 91 600 kN. Les vis sont positionnées sur deux circonférences situées à 15 mm des bords de la zone de 50 mm correspondant à l'emprise des mors sur le tube. La figure 2.17 schématise la position des vis sur le tube.

Pour une meilleure répartition des efforts, il est préconisé que la distance entre 2 perçages soit de l'ordre de 4 fois le diamètre des trous. Dans notre cas, $d_1 = 55,2$ mm, $d_2 = 29,3$ mm et $d_3 = 10$ mm.

Pour une répartition uniforme de la pression de serrage, les vis sont réparties sur deux lignes. Il est nécessaire que celles situées sur le bord du tube reprennent également des efforts. Cela dépend de l'orientation des fibres par rapport à la direction (\vec{u}) définie par deux vis appartenant chacune à une ligne (*cf.* figure 2.17). On voit que les plis ayant une orientation comprise entre 45° et 65° ne participent que partiellement à la transmission des efforts (*cf.* figure 2.18).

2.3.4.3 Éprouvettes

Les tubes composites fabriqués ont une longueur de 1600 mm. Pour réaliser un maximum d'éprouvettes par tube, nous avons choisi de limiter l'emprise des mors à 50 mm de chaque côté. Pour avoir une zone d'étude représentative (125 mm),

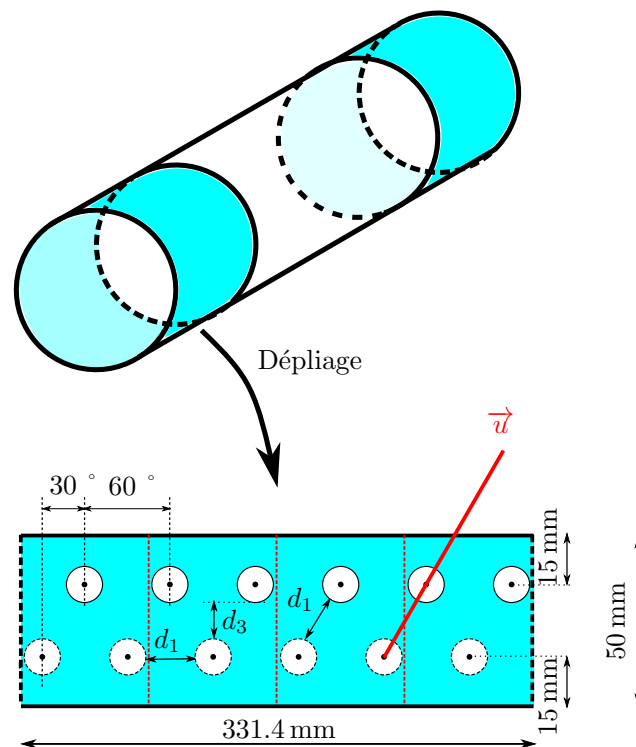


FIGURE 2.17: Illustration des perçages dans le tube et de la position des vis sur une vue dépliée.

chaque tube a une longueur de 225 mm. Il est donc possible d'extraire 7 éprouvettes tubulaires de chaque tube fabriqué.

Les éprouvettes sont découpées par jet d'eau. Les tubes sont fixés sur un axe de rotation équipé d'un brise-jet (pour éviter d'endommager l'autre côté du tube). Pour obtenir des perçages cylindriques et faciliter le passage des vis, ils sont réalisés par une tête de découpe 5 axes. La figure 2.19 représente une éprouvette tubulaire avec 12 perçages de chaque côté.

2.3.4.4 Les flasques

Le rôle des flasques est de transmettre les efforts longitudinaux exercés par la vessie sur les mors intérieurs. Cette transmission d'effort est réalisée par l'intermédiaire d'un contact conique entre flasque et mors intérieur.

Le déplacement longitudinal des flasques est limité par l'écart disponible entre les mors intérieurs et les flasques. Cet écart est réduit pour éloigner au maximum les flasques du centre du tube. Ce déplacement est conditionné par l'angle du contact entre les flasques et les mors intérieurs. L'effort radial appliqué sur les mors inté-

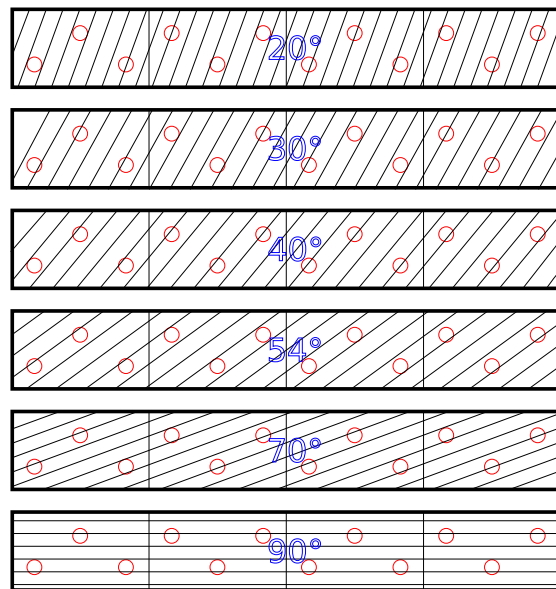


FIGURE 2.18: Différentes orientations des plis des tubes et position des perçages.



FIGURE 2.19: Éprouvette usinée, de 52,7 mm de diamètre.

rieurs et permettant d'autoserrer le tube est également conditionné par cet angle. Des calculs par éléments finis ont été menés afin de trouver l'angle permettant

le meilleur compromis entre le déplacement longitudinal et l'effort de serrage du tube. Un angle de 15° (repéré par rapport à l'axe de révolution) conduisant à un déplacement longitudinal de 2 mm et un effort radial réparti sur les mors de 2750 kN pour une pression interne de 1000 bar est adopté.

Liaison avec la vessie La vessie utilisée est une vessie d'accumulateur hydraulique. Pour s'affranchir de tout problème lié à la fixation, le flasque côté remplissage de la vessie, est réalisé pour avoir la même géométrie que le corps de l'accumulateur. Pour le flasque opposé, nous avons utilisé le même principe en réalisant la même géométrie que le fond de l'accumulateur. Les flasques seront dans la suite respectivement appelées flasque "de remplissage" et flasque "de fond".

Continuité géométrique flasque/tube La continuité géométrique entre les flasques et le tube est nécessaire pour ne pas endommager la vessie lors de la mise en pression. Pour assurer cette continuité, l'épaisseur du flasque doit diminuer progressivement. Lors du chargement, la zone la plus fine sortira du domaine élastique pour plastifier. Il est nécessaire pour ne pas refaire les flasques après chaque essai d'utiliser une pièce supplémentaire assurant cette continuité. Un anneau en aluminium de section triangulaire assure cette continuité et se fixe aux flasques par l'intermédiaire de quatre vis M1. Pour tous les essais, un anneau en aluminium est fixé à chacun des flasques.

2.3.4.5 Les mors

Le rôle des mors intérieurs est de transmettre les efforts au tube, mais également au mors extérieurs par l'intermédiaire des vis. Pour permettre la fixation correcte des vis une épaisseur minimale de 10 mm est nécessaire.

Les mors extérieurs doivent avoir une rigidité très élevée pour assurer le serrage du tube sans se déformer. Une épaisseur de 50 mm permet d'obtenir une rigidité suffisante pour le serrage. Pour s'adapter à différentes épaisseurs de tube ayant le même diamètre intérieur, il est nécessaire de réaliser une autre paire de mors extérieurs. Dans le cadre de ce travail, deux paires de mors extérieurs (pour tube de 5,6 mm et de 6,5 mm d'épaisseur) ont été réalisées.

2.3.5 Dispositif final et mise en oeuvre d'un essai

Le montage conçu et réalisé est représenté sur la figure 2.20. La mise en oeuvre du montage pour réaliser un essai se décompose en plusieurs étapes :

- fixation des mors intérieur et extérieur côté fond du tube,
- mise en place du flasque "fond" dans le tube,

- fixation de la vessie sur le flasque “de remplissage”,
- remplissage d’huile de la vessie, évacuation des bulles d’air et raccordement au système de mise en pression,
- mise en place de la vessie avec le flasque “de remplissage” à l’intérieur du tube,
- fixation des mors intérieur et extérieur côté remplissage du tube.

Selon le cas, le dispositif peut alors être sous la tour de chute pour réaliser un impact sur le tube sous pression ou être placé dans un endroit confiné pour réaliser une montée en pression en vue d’un essai de tenue résiduelle.

Après chaque essai, le dispositif est entièrement démonté pour procéder au changement du tube et des anneaux en aluminium.

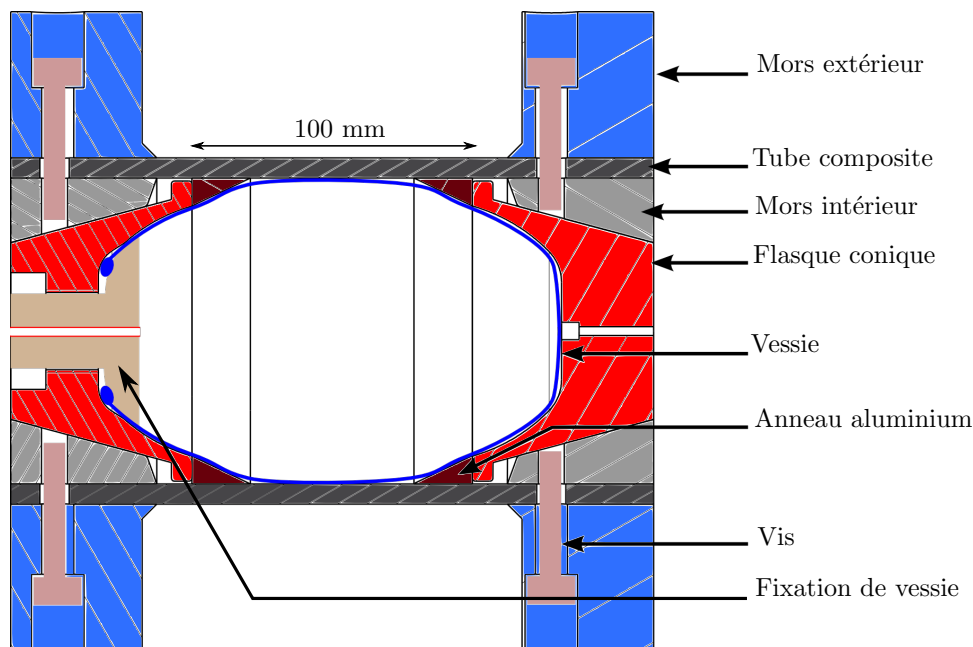


FIGURE 2.20: Dispositif de mise en pression de tube composite épais

2.3.6 Système de mise en pression

Le système de mise en pression a été commandé et réalisé sur mesure pour répondre à nos besoins. Notre cahier des charges est le suivant :

- mise en pression jusqu’à 1000 bar,

- mesure de la pression en statique et en dynamique à une fréquence d'au moins 100 kHz,
- éloignement du tube sous pression d'au moins 5 m,

Le système réalisé est schématisé sur la figure 2.21. Il se compose de quatre vannes (V_i), d'un manomètre, d'un capteur de pression à jauge (CP) et d'une pompe manuelle (P). Le manomètre (M) permet de contrôler la pression lors du pompage. Le capteur de pression est situé à proximité du tube et permet de mesurer avec précision la pression pendant l'impact. La pompe manuelle et les vannes ont une capacité de 1500 bar.

Pendant le chargement en pression, les vannes V1, V3 et V4 sont ouvertes et V2 est fermée. Pour décharger la pression, il faut ouvrir la vanne V2.

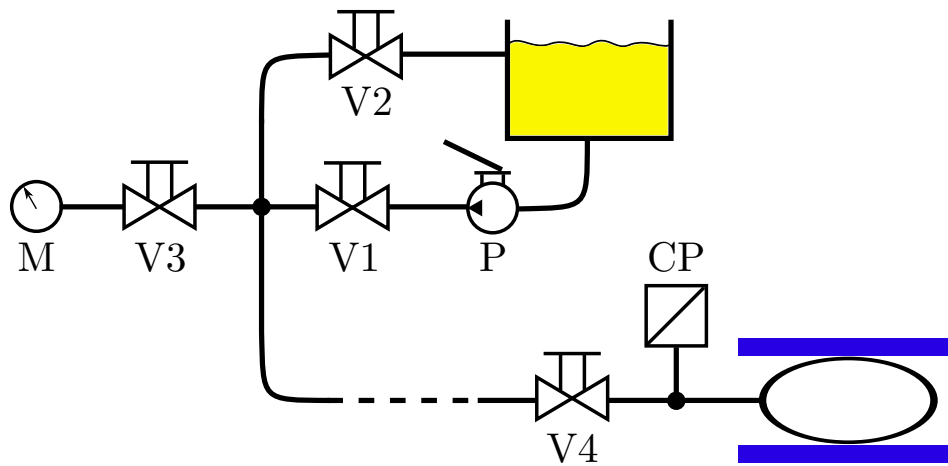


FIGURE 2.21: Système de mise en pression

2.3.7 Sécurité

Un système où la pression peut s'élever jusqu'à 1000 bar peut s'avérer dangereux. Il est nécessaire de protéger les opérateurs, mais également l'instrumentation souvent couteuse. Une caisse en plaque d'acier de 20 mm d'épaisseur est réalisée. Elle permet de reprendre la totalité des efforts engendrés par le tube en cas de dysfonctionnement ou d'explosion (*cf.* figure 2.22). Lors d'un essai d'impact, seule la partie supérieure de la caisse est ouverte. Lors des essais de mise en pression avec suivi par stéréo corrélation, une plaque de polycarbonate ferme la caisse pour éviter toute projection d'huile en cas d'éclatement.

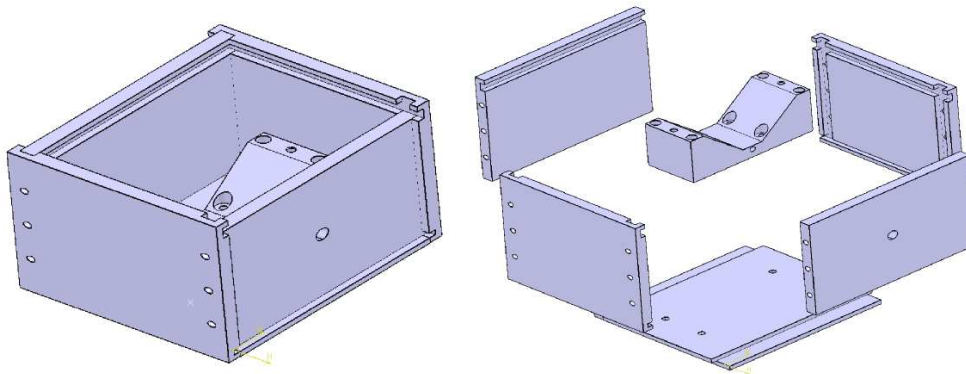


FIGURE 2.22: Caisse de protection et support. Vue isométrique et vue éclatée.

2.3.8 Évolution future du dispositif

Ce dispositif est particulièrement adapté pour générer un état de contrainte similaire à celui d'un réservoir sous pression. Dans les études de plaques préchargées, il est observé qu'une précharge uniaxiale est plus critique vis-à-vis de l'endommagement qu'une précharge biaxiale. Il serait donc complémentaire de réaliser des essais avec un rapport des contraintes moyennes longitudinale et orthoradiale ($\frac{\sigma_l}{\sigma_\theta}$) différent du chargement d'un réservoir. L'actuel dispositif a été conçu pour offrir cette possibilité moyennant la conception d'un nouveau bâti. L'idée est de faire reprendre toute ou partie des efforts longitudinaux par ce bâti pour réduire la contrainte longitudinale σ_l .

2.3.9 Vérification des conditions aux limites et de l'état de contraintes par calculs éléments finis

2.3.9.1 Modèle géométrique

Un modèle axisymétrique du montage a été créé afin de réaliser une modélisation simple du dispositif. Le modèle géométrique (cf. figure 2.23) est fidèle aux géométries des différentes pièces du montage à l'exception du flasque simplifié par un cône tronqué. L'objectif est de vérifier l'état de contrainte dans le tube composite modélisé pli par pli avec une épaisseur de pli de 310 μm et de s'assurer ainsi que les conditions aux limites ne perturbent pas cet état. La stratification utilisée pour vérifier le modèle est la stratification (20°/90°) donnée dans le tableau 2.1.

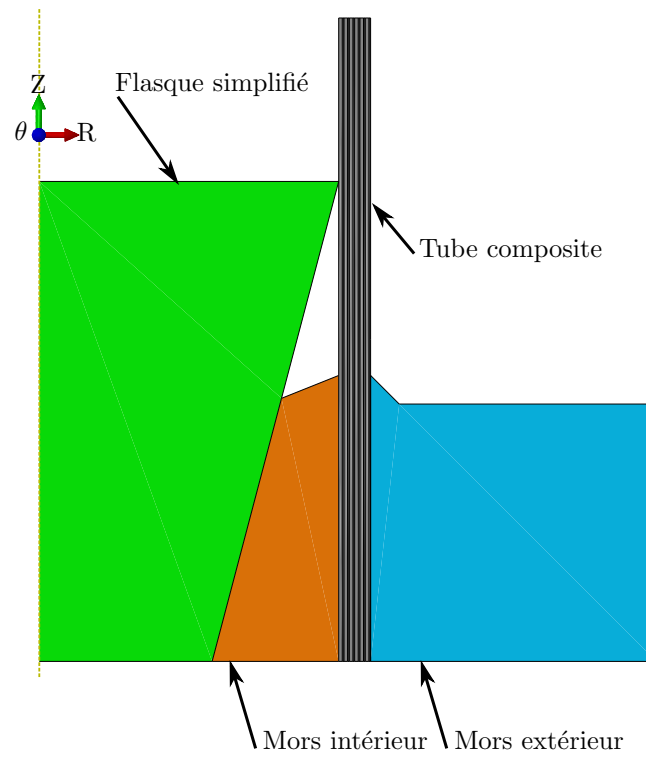


FIGURE 2.23: Modèle géométrique axisymétrique

TABLEAU 2.1: Architecture du tube composite pour la modélisation

Angle (°)	Épaisseur (mm)
20	0,62
90	0,31
20	0,62
90	0,31
20	0,62
90	0,31
20	0,62
90	0,31
20	0,62
90	0,31
20	0,62
90	0,31
Épaisseur totale (mm)	5,58

2.3.9.2 Matériaux

Le matériau choisi pour le flasque et le mors extérieur est un acier isotrope de module élastique de 192 GPa et de coefficient de poisson de 0,3. La modélisation axisymétrique ne permet pas de modéliser le mors intérieur composé de 4 pièces distinctes. Un matériau virtuel ayant les propriétés mécaniques d'un acier (module de 192 GPa) dans les directions longitudinale 'z' et radiale 'r' et un module affaibli (module de 1 GPa) dans la direction orthoradiale 'θ' permet d'être représentatif de la réalité. Les propriétés de ce matériau "numérique" sont données dans le tableau 2.2.

TABLEAU 2.2: Matériau virtuel du mors intérieur

E_r (GPa)	E_z (GPa)	E_θ (GPa)	ν_{ij}	G_{ij} (GPa)
192	192	1	0,3	73,8

Les données matériaux d'un pli pour notre application sont obtenues en utilisant la loi des mélanges (Équations 2.2 [24]) avec les propriétés des différents constituants tableau 2.3, cela donne les propriétés d'un pli (tableau 2.4).

Pour réaliser la modélisation avec un modèle axisymétrique, il est nécessaire d'exprimer les propriétés mécaniques de chaque pli dans le repère $(O, \vec{e}_r, \vec{e}_\theta, \vec{e}_z)$. Ce calcul se fait par l'intermédiaire des formules de changement de base (équations 2.3 et figure 2.24) proposées par Berthelot [24]. Les données renseignées pour les plis à 20 ° sont données en exemple dans le tableau 2.5

$$\begin{aligned}
 E_L &= E_f \cdot V_f + E_m(1 - V_f) \\
 \frac{1}{E_T} &= \frac{V_f}{E_f} + \frac{1 - V_f}{E_m} \\
 \nu_{LT} &= \nu_f \cdot V_f + \nu_m(1 - V_f) \\
 \frac{1}{G_{LT}} &= \frac{V_f}{G_f} + \frac{1 - V_f}{G_m}
 \end{aligned}
 \tag{2.2}$$

TABLEAU 2.3: Propriétés des différents constituants d'un pli composite.

Matériau	E (GPa)	G (GPa)	ν	Fraction volumique
Fibre T700	240	88,46	0,3	0,7
Résine époxy	4,5	1,61	0,3	0,3

TABLEAU 2.4: Propriétés mécaniques d'un pli composite (loi des mélanges)

E_L (GPa)	E_T (GPa)	$E_{T'}$ (GPa)	ν_{ij}	G_{ij} (GPa)
169,35	14,37	14,37	0,3	5,15

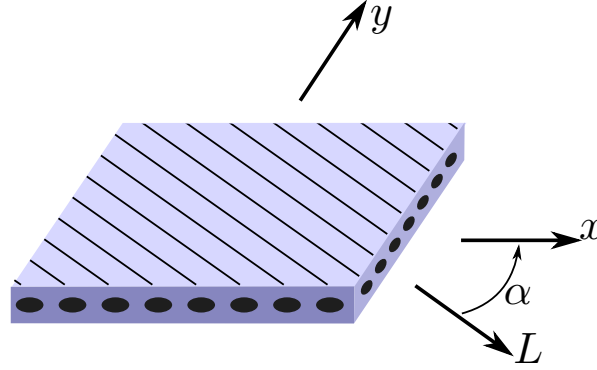


FIGURE 2.24: Schéma des fibres orientées hors axe

$$\begin{aligned}
\frac{1}{E_x} &= \frac{1}{E_L} \cos^4 \alpha + \frac{1}{E_T} \sin^4 \alpha + \left(\frac{1}{G_{LT}} - 2 \frac{\nu_{LT}}{E_L} \right) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha \\
\frac{1}{E_y} &= \frac{1}{E_L} \sin^4 \alpha + \frac{1}{E_T} \cos^4 \alpha + \left(\frac{1}{G_{LT}} - 2 \frac{\nu_{LT}}{E_T} \right) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha \\
\frac{1}{G_{xy}} &= 2 \left(\frac{2}{E_L} + \frac{2}{E_T} + 4 \frac{\nu_{LT}}{E_L} - \frac{1}{G_{LT}} \right) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha + \frac{1}{G_{LT}} (\sin^4 \alpha + \cos^4 \alpha)
\end{aligned} \tag{2.3}$$

TABLEAU 2.5: Propriétés mécaniques d'un pli orienté à 20 ° par rapport à l'axe du tube

E_r (GPa)	E_θ (GPa)	E_z (GPa)	ν_{ij}	G_{ij} (GPa)
14,37	68,97	31,24	0,3	5,15

2.3.9.3 Liaisons et conditions aux limites

Le contact entre le flasque et le mors intérieur est défini comme un contact tangentiel isotrope avec un coefficient de friction de 0,05. Le contact normal est traité par une méthode de pénalité.

Les liaisons entre le tube et les mors intérieur et extérieur sont des liaisons cinématiques de type "tie". Une pression est appliquée sur la surface intérieure du tube ainsi que sur la face latérale du mors intérieur comme indiqué sur la figure 2.25. Une condition de symétrie est appliquée au tube pour ne modéliser que la moitié du montage.

2.3.9.4 Résultats

Les résultats de cette modélisation permettent de valider une répartition homogène des contraintes au sein de la zone centrale du tube comparable à celle qui serait obtenue sur la virole d'un réservoir d'architecture identique. Les matériaux étant modélisés comme des matériaux élastiques non endommageables, seules les courbes d'isovaleurs sont à observer. Pour une valeur de pression imposée de 1000 bar, les figures 2.26, 2.27, 2.28 représentent respectivement les déformations, les contraintes et les déplacements. Sur ces figures, une zone homogène en contrainte et déformation est observée. Cette zone a une dimension d'environ 40 mm pour le modèle axysymétrique ce qui représente pour le montage une zone utile de 80 mm.

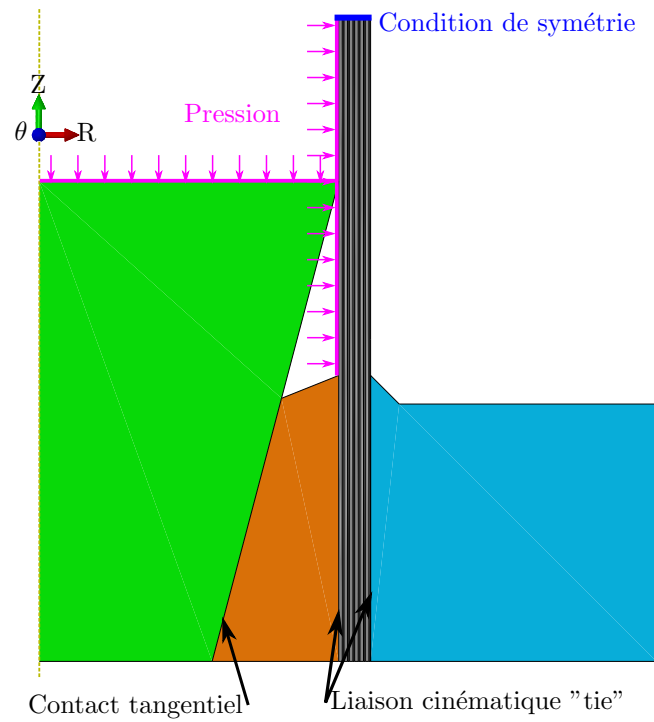


FIGURE 2.25: Conditions aux limites du modèle axisymétrique

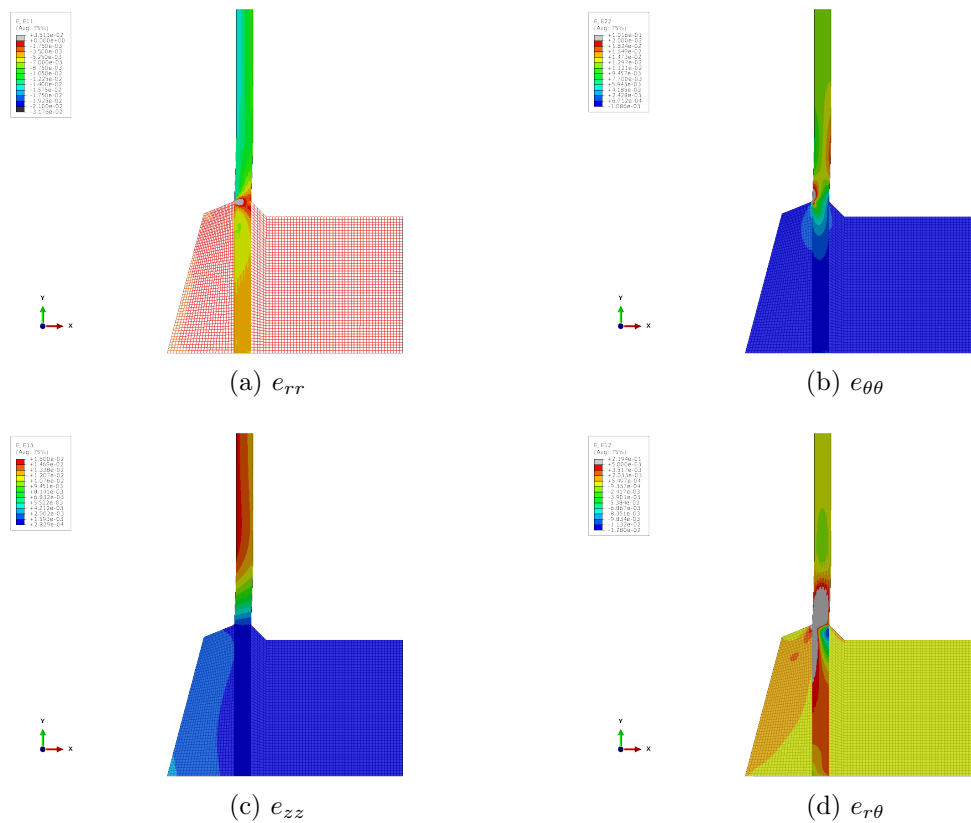


FIGURE 2.26: Déformations au sein du tube composite (architecture 20/90)

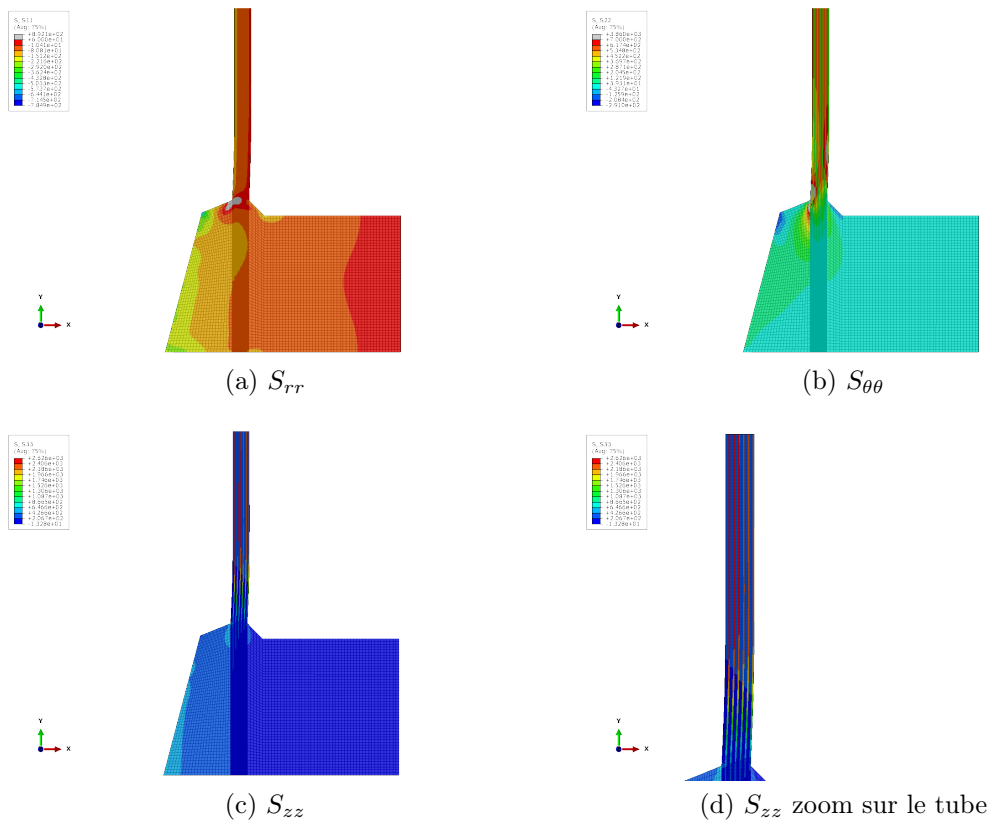


FIGURE 2.27: Contraintes au sein du tube composite (architecture 20/90)

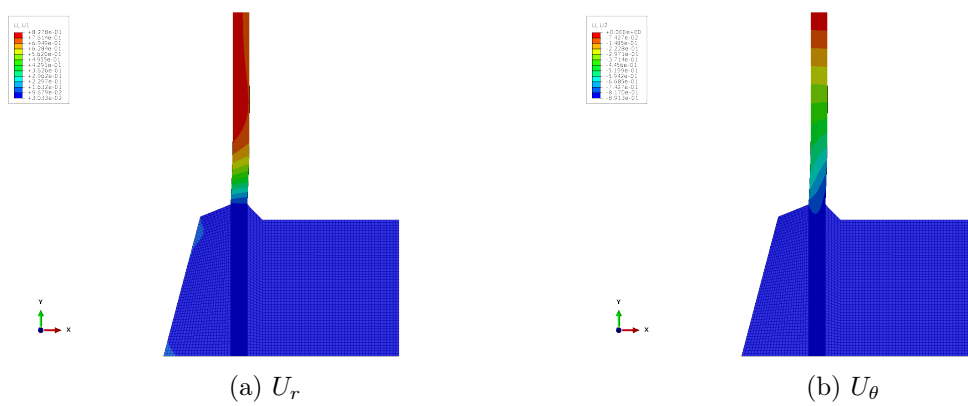


FIGURE 2.28: Déplacements au sein du tube composite (architecture 20/90)

2.4 Mise en oeuvre d'un modèle numérique d'endommagement stochastique

Les notations adoptées dans la suite de ce chapitre sont répertoriées dans la nomenclature suivante :

Nomenclature

contraintes :

σ_{LL}	contrainte normale longitudinale
σ_{TT}	contrainte normale transversale
$\sigma_{T'T'}$	contrainte normale hors plan
σ_{LT}	contrainte de cisaillement dans le plan LT
$\sigma_{LT'}$	contrainte de cisaillement dans le plan LT'
$\sigma_{TT'}$	contrainte de cisaillement dans le plan TT'

coefficient de poisson :

$\nu_{LT}, \nu_{LT'}, \nu_{TT'}$

paramètres à rupture du matériau homogène :

X^T	résistance en traction longitudinale
X^C	résistance en compression longitudinale
Y^T	résistance en traction transversale
Y^C	résistance en compression transversale
Z^T	résistance en traction hors plan
Z^C	résistance en compression hors plan
S^L	résistance en cisaillement plan
S^H	résistance en cisaillement hors plan

variable d'endommagements :

d_f	rupture de fibres
d_m	fissuration matricielle
d_d	délaminage

La figure 2.29 schématise les directions privilégiées d'un pli composite.

L'objectif est de réaliser un modèle numérique capable de simuler un essai de tenue résiduelle sur plaques, tubes et réservoirs préendommagés par impact. Ce modèle doit être capable de rendre compte des modes d'endommagement mis en jeu, à savoir ruptures de fibres, fissuration matricielle et délaminage, en tenant compte du caractère variabiliste des propriétés mécaniques, principalement celles à rupture [55, 56]. Déterminante pour la tenue structurale, cette variabilité sera prioritairement introduite pour les ruptures de fibres.

Par ailleurs, les endommagements provoqués par impact (préalable à l'essai de

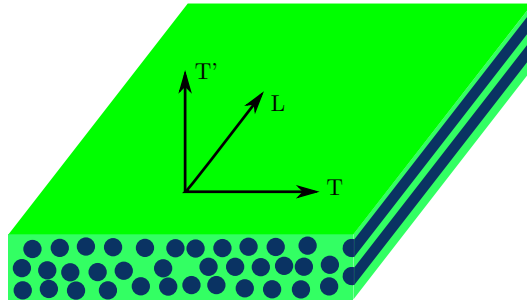


FIGURE 2.29: Directions privilégiées d'un pli composite

tenue résiduelle) doivent être implémentés dans ce modèle sur la base des observations expérimentales réalisées.

Ce travail numérique sera accompli à l'aide du logiciel Abaqus[©] dans sa version implicite. Les étapes clés sont présentées dans cette section :

- choix et implémentation des lois d'endommagement
- introduction de la variabilité des propriétés à rupture des fibres
- implémentation des endommagements provoqués par impact
- construction de la UMAT et validation

2.4.1 Choix d'un critère d'endommagement : critère de Hashin

Plusieurs modèles d'endommagements [57, 58, 59, 60], sont aujourd'hui disponibles dans la littérature, les plus sophistiqués d'entre eux nécessitent l'identification de nombreux paramètres. La principale volonté de ce travail numérique étant de rendre compte des effets de variabilité des propriétés à rupture de fibres sur la tenue résiduelle, le critère de Hashin [57], simple à implémenter est retenu. Dans sa première écriture [57], ce critère prend en compte les ruptures de fibres ainsi que les fissurations matricielles. Sa formulation se résume aux équations 2.4, 2.5, 2.6 et 2.7.

Ce critère permet d'endommager le matériau par dégradation des propriétés élastiques via l'utilisation de variables d'endommagement. Une autre solution de modélisation de l'endommagement est son implémentation géométrique, cependant Pham [1] a comparé ces deux méthodes et montré que la représentation géométrique des endommagements est beaucoup trop critique pour les structures. En effet, les discontinuités générées par ces endommagements conduisent à une localisation des contraintes et une rupture prématurée de la structure.

Formulation du critère :

◆ Rupture dans la direction des fibres en traction ($\sigma_{LL} \geq 0$) :

$$S_{ft} = \left(\frac{\sigma_{LL}}{X^T} \right)^2 + \alpha \left(\frac{\sigma_{LT}}{S^L} \right)^2 = 1 \quad (2.4)$$

Le coefficient α (Eq 2.4) permet d'apporter la contribution de la contrainte de cisaillement pour la rupture en traction des fibres ($\alpha = 1$ [57] ou $\alpha = 0$ [61]).

◆ Rupture dans la direction des fibres en compression ($\sigma_{LL} \leq 0$) :

$$S_{fc} = \left(\frac{\sigma_{LL}}{X^C} \right)^2 = 1 \quad (2.5)$$

◆ Fissuration de la matrice en traction ($\sigma_{TT} \geq 0$) :

$$S_{mt} = \left(\frac{\sigma_{TT}}{Y^T} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LT}}{S^L} \right)^2 = 1 \quad (2.6)$$

◆ Fissuration de la matrice en compression ($\sigma_{TT} \leq 0$) :

$$S_{mc} = \left(\frac{\sigma_{TT}}{Y^C} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LT}}{S^L} \right)^2 = 1 \quad (2.7)$$

Les délaminages sont quant à eux le plus souvent modélisés par l'introduction de zones cohésives à l'interface [62]. Toujours guidés par la principale volonté de rendre compte du caractère variabiliste dans notre modèle, les critères de délaminage en traction et en compression retenus sont ceux proposés par Hashin (cf. équations 2.8 et 2.9). Leur satisfaction conduit à des pertes de performance dans le pli et non à l'interface.

◆ Délaminage matrice en traction hors plan ($\sigma_{T'T'} \geq 0$) :

$$S_{dt} = \left(\frac{\sigma_{T'T'}}{Z^T} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LT'}}{S^H} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{TT'}}{S^H} \right)^2 = 1 \quad (2.8)$$

◆ Délaminage matrice en compression hors plan ($\sigma_{T'T'} \leq 0$) :

$$S_{dc} = \left(\frac{\sigma_{T'T'}}{Z^C} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LT'}}{S^H} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{TT'}}{S^H} \right)^2 = 1 \quad (2.9)$$

2.4.2 Loi d'évolution de l'endommagement

Les lois d'évolution de l'endommagement sont pilotées par les variables d'endommagement d_f , d_m et d_d respectivement pour la rupture de fibre, la fissuration matricielle et le délaminage. Leurs valeurs évoluent de 0 (état non endommagé) à 1 (état complètement endommagé), (pratiquement, pour des raisons de convergence numérique, la valeur maximale est fixée à 0,99). Leur évolution dépend de la valeur du critère $S_x x$ ($xx=fc, ft, mt, mc, dc$ et dt) comparée à 1, suivant l'équation 2.10.

$$d_i = \alpha_i \max (Sup[S_i] - 1, S_i^0) \quad (2.10)$$

La fonction Sup permet de conserver la valeur maximale de S_i au cours de la simulation. S_i^0 est le seuil d'endommagement, il vaut 1 dans le cas du critère de Hashin. α_i est le paramètre traduisant la cinétique de l'endommagement. Plus sa valeur est élevée, plus rapide va être la progression de l'endommagement qu'il représente. Ce paramètre peut être défini expérimentalement [63, 64]. Dans notre cas, nous fixons par défaut $\alpha_i = 0,5$, valeur couramment utilisée. Toutefois, une étude de sensibilité sera menée pour chacun des types d'endommagements.

Pour tenir compte de l'effet des endommagements sur les valeurs limites à rupture, celles-ci sont réactualisées sur la base des travaux de Charrier [64]. Cette réactualisation se fait simplement en multipliant par $(1 - d_i)$ les valeurs initiales des propriétés à rupture.

La matrice de souplesse est donnée par l'équation 2.11 [24] :

$$[S] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L(1-d_f)} & \frac{-\nu_{TL}}{E_T(1-d_f)(1-d_m)} & \frac{-\nu_{T'L}}{E_T(1-d_f)(1-d_m)} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E_T(1-d_m)} & \frac{-\nu_{T'T}}{E_T(1-d_f)(1-d_m)} & \vdots & \vdots & \vdots \\ & & \frac{1}{E_T(1-d_m)} & 0 & \vdots & \vdots \\ & & & \frac{1}{G_{TT'}(1-d_d)} & 0 & \vdots \\ & Sym & & & \frac{1}{G_{LT'}(1-d_d)} & 0 \\ & & & & & \frac{1}{G_{LT'}(1-d_d)} \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

2.4.3 Loi de distribution des propriétés à rupture

Pour élaborer la loi de distribution associée à la rupture des fibres, la dispersion des valeurs à rupture propre à une fibre unitaire [55, 56] d'une part et la dispersion du taux volumique de fibres et de porosités sont prises en considération.

Concernant la rupture de fibres, des études ont établi que la résistance diminue lorsque la longueur de la fibre augmente, la probabilité d'occurrence d'un défaut sur une fibre plus longue étant plus forte que sur une fibre plus courte. Dans ses travaux de thèse, Berro Ramirez [23] a montré que la distribution de la contrainte à rupture en traction d'une fibre pouvait être correctement décrite par une loi de Weibull (*cf.* figure 2.30).

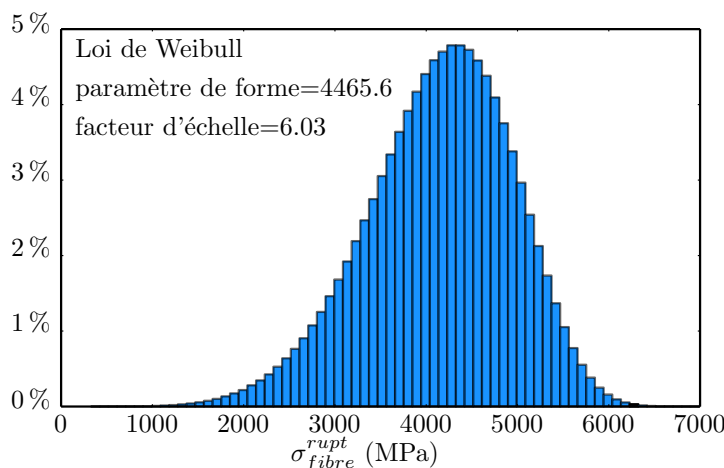
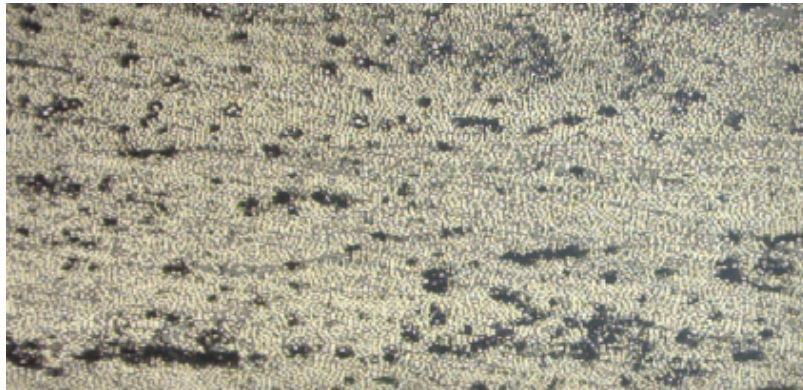


FIGURE 2.30: Distribution statistique de la contrainte à rupture des fibres [23]

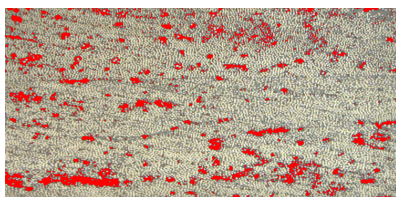
Concernant le taux de fibres local t_{VF} et le taux de porosité t_{VP} , ils dépendent directement de la présence de porosités, et du surplus de résine pouvant apparaître localement. Les évaluations du taux de fibres et du taux de porosité sont effectuées avec le logiciel ImageJ[©] par seuillage de niveaux de gris mettant en évidence les fibres, la matrice ou les porosités (*cf.* figure 2.31). Pour l'estimation de t_{VF} et de t_{VP} , des zones d'études de l'ordre de grandeur des éléments finis utilisés dans la modélisation ($\approx 100 \mu\text{m}$ de côté) ont été privilégiées. Les valeurs obtenues pour t_{VF} sur un échantillon de 50 mesures, ont permis d'identifier une loi normale de distribution du taux de fibres de paramètres : moyenne = 62% et écart type = 1%. En suivant le même protocole, une loi normale de moyenne 8% et d'écart type de 1% a pu être identifiée pour décrire la distribution du taux de porosités.

2.4.4 Implémentation des paramètres à rupture

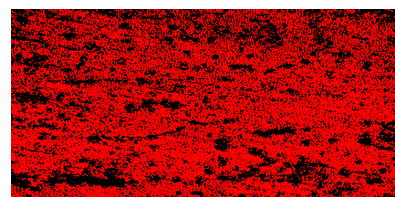
Les paramètres à rupture dans la direction des fibres (X_T et X_C) sont établis à partir de la loi des mélanges. Les matériaux composites bobinés possédant un nombre de porosités important, il est nécessaire de les inclure au sein de ce calcul. Le volume total (V_T) est donc composé du volume de fibres (V_F), du volume



Micrographie



Porosités : 8 %



Fibre : 65 %

FIGURE 2.31: Micrographie d'un composite bobiné pour l'estimation du t_{VF} et du t_{VP} avec le logiciel ImageJ[©]

de matrice (V_M) et du volume de porosités (V_P) (équation 2.12). Le calcul des contraintes à rupture est effectué à partir de l'équation 2.13 (*cf.* figure 2.32).

Ces contraintes dépendent de la taille des éléments finis utilisés dans le calcul. Avec les dimensions des éléments finis et le taux volumique de fibres, il est possible de déterminer le nombre de fibres (N) au sein d'un élément. Le calcul des contraintes à rupture nécessite donc N valeurs à rupture de fibres (obtenues par la loi de Weibull) ainsi que la valeur d'un taux de fibres et d'un taux de porosités. Ces derniers sont obtenus par un tirage sur leur lois normales respectives. Ainsi, le calcul d'une contrainte à rupture nécessite $N + 2$ tirages aléatoires. Pour faciliter la mise en oeuvre de cette procédure, une routine python a été développée. Cette routine permet de réaliser un grand nombre de tirages de type $(N + 2)$ et d'obtenir la loi de distribution pour la contrainte à rupture σ_{LL}^{rupt} . Ainsi, une fois cette distribution de σ_{LL}^{rupt} obtenue, un seul tirage sur cette distribution est nécessaire pour affecter à chaque point d'intégration une limite qui lui est propre.

Exemple de calcul réalisé avec la routine pour des éléments ayant les propriétés suivantes :

- un taux de fibre régi par une loi normale de paramètres $\mu = 0,65$ et $\sigma = 0,01$ (1 tirage)
- un taux de porosité suivant une loi normale de paramètres $\mu = 0,08$ et $\sigma = 0,01$ (1 tirage)
- une contrainte à rupture moyenne pour les N fibres $\sigma_{F\ moy}^{rupt}$ (N tirages)
- une section contenant $N=3200$ fibres avec un taux de fibres de 0,65

Les valeurs obtenues, pour la contrainte à rupture σ_{LL}^{rupt} suivent une loi normale de paramètres $\mu = 2335$ et $\sigma = 8,80$ ($\mathcal{N}(2335, 8.8)$).

$$V_T = V_F + V_M + V_P \quad (2.12)$$

$$\sigma_{LL}^{rupt} = \sigma_{F\ moy}^{rupt} V_F + \sigma_M^0 (1 - V_F - V_P) \quad (2.13)$$

Avec : $\sigma_{F\ moy}^{rupt}$ correspondant à la moyenne des N contraintes à rupture des N fibres (tirages de Weibull) présentes dans un volume d'un élément fini, σ_M^0 correspondant à la contrainte de la matrice soumise à la déformation à rupture des fibres et V_F et V_P respectivement le taux de fibres local et le taux de porosités, tous deux régis par une loi normale.

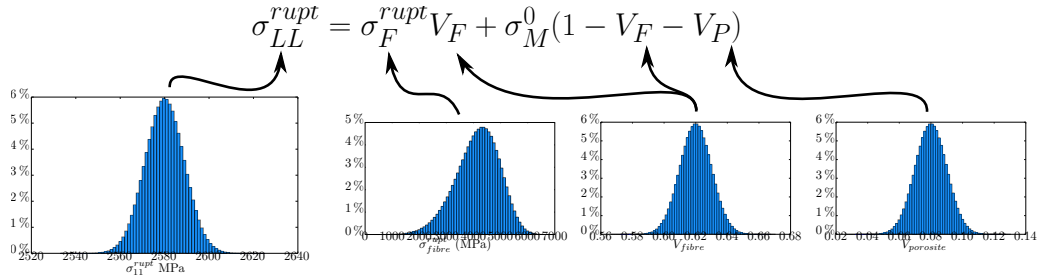



FIGURE 2.32: Loi des mélanges avec distributions statistiques


Pour distribuer aléatoirement ces contraintes à rupture aux différents points de gauss en suivant cette loi, une routine baptisée "Sdvini" a été créée. Elle a pour but d'initialiser les variables d'états contenues dans le tableau des variables d'état (**Statev**). Elle attribue à chaque point de Gauss une valeur de limite à rupture X^T tirée aléatoirement depuis la loi normale de σ_{LL}^{rupt} .

Dans le fichier *inp*, la ligne de commande suivante permet de déclarer que l'utilisateur va initialiser lui même des variables via la routine **Sdvini** :

	Commande Abaqus	<i>Conditions initiales utilisateurs</i>
	*INITIAL CONDITIONS, TYPE=SOLUTION,USER	

2.4.5 UMAT développée

La loi matériau développée est élastique endommageable, elle est implémentée au sein d'une UMAT basée sur celle développée par Pham [1]. Pour définir le matériau utilisateur `usermat`, les lignes suivantes sont insérées dans le fichier d'entrée `inp` :

	Commande Abaqus	<i>Définition du matériau</i>
	*MATERIAL, NAME=USERMAT	
	*DEPVAR	
	3,	
	*USER MATERIAL, CONSTANTS=10	
	130000, 9400, 0.3, 0.3, 0.3, 3500, 5000, 0.5, 0.5, 0.5	

L'instruction `Depvar` permet de déclarer en chaque point d'intégration un tableau de 3 variables destiné à garder en mémoire les paramètres d'endommagement d_f , d_m et d_d définis en section 2.4.2. L'évolution de ces valeurs est gérée par la routine `umat` au cours des calculs et permet de connaître l'état d'endommagement en chaque point d'intégration.

L'instruction `USER MATERIAL` permet de définir des constantes pour l'ensemble des éléments. Les sept premières valeurs sont les modules élastiques initiaux calculés à l'aide des lois des mélanges. Les trois dernières valeurs sont les paramètres de vitesse de propagation des endommagements α_f , α_m et α_d tels qu'ils sont définis dans la section 2.4.2.

L'organigramme 2.33 décrit les actions réalisées au sein de la UMAT. À chaque incrément de charge, la satisfaction ou non du critère de Hashin pour chacun des endommagements est vérifiée et les variables d'endommagements d_f , d_m sont mises à jour. Il s'en suit la mise à jour de la matrice de rigidité et la résolution du problème à l'aide des coefficients élastiques instantanés.

Afin de valider l'implémentation de la loi de comportement, un calcul préliminaire est mené à la fois avec la loi de comportement élastique implémentée dans Abaqus[®] et avec la loi définie dans la UMAT. Les résultats de ces deux calculs montrent que le comportement élastique est correctement traduit par la UMAT ce qui valide l'implémentation de la loi élastique endommageable.

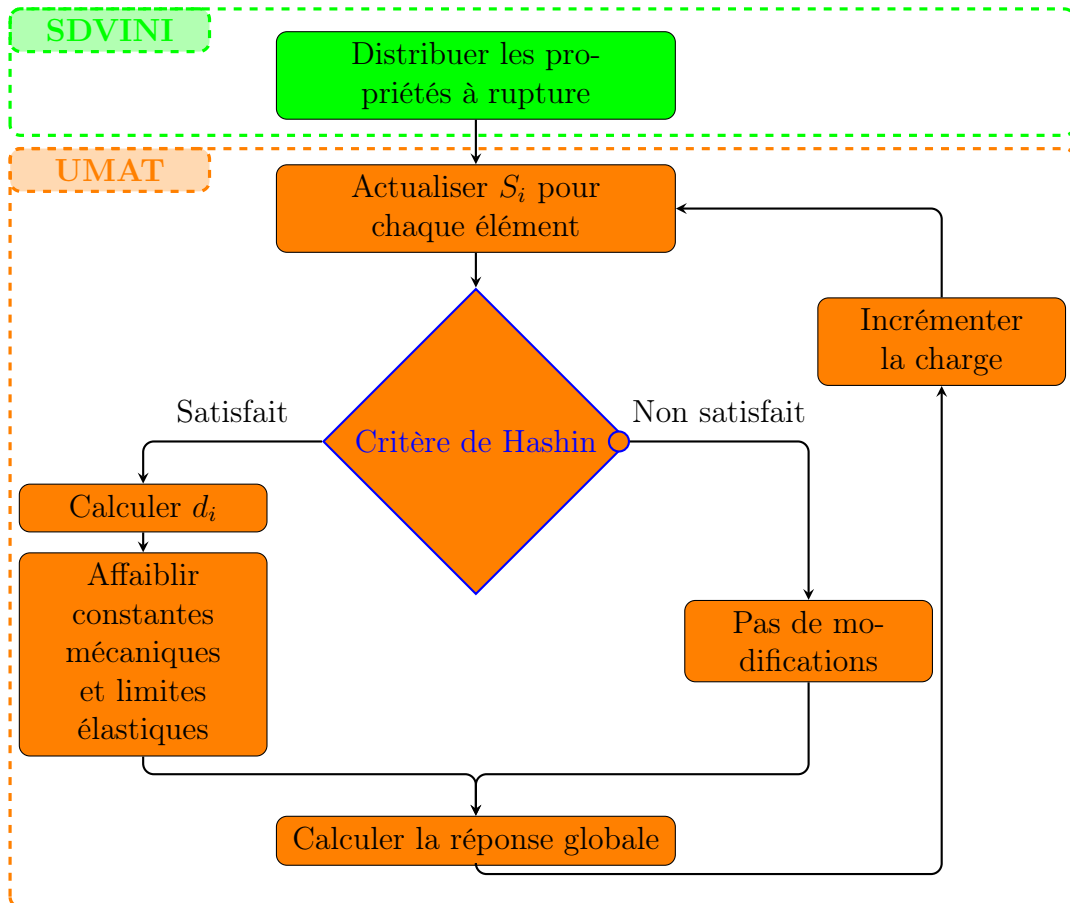


FIGURE 2.33: Organigramme du modèle d'endommagement au sein de la UMAT

Chapitre 3

Impacts sur plaques et tubes composites

SOMMAIRE

3.1	Moyens et méthodes	75
3.1.1	Dispositifs expérimentaux et métrologie associée	75
3.1.1.1	Dispositif d'impact : Tour de chute	75
3.1.1.2	Instrumentations et mesures	76
3.1.2	Expertise de l'endommagement	81
3.1.3	Plan d'expériences	85
3.1.3.1	Plans d'expériences optimisés	86
3.1.3.2	Plan de Doehlert	88
3.2	Impact sur plaques préchargées	90
3.2.1	Matériau de l'étude et échantillons	90
3.2.2	Essais préliminaires	91
3.2.3	Matrice d'essais	97
3.2.4	Résultats pour les plaques d'épaisseur de 5 mm (plan d'ex- périences 2)	100
3.2.4.1	Courbes force vs déplacement, force vs temps et rotation vs temps	100
3.2.4.2	Force de contact	102
3.2.4.3	Déflexion de l'échantillon	102
3.2.4.4	Taux d'énergie dissipée pendant l'impact (TED)	103
3.2.4.5	Rupture de fibres	104
3.2.4.6	Aire endommagée projetée (AEP)	104
3.2.4.7	Aire endommagée cumulée (AEC)	105
3.2.4.8	Essai sans précharge	108

3.2.4.9	Discussion	108
3.2.5	Résultats avec prise en compte de l'épaisseur (plan d'expériences 1)	109
3.2.5.1	Force de contact maximale	109
3.2.5.2	Déplacement maximal de l'impacteur	110
3.2.5.3	Conclusion sur le plan d'expériences 1	111
3.2.6	Conclusion sur les essais sur plaques préchargées	111
3.3	Essais de mise en pression et d'impact sur tubes	114
3.3.1	Matériau et échantillons	114
3.3.2	Validation du dispositif de mise en pression des tubes	114
3.3.2.1	Résistance et validation - Test sur architecture 1	114
3.3.2.2	Vérification de l'homogénéité du préchargement des tubes	116
3.3.3	Essai préliminaire - P=0 bar	118
3.3.4	Essais d'impact sur tubes sous pression	120
3.3.4.1	Plan d'expériences	121
3.3.4.2	Relaxation / répétabilité	122
3.3.4.3	Les premiers essais - Architecture 2	123
3.3.5	Discussion / conclusion	130
3.3.5.1	Effet de la pression	130
3.3.5.2	Comparaison du point d'expériences 1 pour les architectures 2 et 3	130
3.4	Conclusion	135

Dans ce chapitre, sont présentés les moyens d'essais et d'instrumentation. Les résultats expérimentaux obtenus avec les dispositifs présentés au chapitre précédent sont également décrits et commentés.

3.1 Moyens et méthodes

3.1.1 Dispositifs expérimentaux et métrologie associée

3.1.1.1 Dispositif d'impact : Tour de chute

Une tour de chute est principalement composée d'un système de guidage, d'un projectile, et d'un massif de réaction. Le principe consiste à laisser tomber un projectile en le guidant pour s'assurer du lieu d'impact. Sur ce principe, la tour de chute du laboratoire (*cf.* figure 3.1) est composée de deux colonnes rectifiées assurant un guidage sur une grande hauteur (2,8 m). Le projectile ou chariot mobile est équipé de "patins" en nylon permettant de minimiser le frottement avec les colonnes. Le massif de réaction, sur lequel se fixent les dispositifs de maintien des éprouvettes, a une masse de 2 t. Ce massif est en contact avec le sol par l'intermédiaire de silentblocs.

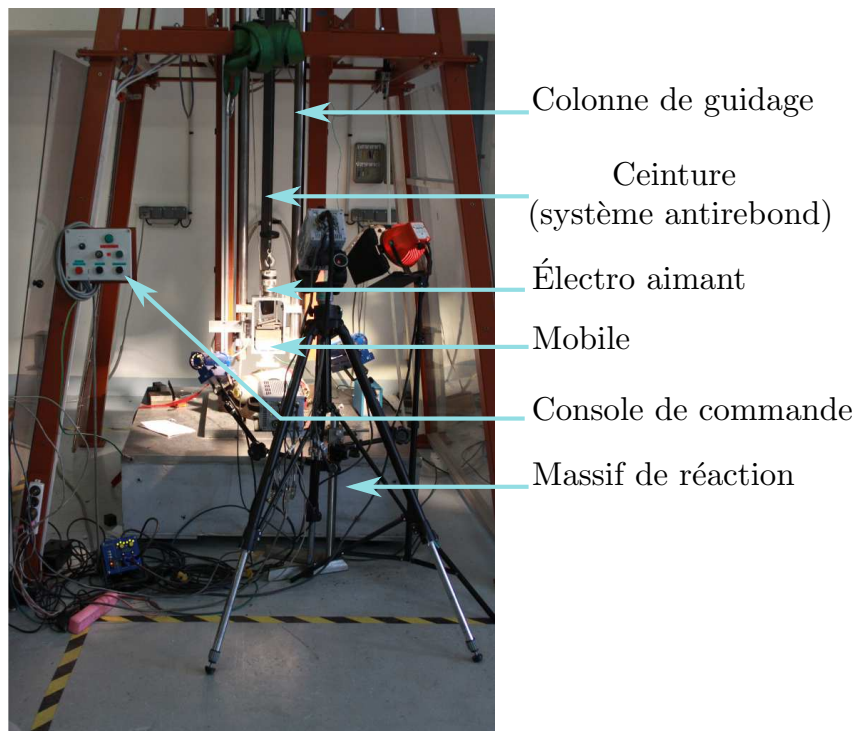


FIGURE 3.1: Photographie de la tour de chute

Un électroaimant solidaire d'un palan électrique permet de mettre en position le chariot mobile avant l'essai. La répétabilité de son positionnement est assurée par une cellule photoélectrique, ce qui permet d'avoir des impacts répétables. Un dispositif antirebond, basé sur un système de ceinture de sécurité automobile, a

été développé pour s'affranchir du phénomène d'impacts répétés susceptible d'être provoqué par des rebonds du chariot.

Cette tour de chute offre un large choix de configurations d'impact. La masse du chariot peut varier de 1 kg à 25 kg. La hauteur de chute maximale est de 2,8 m (correspondant à une vitesse d'impact de l'ordre de $7,4 \text{ m s}^{-1}$) et permet d'atteindre une énergie maximale de 680 J. L'écart entre les colonnes de guidage (0,25 m) permet d'utiliser des géométries d'impacteurs variées.

3.1.1.2 Instrumentations et mesures

L'ensemble des données est acquis à une fréquence de 100 kHz et les images issues de caméras rapides sont enregistrées à une fréquence de 10 kHz.

Intrumentation de la tour de chute

Force de contact : La force de contact est mesurée par l'intermédiaire d'un capteur d'effort piézoélectrique précontraint embarqué sur le chariot mobile et situé entre ce chariot et l'impacteur. Le capteur a une capacité de $100 \text{ kN} \pm 1\%$. Il est étalonné à l'aide d'une machine de traction conventionnelle équipée d'un capteur certifié Cofrac[©].

Pour valider les mesures du capteur piézoélectrique, un "capteur-impacteur" à base de jauges de déformation, réalisé au laboratoire, est utilisé. Ce dernier est basé sur le principe développé par Galpin et al. [65, 66] et présente une géométrie hémisphérique de diamètre 16 mm. Il est équipé d'un pont complet de jauges qui permet de mesurer les déformations et d'en déduire l'effort de contact. La figure 3.2 compare les courbes forces mesurées en fonction du temps pour deux expériences identiques sur des plaques préchargées. Cette figure montre une bonne corrélation entre les deux mesures de la force. Le capteur piézoélectrique est davantage bruité à l'initiation du contact par les aller-retour de l'onde au sein de l'impacteur, ce n'est pas le cas pour le capteur à jauges qui permet une mesure plus précise.

Caméras rapides : Deux caméras rapides sont utilisées. la première permet de mesurer le déplacement de l'impacteur et la seconde de réaliser de la stéréocorrélation en face arrière des plaques à l'aide de deux miroirs permettant d'obtenir deux chemins optiques différents. La figure 3.3 représente la position des caméras.

Déplacement : Le déplacement de l'impacteur au cours du temps est mesuré à l'aide d'un capteur laser ainsi que par suivi de cible (caméra rapide). Le capteur laser a une sensibilité de $5 \text{ mm V}^{-1} \pm 1\%$. Pour le suivi de cible, une routine a été développée à l'aide du logiciel ImageJ [©]. La figure 3.4 compare les mesures

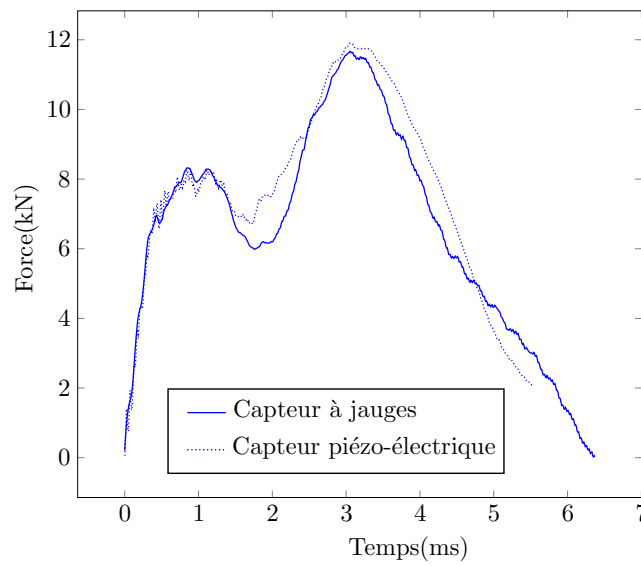


FIGURE 3.2: Comparaison des forces mesurées par les deux capteurs. Paramètres : masse = 5,882 kg, hauteur = 0,87 m et précharge = 60 kN.

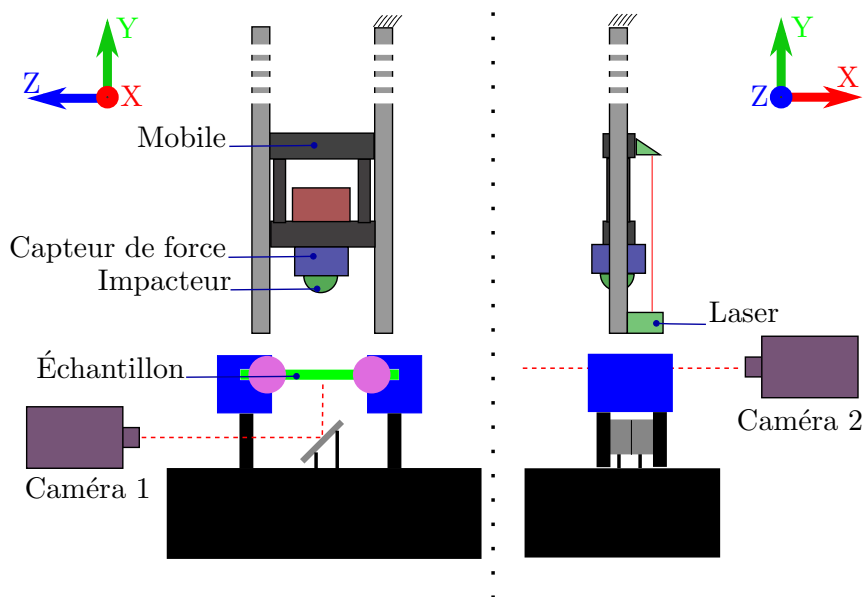


FIGURE 3.3: Schéma de mise en place des caméras rapides

obtenues par le capteur laser et celle obtenue par caméra rapide. L'écart est dû à une rigidité trop faible du support de la cible du laser embarquée sur le chariot qui oscille au moment de l'impact. Le capteur laser est donc utilisé pour calculer la vitesse initiale avant l'impact. Le déplacement pendant l'impact est calculé par

suivi de cible.

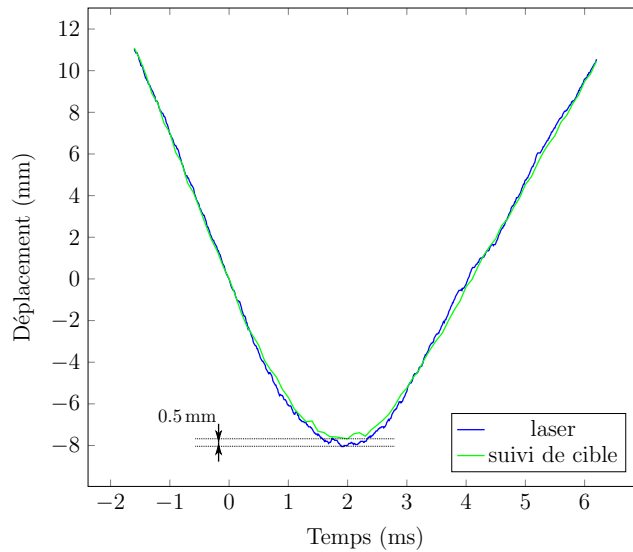


FIGURE 3.4: Comparaison des déplacements obtenus par le capteur laser et issus de la caméra rapide.

Instrumentation du montage de préchargement des plaques

Tension au sein de la plaque La tige instrumentée (*cf.* partie 2.2) permet d'imposer la précharge voulue et de mesurer la force de tension dans la plaque pendant l'impact.

Angle de rotation des mors Le mouvement des mors est filmé par caméra rapide, afin d'observer les oscillations pendant l'impact et d'estimer l'angle de rotation α (*cf.* figure 3.5). Cet angle est mesuré par suivi de cible. Un calque est superposé sur le roulement pour obtenir la position du centre de rotation et s'affranchir du mouvement de corps rigide du montage.

Stéréo corrélation - plaque Pour réaliser la stéréo corrélation, deux sources d'images sont nécessaires. Pour n'utiliser qu'une seule caméra, un système composé de deux miroirs est utilisé. Les miroirs sont placés sous le montage et permettent de visualiser la face inférieure de la plaque avec deux angles de vue (*cf.* figure 3.6). Les images gauche et droite sont par la suite extraites de chaque image caméra pour être traitées par le logiciel de stéréo corrélation.

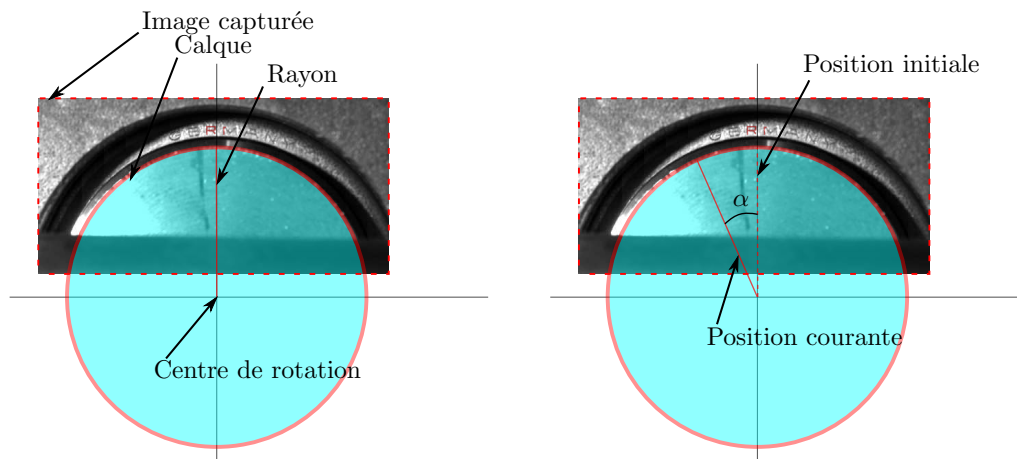


FIGURE 3.5: Technique d'image pour mesurer l'angle de rotation

Pour étalonner le système de stéréocorrélation, deux étapes sont nécessaires, le réglage des paramètres intrinsèques des objectifs et le réglage du positionnement des caméras.

Les paramètres intrinsèques sont propres à chaque chemin optique et nécessitent douze images d'une mire calibrée (damier) dans différentes positions pour être déterminés. Il est à noter que pour pouvoir détecter les intersections du damier, le logiciel requiert d'avoir l'image du damier la plus proche possible de l'horizontale. Ce n'est pas le cas des images issues de la caméra avec l'utilisation de miroirs. Ces images doivent être modifiées numériquement, leur rotation d'un angle différent de 90° entraîne une interpolation des pixels. Cette interpolation génère une perturbation. Une fois coupées et tournées, les images sont traitées avec le logiciel de stéréocorrélation. Les perturbations issues de la modification des images entraînent obligatoirement des erreurs lors du calcul des déplacements par le logiciel.

Une fois ces paramètres définis, il est nécessaire de réaliser une paire d'images de la mire (une par chemin optique, prises simultanément) pour enregistrer la position de chaque caméra par rapport à l'objet étudié. C'est le réglage de positionnement.

Instrumentation du montage pour tubes

Pression d'huile au sein du tube Le capteur de pression (*cf.* figure 2.21) permet de mesurer la pression d'huile au sein du tube à la fois pendant la phase de mise en pression (quasi statique) et pendant la phase d'impact (dynamique). Ce capteur à jauges d'extensométrie a une linéarité $\leq 0,10\%$ et une gamme de mesure allant jusqu'à 2000 bar.

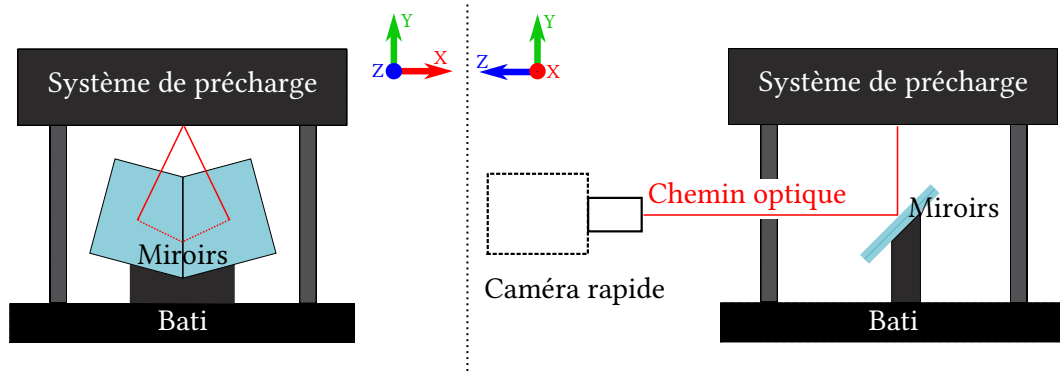


FIGURE 3.6: Schéma de la disposition des miroirs par rapport au dispositif de précharge.

Mesure de déplacement par LVDT Les LVDT (Linear Variable Differential Transformer) sont des capteurs de déplacement par contact. Ces capteurs ont une plage de mesure allant jusqu'à 3 mm et présentent une linéarité de $\pm 0,3\%$ ce qui permet de réaliser des mesures fiables. Plusieurs LVDT sont utilisés afin de mesurer l'allongement longitudinal du tube ainsi que le gonflement radial : deux LVDT mesurent le déplacement des mors extérieurs et un troisième mesure le déplacement vertical du centre du tube (*cf.* figure 3.7).

L'allongement du tube correspond à la somme des déplacements de chaque mors extérieur en prenant comme hypothèse que le tube se déforme de façon symétrique.

L'angle du "Vé" de maintien est de 90° . La variation de rayon du tube (ΔR) est donnée par l'équation 3.3, où ΔX est la mesure de déplacement du LVDT, ΔC la variation de position du centre du tube (*cf.* figure 3.8).

$$\Delta X = \Delta C + \Delta R \quad (3.1)$$

$$\Delta C = \sqrt{2}\Delta R \quad (3.2)$$

$$\Delta R = \frac{\Delta X}{1 + \sqrt{2}} \quad (3.3)$$

Stéréo corrélation sur tubes La stéréo corrélation est utilisée pour vérifier l'état de contraintes du tube pendant la phase de mise en pression. Deux caméras, disposées à 30° l'une de l'autre et cadencées à 1 Hz, visent l'extérieur du tube (*cf.* figure 3.9). La stéréo corrélation n'est pas possible pendant la phase d'impact à cause de l'encombrement de la caisse de protection, de la tour de chute et du risque d'éclatement du tube.

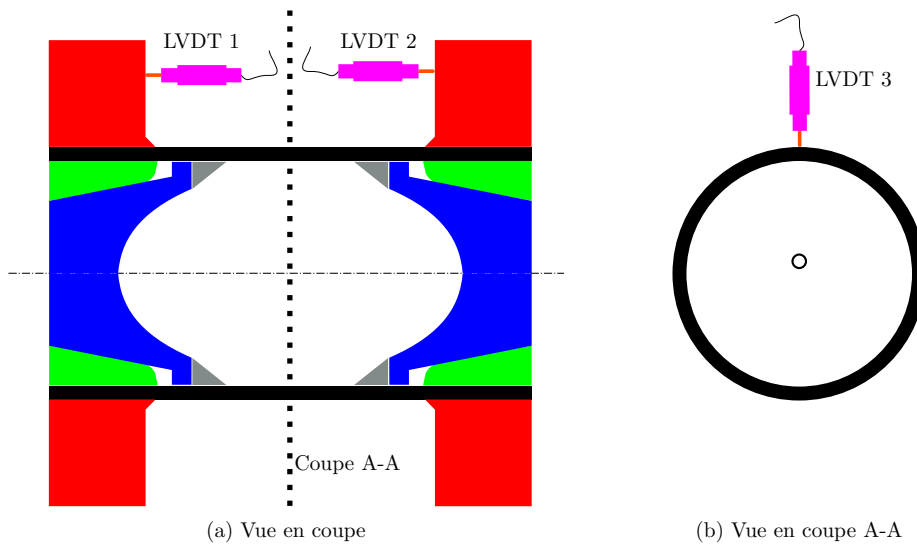


FIGURE 3.7: Disposition des capteurs LVDT sur un tube ((a) l'allongement, (b) mesure du gonflement)

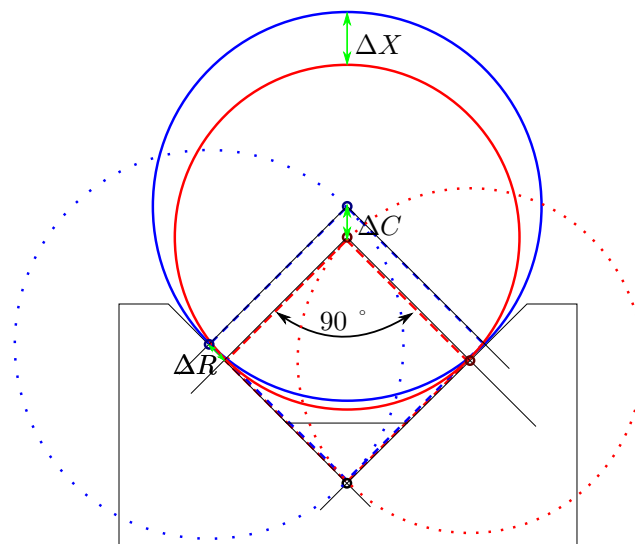


FIGURE 3.8: Modèle géométrique pour le calcul du gonflement radial.

3.1.2 Expertise de l'endommagement

Les endommagements générés par impact doivent être qualifiés dans un premier temps puis quantifiés afin d'obtenir des modèles mathématiques de réponses (surface de réponses). Les endommagements principalement relevés sont les délaminages et les ruptures de fibres.

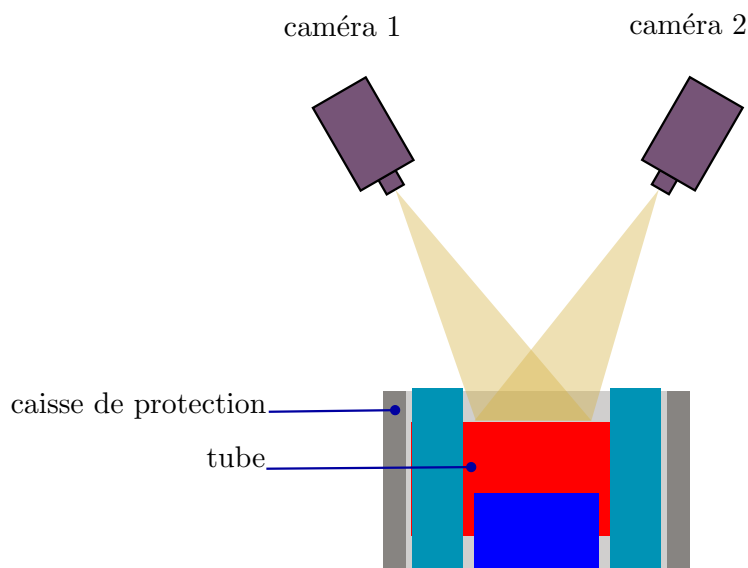


FIGURE 3.9: Positionnement des caméras pour le suivi en stéréo corrélation lors de la mise en pression de tube

Micrographie La micrographie optique, méthode destructive, est utilisée pour qualifier l'endommagement généré.

Contrôle par ultrason - C-scan Cette technique est non destructive et est relativement rapide à mettre en oeuvre. Les observations décrites dans cette thèse sont réalisées avec un système OmniScan©MX-2 muni d'un capteur multi-éléments composé de 64 éléments acoustiques répartis sur une ligne. Le capteur est déplacé à la surface supérieure de la pièce à contrôler.

Un élément est à la fois émetteur et récepteur et enregistre l'amplitude du signal reçu en fonction du temps de réponse (traduit en distance après une phase d'étalonnage de la vitesse de propagation dans le matériau). La figure 3.10 représente le signal enregistré par un élément, pour un matériau sain et pour un matériau comportant un délaminage. Le premier pic (A), visible dans les deux cas, représente la réflexion du signal émis sur la surface supérieure de l'échantillon. Le pic (B) représente la réflexion du signal par la surface inférieure de l'échantillon, il n'est visible que pour le matériau sain. Le pic (C) marque la présence d'une discontinuité de la matière (délaminage), il apparaît dans l'échantillon endommagé. Le pic (D) de plus faible intensité que (C) et tel que $AD = 2 AC$, correspond à la répétition du premier echo (C). En effet, après réflexion de l'onde sur le délaminage, celle-ci atteint la surface supérieure. Une partie de cette onde est transmise au récepteur et l'autre partie est réfléchiée et réalise un second aller-retour (jusqu'au délaminage).

L'ensemble des 64 A-scans assemblés forme un S-scan (*cf.* figure 3.11) qui correspond à une vue en coupe du matériau sous le capteur. Le capteur est associé à un codeur permettant d'enregistrer la position du capteur. Pour chaque position du capteur, un S-scan est enregistré. L'ensemble des S-scans peut être assemblé pour former le volume virtuel du matériau (*cf.* figure 3.12).

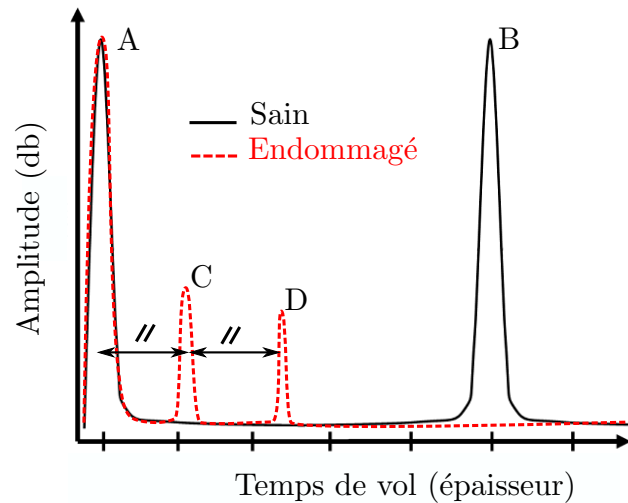


FIGURE 3.10: Représentation d'un signal A-scan pour un matériau sain et pour un matériau endommagé

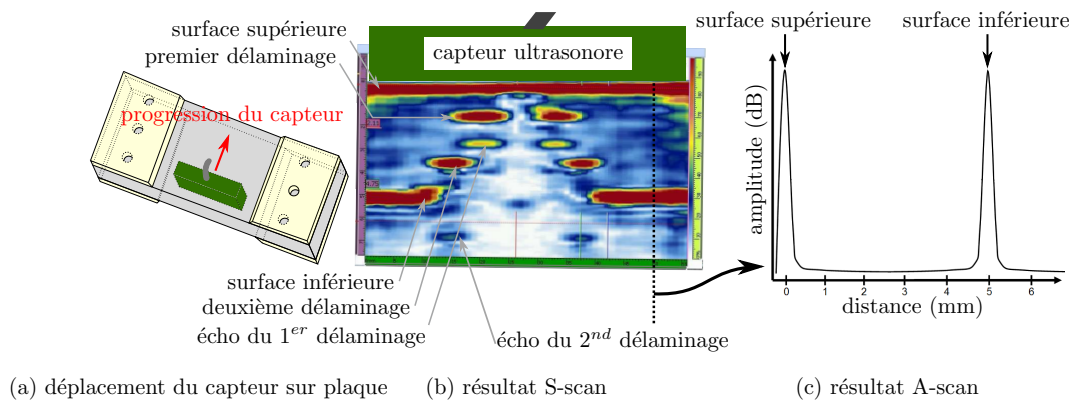


FIGURE 3.11: Signal S-scan composé de 64 A-scans

Pour les plaques, les délaminaisons sont quantifiées en parcourant ce volume virtuel par des plans parallèles à la surface de l'échantillon (*cf.* figure 3.12). Le plan situé au niveau de la surface inférieure permet de mesurer directement la projection

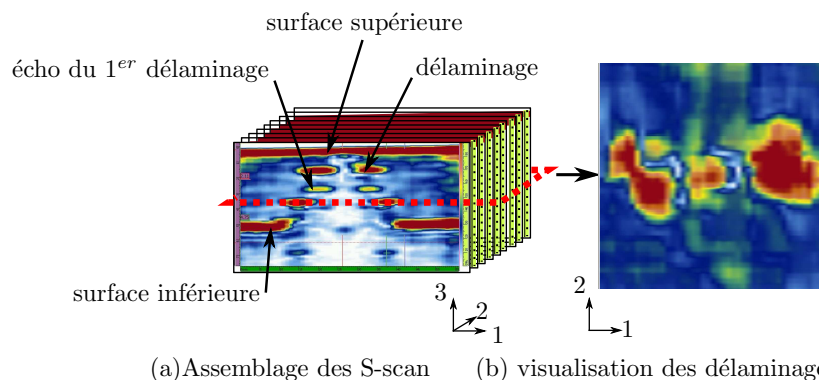


FIGURE 3.12: Assemblage des S-scans pour former le volume virtuel

de l'aire endommagée (quantité couramment observée dans les études d'impact sur composite). Il est également possible de mesurer précisément la surface des délaminages au niveau de chaque interface lorsque ces derniers ne sont pas masqués par un délaminage situé au-dessus.

La présence de nombreuses porosités au sein des tubes ne permet pas d'obtenir les positions des délaminages dans l'épaisseur. Cependant, il est possible de constater la présence ou non d'écho de fond, et donc d'obtenir la projection de l'aire endommagée (C-scan).

Pour les tubes, l'état très irrégulier de leur surface, rend difficile la transmission des ultrasons malgré l'utilisation d'un gel couplant. Les tubes ont été plongés dans l'eau ce qui permet de transmettre correctement les signaux (*cf.* figure 3.13). Le capteur est maintenu par une pince métallique et le tube est mis lentement en rotation. Pour balayer l'intégralité de la zone endommagée, il est nécessaire de réaliser 3 C-scans. Pour chacun des C-scans la distance par rapport à un bord du tube étant mesurée précisément, les trois mesures sont assemblées (*cf.* figure 3.14).

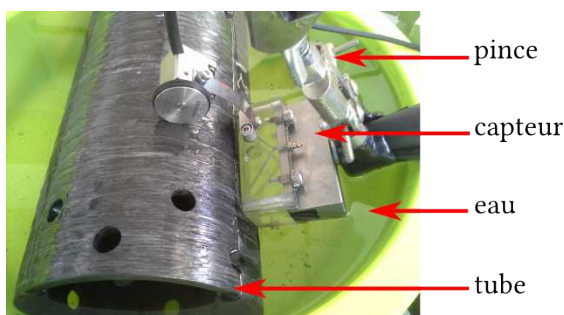


FIGURE 3.13: Mise en place de la mesure par ultrasons pour les tubes

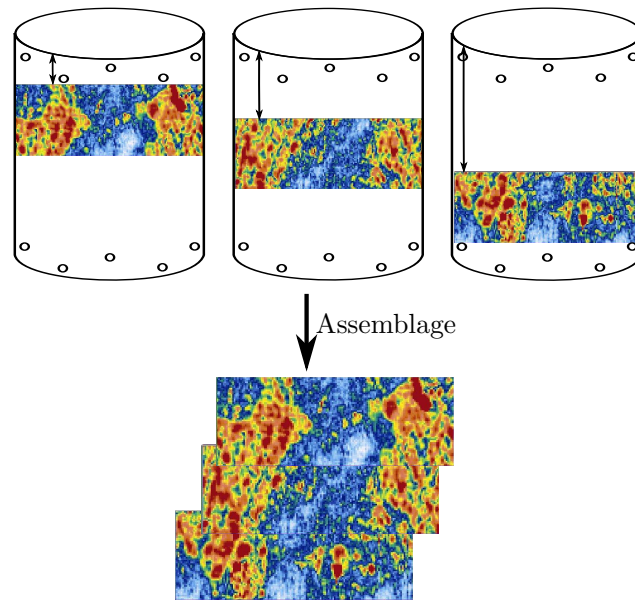


FIGURE 3.14: Mesures par ultrasons sur tube : trois C-scans indépendants et leur assemblage

De-ply technique La technique de-ply permet d'obtenir les ruptures de fibres ainsi que les surfaces délaminées (*cf.* section 1.3.2.2). Cette technique est utilisée pour les plaques dans le but principal d'obtenir des informations quantitatives sur les ruptures de fibres.

Une comparaison des mesures de délaminage obtenues par cette technique avec celles obtenues par le contrôle par ultrasons est réalisée (*cf.* figure 3.15). L'interface observée est située proche de la surface supérieure de la plaque pour s'assurer que la technique par ultrason ne soit pas perturbée par des endommagements présents en amont. La figure 3.15 montre que les zones délaminées sont parfaitement représentées par le dépôt d'iodure de zinc (ZnI_2) et que la méthode de-ply peut aussi être considérée comme fiable pour la mesure de délaminage. Cette technique va permettre de pallier à l'effet masquage des premiers délaminages sur les suivants pour le contrôle par ultrason. Ces deux techniques sont complémentaires et permettent une quantification des délaminages (à chaque interface) et des ruptures de fibres.

3.1.3 Plan d'expériences

Les plans d'expériences seront utilisés pour définir les paramètres d'essais sur plaques, tubes et réservoirs. Les paramètres d'entrée et de sortie sont respectivement appelés facteurs et réponses.

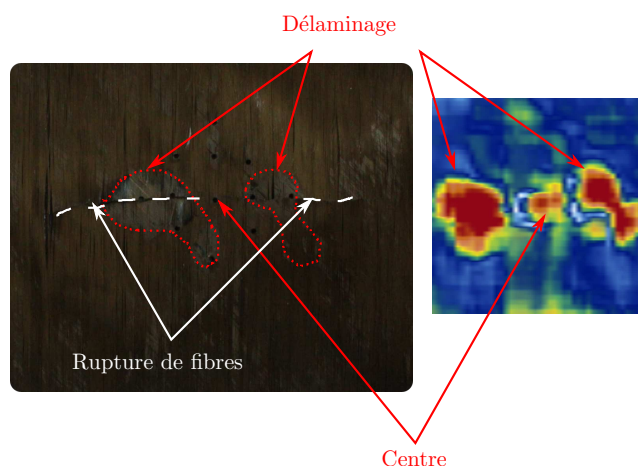


FIGURE 3.15: Comparaison de-ply technique et CND par ultrason

Les plans d'expériences permettent de vérifier si un facteur est influent ou non, et d'observer des corrélations entre facteurs. Leur intérêt est de minimiser le nombre d'expériences tout en ayant un maximum d'informations. Dans le cas d'essais coûteux, l'utilisation de plans d'expériences est incontournable.

Lors d'un essai d'impact, les réponses (force de contact, aire endommagée, ...) sont étudiées en fonction des facteurs (masse, vitesse, énergie, précharge, ...). Elles sont ensuite modélisées par des surfaces de réponses construites par interpolation polynomiale à partir de points d'expériences.

Pour une étude avec trois facteurs A, B, C de valeurs discrètes $\{a_i | i = 1, \dots, l\}$, $\{b_j | j = 1, \dots, m\}$, $\{c_k | k = 1, \dots, n\}$, un plan d'expériences complet comporte $l \times m \times n$ expériences. L'utilisation de plan factoriel permet par exemple de diviser par 10 le nombre d'essais.

3.1.3.1 Plans d'expériences optimisés

Un plan d'expériences optimisé permet de définir les paramètres optimaux d'essais pour obtenir le maximum d'informations sur un domaine donné, avec un minimum d'essais. Ils garantissent les propriétés suivantes, pour un minimum d'essais :

- isovariance par rotation : le rang d'un facteur ne doit pas avoir d'effet sur le résultat ;
- précision uniforme : le domaine interpolé par le plan doit présenter des caractéristiques d'incertitude uniforme ;
- l'orthogonalité : deux facteurs sont orthogonaux si à chaque niveau de l'un correspondent tous les niveaux de l'autre, le même nombre de fois.

Parmi les plans d'expériences optimisés, les plus courants sont les plans de Box-Behnken, Doehlert, Hadamard ou Taguchi [67, 68, 69, 70, 71]. Les résultats fournis par ces plans sont approchés par une surface de réponse d'ordre 2 en fonction des facteurs (X_1, X_2) , équation 3.4.

$$y = a_{11}X_1^2 + a_{22}X_2^2 + a_{12}X_1X_2 + a_1X_1 + a_2X_2 + a_0 \quad (3.4)$$

Pour deux facteurs d'entrée X_1 et X_2 sur la réponse y , des variables centrées réduites x_i sont définies sur $[-1, 1]$ par la transformation isoprobabiliste, équation 3.5 [69].

$$x_i = \frac{X_i - X_i^0}{\Delta X_i} \quad (3.5)$$

où X_i^0 représente la valeur du facteur au centre du domaine et ΔX_i le pas de variation (*cf.* équation 3.6).

$$\Delta X_i = \frac{X_i^{max} - X_i^{min}}{2} \quad (3.6)$$

Le polynôme à identifier s'exprime alors, dans le domaine centré réduit, par l'équation 3.7 avec η une réponse cherchée.

$$\eta = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_{11}x_1^2 + b_{22}x_2^2 + b_{12}x_1x_2 \quad (3.7)$$

L'équation 3.7 peut aussi s'écrire :

$$Y = XB + e \quad (3.8)$$

avec, Y le vecteur colonne des réponses, X la matrice du modèle, B les paramètres à identifier et e le vecteurs des erreurs expérimentales.

Par minimisation au sens des moindres carrés, la résolution de l'équation 3.8 s'écrit :

$$B = (X^tX)^{-1}X^tY \quad (3.9)$$

la précision des estimateurs B est déterminée à partir de la covariance définie par l'équation 3.10

$$Var(B) = \sigma^2(X^tX)^{-1} \quad (3.10)$$

avec σ^2 la variance de l'erreur expérimentale. La matrice de covariance est indépendante des résultats expérimentaux et peut être déterminée avec les éléments de la matrice d'expérience et de la variance de l'erreur expérimentale.

3.1.3.2 Plan de Doehlert

Les plans de Doehlert sont retenus dans ce travail. Ils présentent comme avantages les caractéristiques suivantes :

- **Distribution uniforme des points expérimentaux.** L'intérêt de cette propriété réside dans l'uniformité du maillage du domaine étudié. Ainsi, l'interpolation des réponses sera de qualité constante.
- **Extension possible de la matrice dans le domaine expérimental** en rajoutant un nombre limité d'expériences (*cf.* figure 3.16).
- **Augmentation possible du nombre de facteurs en cours d'étude** tout en conservant les expériences déjà effectuées et la continuité des réponses.

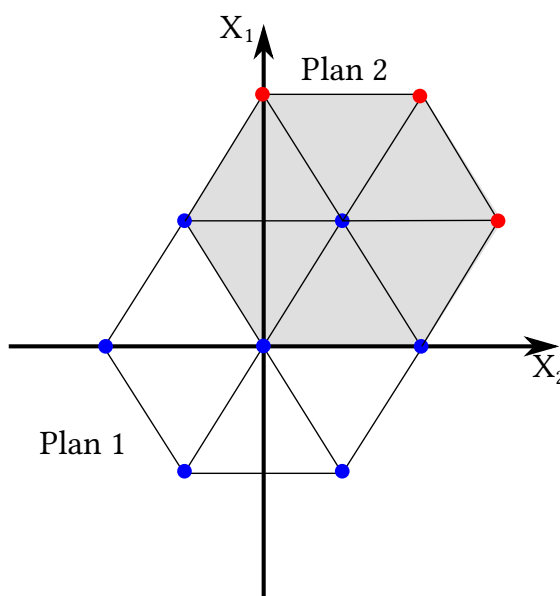


FIGURE 3.16: Extension d'une matrice de Doehlert dans un espace expérimental à deux facteurs X_1 et X_2

Dans le cadre des plans de Doehlert, la fonction de variance est représentée par la figure 3.17 en fonction des paramètres X_1 et X_2 . Il est à noter que la qualité de l'interpolation polynomiale est indiquée par la valeur de la fonction de variance. À titre d'exemple, la figure 3.17 indique que cette qualité est mauvaise aux frontières du domaine d'étude.

Le tableau 3.1 représente les matrices d'expériences de Doehlert pour 1, 2, 3 et 4 facteurs d'entrée dans l'espace des variables centrées réduites.

TABLEAU 3.1: Matrices d'expériences de Doehlert pour 1, 2, 3 et 4 facteurs

N°	x_1	x_2	x_3	x_4
1	0,000	0,000	0,000	0,000
2	1,000	0,000	0,000	0,000
3	-1,000	0,000	0,000	0,000
4	0,500	0,866	0,000	0,000
5	-0,500	-0,866	0,000	0,000
6	0,500	-0,866	0,000	0,000
7	-0,500	0,866	0,000	0,000
8	0,500	0,289	0,816	0,000
9	-0,500	-0,289	-0,816	0,000
10	0,500	-0,289	-0,816	0,000
11	0,000	0,577	-0,816	0,000
12	-0,500	0,289	0,816	0,000
13	0,000	-0,577	0,816	0,000
14	0,500	0,289	0,204	0,791
15	-0,500	-0,289	-0,204	-0,791
16	0,500	-0,289	-0,204	-0,791
17	0,000	0,577	-0,204	-0,791
18	0,000	0,000	0,612	-0,791
19	-0,500	0,289	0,204	0,791
20	0,000	-0,577	0,204	0,791
21	0,000	0,000	-0,612	0,791

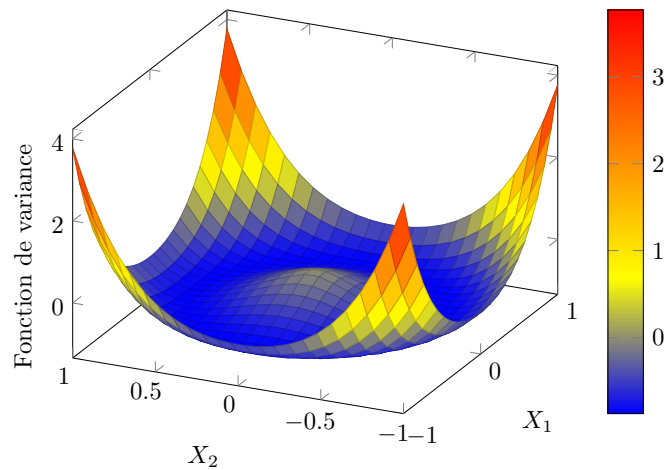


FIGURE 3.17: Courbe d'isovariance pour une matrice de Doehlert

3.2 Impact sur plaques préchargées

3.2.1 Matériau de l'étude et échantillons

Le matériau utilisé est un stratifié composé de plis composites unidirectionnels de fibres de carbone T700 préimprégnées de résine époxyde M10R.

Trois épaisseurs sont réalisées, 5, 10 et 15 mm, de stratification $([0/45/90/-45]_i)_s$, avec $i = 2, 4, 6$. Cette stratification permet d'obtenir un angle identique de 45° entre chaque pli. Pour chaque épaisseur, quatre plaques rectangulaires de dimension $450 \text{ mm} \times 500 \text{ mm}$ sont fabriquées. Ces plaques sont drapées sur une plaque d'acier d'une planéité de $0,1 \text{ mm m}^{-1}$. Une fois le drapage réalisé avec les tissus techniques (cf. partie 1.1.2.1), un vide d'au moins -850 mbar est respecté. Les plaques sont ensuite insérées dans un autoclave avec une pression de 5 bar.

Le cycle de cuisson est composé de deux plateaux de température. Un premier plateau à 85°C pendant 45 min permet de stabiliser l'auto échauffement lié au caractère exothermique de la réticulation de la résine. Un second plateau à 120°C pendant 60 min permet de réticuler correctement la résine d'après les spécificités du fabricant. Durant les phases de transition en température, une vitesse de chauffage/refroidissement de $2,6^\circ\text{C min}^{-1}$ est appliquée.

Pour les fabrications de nos plaques, à l'exception de la première série (plaques de 5 mm), des thermocouples sont installés au sein des plaques pour mesurer la température au cours de la cuisson. La figure 3.18 montre les courbes de température pour les différentes plaques en fonction du temps. Les mesures montrent que l'ensemble des séries de cuisson s'est déroulé convenablement en évitant des surcuissons trop importantes.

De chaque plaque huit échantillons de $100 \text{ mm} \times 230 \text{ mm}$ sont extraits par découpe jet d'eau.

Pour éviter d'endommager la plaque au niveau des extrémités fixées au montage de précharge, des talons composites fibre de verre/ époxyde (GFRP) de $70 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ sont collés. Des talons en aluminium sont ensuite collés sur les talons en fibre de verre pour améliorer le contact entre l'échantillon et le dispositif. Par la suite, trois perçages de $10,5 \text{ mm}$ de diamètre sont réalisés à chaque extrémité pour permettre la fixation au dispositif. L'échantillon équipé de talons est représenté sur la figure 3.19.

Les échantillons sont mis en place puis en tension dans le dispositif de précharge, présenté dans le paragraphe 2.2.1. L'ensemble, montage et échantillon précontraint, est placé sous la tour de chute pour être impacté (cf. paragraphe 3.1.1.1).

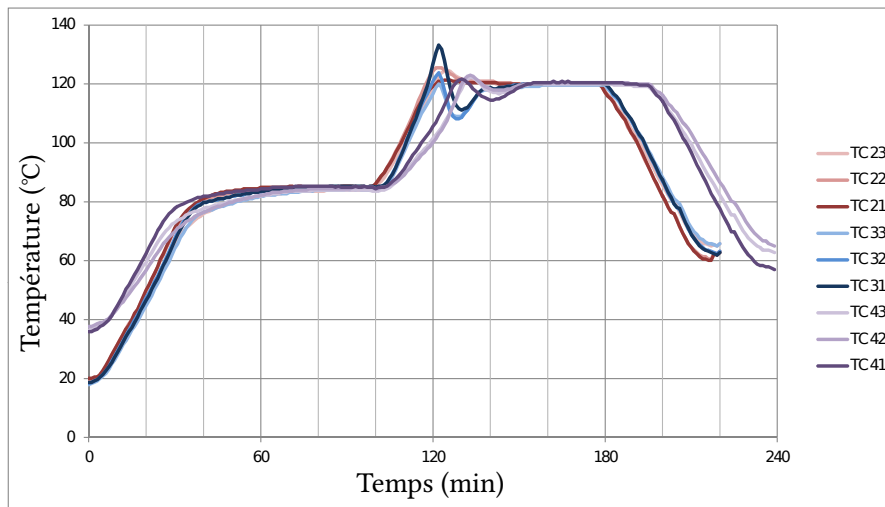


FIGURE 3.18: Température au cours de la polymérisation des plaques.

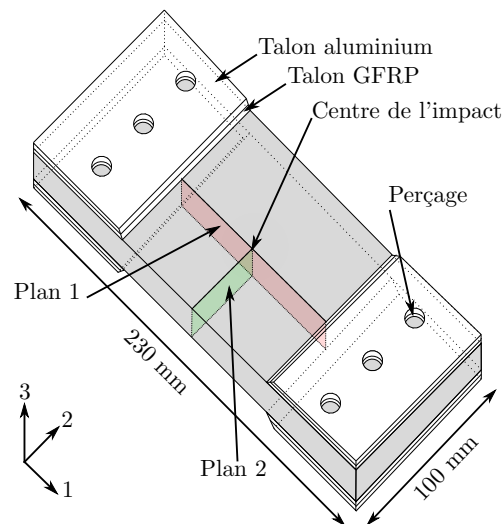


FIGURE 3.19: Échantillon après collage de talons et perçages. Schématisation des deux plans d'observation pour les micrographies optiques.

3.2.2 Essais préliminaires

Ces essais préliminaires visent deux objectifs :

- définir une gamme d'énergie permettant d'amorcer l'endommagement au sein de l'échantillon sans le détruire ;
- analyser les types d'endommagements générés

Pour réduire le nombre d'essais et prédéfinir la gamme d'énergie, un calcul par éléments finis est réalisé à l'aide du logiciel Abaqus ©. Un essai d'indentation quasi statique avec un indenteur hémisphérique de 16 mm de diamètre (identique à l'impacteur utilisé) est modélisé. La plaque est maillée avec des éléments coques (S4R) à quatre noeuds avec un seul point d'intégration. Le comportement du stratifié est à ce stade supposé élastique linéaire. Les propriétés mécaniques utilisées sont renseignées dans le tableau 3.2. Les orientations du multicouche ont été définies dans le module "composite layups" de Abaqus Cae©. Les conditions aux limites de la plaque sont identiques à celles de l'échantillon fixé dans le dispositif de précharge (sans précharge). Comme les endommagements attendus sont principalement le délaminage et la fissuration matricielle, un critère sur la contrainte maximale dans les directions des fibres est appliqué. La contrainte maximale à atteindre est de 2400 MPa, correspondant à la rupture en traction d'un pli en fibres T700 (cf. [72]). Les simulations ont conduit à des niveaux d'énergie nécessaires de 62 J, 127 J et 214 J pour respectivement les plaques de 5 mm, 10 et 15 mm.

TABLEAU 3.2: Propriétés du pli composite T700/Époxyde

Propriétés	Valeur	
Module longitudinal, E_{11} (GPa)	130,0	
Rigidité transverse, E_{22}, E_{33} (GPa)	9,5	
Coefficients de poisson, $\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$	0,3	
Module de cisaillement, G_{12}, G_{13} (GPa)	3,5	
Module de cisaillement transverse, G_{23} (GPa)	5,0	
Contrainte à rupture longitudinale, X_t (MPa)	2400	[72]
Densité (kg m^{-3})	1800	

Des essais d'impact ont été ensuite réalisés avec ces niveaux d'énergies. Chacun des échantillons est fixé sur le dispositif de précharge et subit juste une précharge négligeable de 10 N pour s'affranchir des jeux du montage.

La première information issue de ces essais est la force maximale au contact. Son évolution est comparable à celle trouvée par Caprino *et al.* [37], à savoir proportionnelle à l'épaisseur à la puissance $\frac{3}{2}$ (cf. figure 3.20).

Les endommagements sont ensuite observés par microscopie optique dans les plans 1 et 2 schématisés sur la figure 3.19.

Pour la plaque de 5 mm d'épaisseur, un cratère est visible dans la zone d'impact (cf. figure 3.21). Dans le plan 1, à 0° , l'ensemble des endommagements est contenu dans un cône comme habituellement observé dans ces configurations d'impacts sur composites [73]. La zone centrale directement sous le cratère est quasiment dépourvue d'endommagement. De multiples délaminages, répartis autour de la

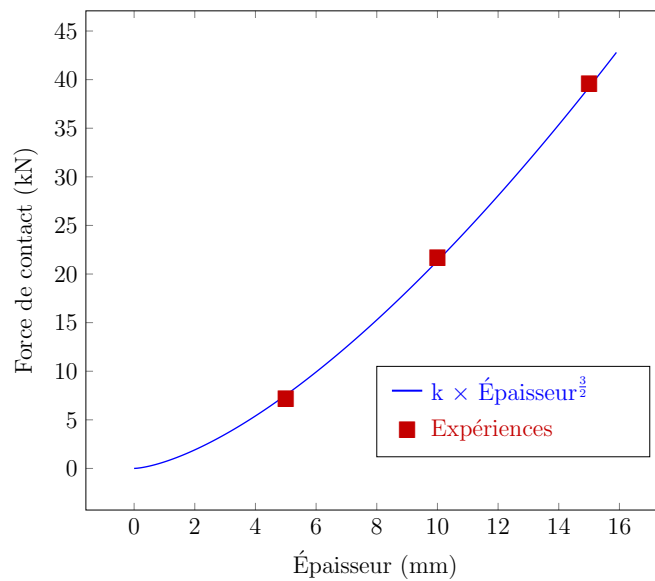


FIGURE 3.20: Courbe représentant la force de contact maximale pour les éprouvettes impactées avec les énergies de référence.

zone non endommagée, se rejoignent par des fissures à 45° , provoquées par les contraintes de cisaillement transverse. Les délaminages les plus importants sont visibles du côté de la face non impactée.

Dans le plan 2, à 90° , l'endommagement observé est principalement du délaminage au niveau des plis supérieurs.

Il est possible de faire le même constat pour les éprouvettes de 10 mm (cf. figure 3.22) et de 15 mm (cf. figure 3.23), cependant, les délaminages sont moins marqués.

Les niveaux d'énergie choisis répondent à nos objectifs en créant des endommagements sur toute l'épaisseur sans détruire l'échantillon et sont noté E_{ref} pour la suite.

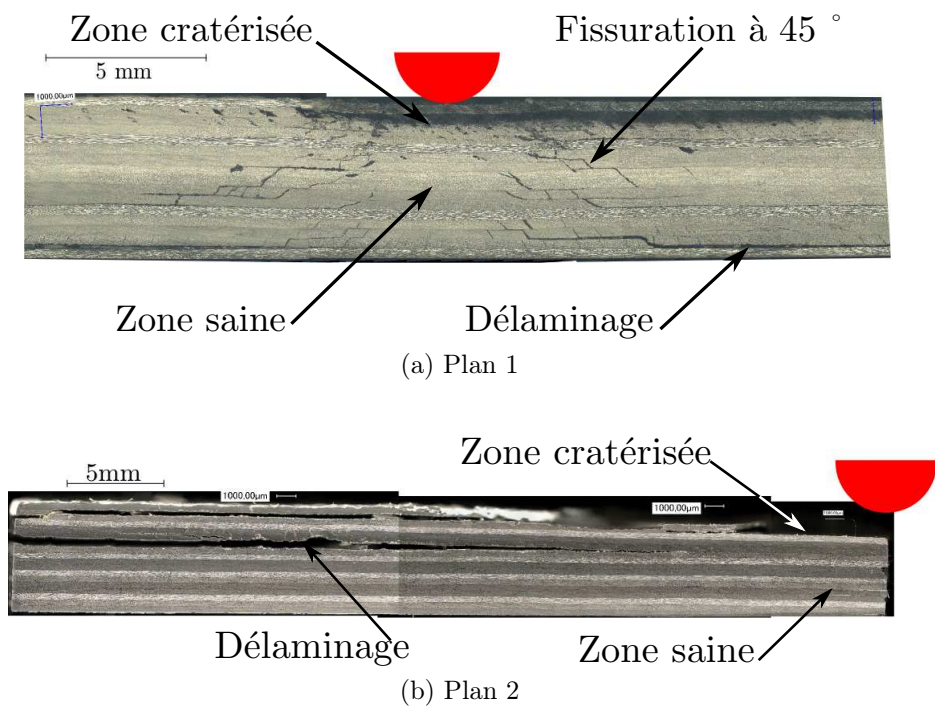


FIGURE 3.21: Micrographie de la plaque de 5 mm impactée avec une énergie de 62 J - Observation dans les plans 1 et 2

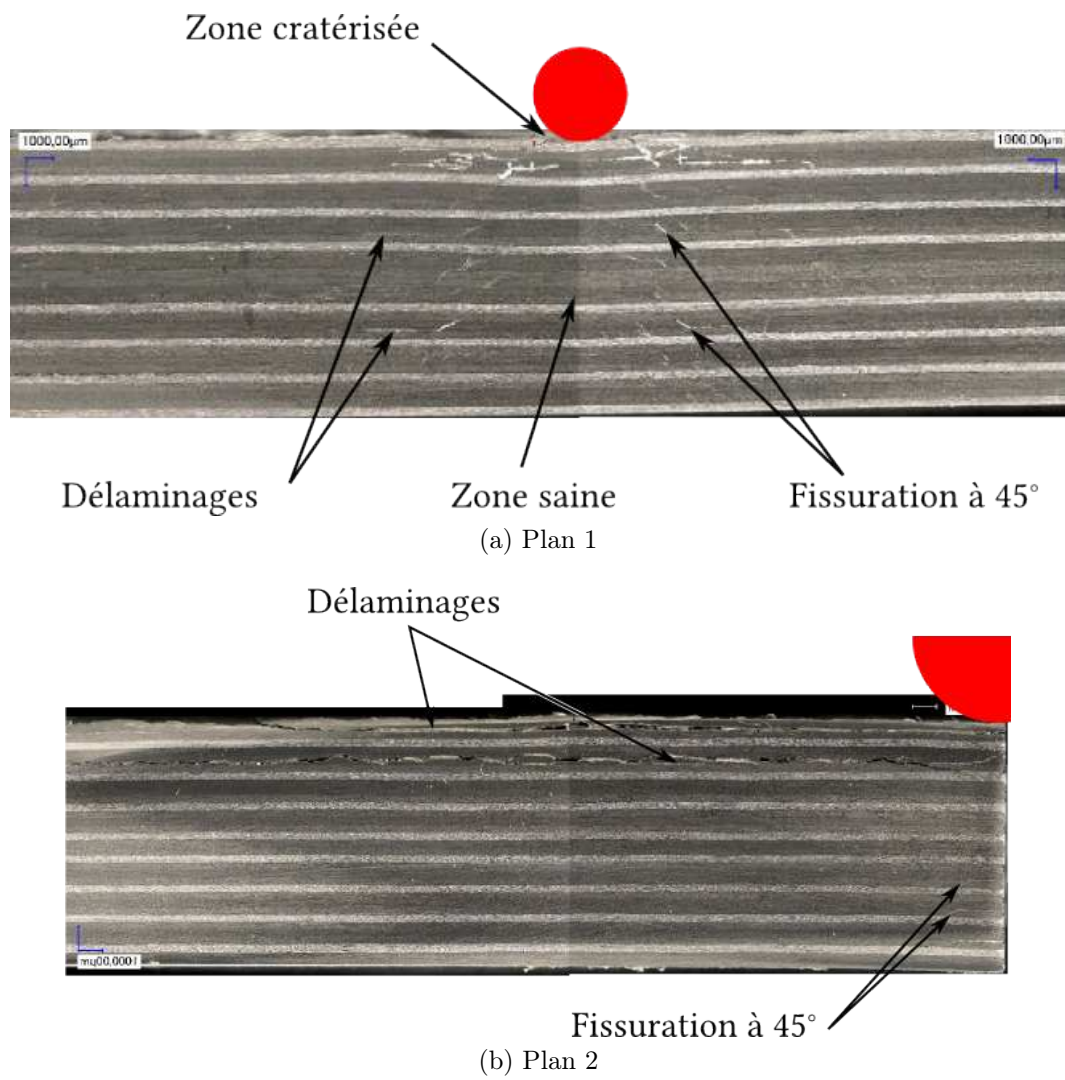


FIGURE 3.22: Micrographie de la plaque de 10 mm impactée avec une énergie de 127 J - Observation dans les plans 1 et 2

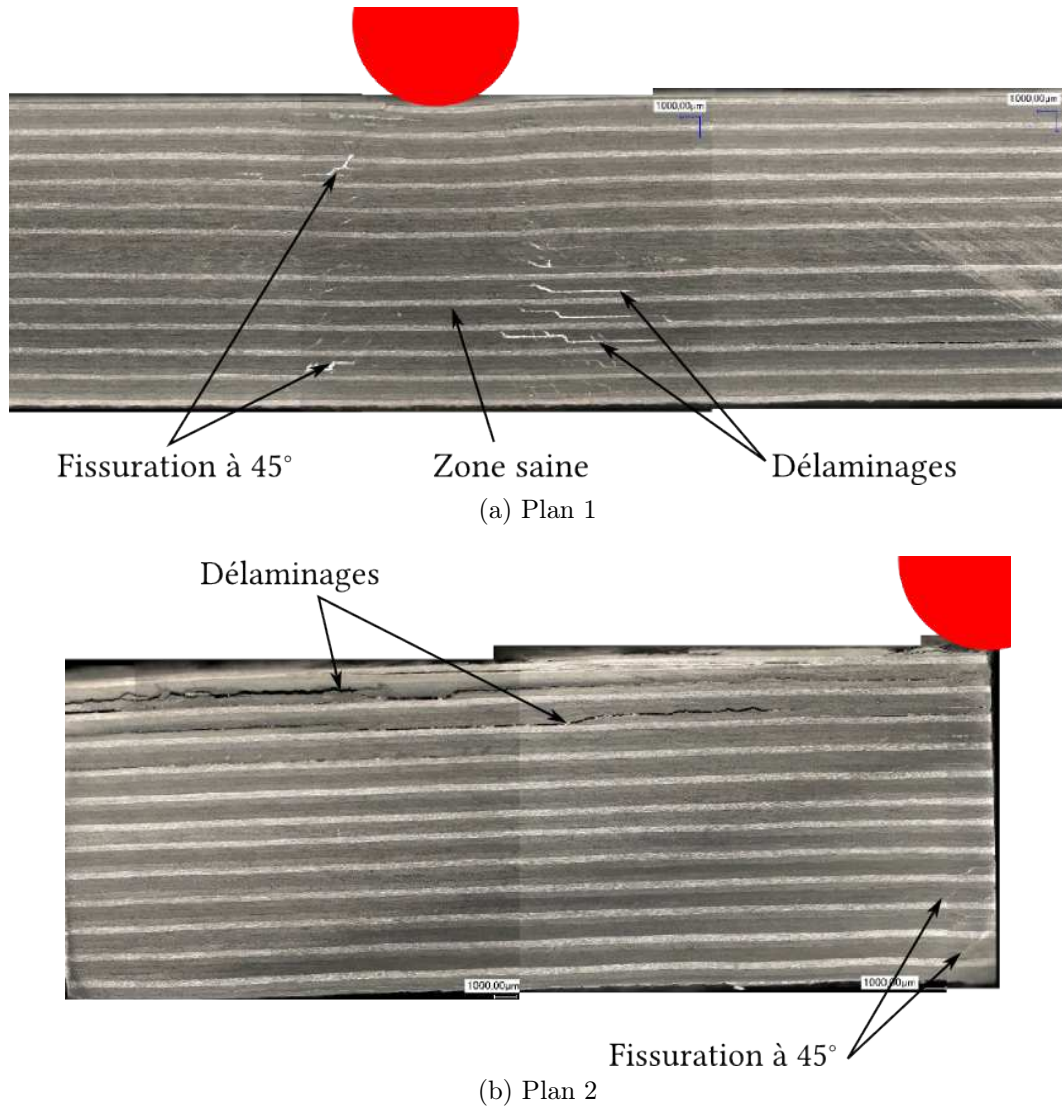


FIGURE 3.23: Micrographie de la plaque de 15 mm impactée avec une énergie de 214 J - Observation dans les plans 1 et 2

3.2.3 Matrice d'essais

L'objectif est d'analyser l'effet de la précharge sur le comportement à l'impact de plaques composites de différentes épaisseurs, pour plusieurs niveaux d'énergies d'impact. Ainsi, les trois facteurs pour cette étude sont l'épaisseur, la précharge et l'énergie d'impact.

Précharge Dans la littérature, la précharge est généralement traduite en niveaux de microdéformation [9, 13, 7, 34, 14], plus rarement en pourcentage de la contrainte à rupture [46] et parfois traduite directement en force [74]. Pour cette étude, la précharge est exprimée en microdéformation, ce qui présente comme avantage d'être indépendant des autres facteurs, notamment de l'épaisseur. Pour rappel *cf.* paragraphe 2.2.1, les limites du montage de précharge sont respectivement de $3000\ \mu\epsilon$, $1500\ \mu\epsilon$ et $1000\ \mu\epsilon$ pour les plaques respectivement d'épaisseur 5, 10 et 15 mm.

Énergie d'impact L'énergie d'impact résulte de la combinaison d'un couple Masse/Vitesse. Pour limiter la compétition entre ces deux paramètres, une gamme de vitesse restreinte de 4 à $5\ \text{ms}^{-1}$ est imposée. Cette énergie est exprimée en part de l'énergie de référence (notée E_{ref} , propre à chaque épaisseur et définie partie 3.2.2).

Un plan d'expériences de Doelhart (*cf.* figure 3.24) avec les trois facteurs d'entrée que sont l'énergie d'impact, la précharge et l'épaisseur, est défini. Dans ce plan (*cf.* tableau 3.3), les précharges les plus importantes sont pour les plaques de 10 mm d'épaisseur. Or, de par les limites du montage (*cf.* section 2.2), la prédéformation maximale atteinte est de $1500\ \mu\epsilon$, ce qui est relativement faible. Du fait de la construction de ce plan de Doelhart, une majorité des essais est réalisée sur des plaques de 10 mm d'épaisseur.

Pour étudier l'influence d'une précharge plus élevée, un second plan d'expérience est défini. Ce plan est focalisé sur les plaques d'épaisseur de 5 mm ; il comporte seulement 2 facteurs (la précharge et l'énergie d'impact) (*cf.* tableau 3.4). La prédéformation ainsi appliquée peut alors atteindre $3000\ \mu\epsilon$. Un huitième point est ajouté à cette matrice d'expériences pour observer l'incidence de l'absence de précharge.

Les facteurs des expériences indiquées dans les tableaux 3.3 et 3.4 sont fournis dans l'espace réel. Les facteurs sont exprimés dans l'espace centré réduit dans le tableau 3.1.

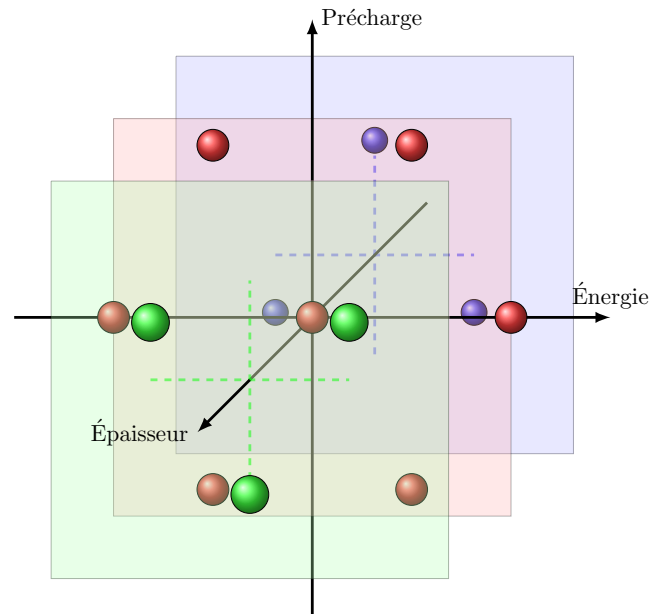


FIGURE 3.24: Représentation des points d'expériences du plan de Doehlert à trois variables.

TABLEAU 3.3: Plan d'expérience à trois facteurs

Num	Énergie (% E_{ref})	Prédéformation ($\mu\epsilon$)	Épaisseur (mm)	Force de pré- chargement (kN)	Énergie d'impact (J)
1	100	900	10	36	127
2	150	900	10	36	190
3	50	900	10	36	63
4	125	1500	10	60	159
5	75	300	10	12	95
6	125	300	10	12	159
7	75	1500	10	60	95
8	125	1100	15	66	267
9	75	700	5	14	46
10	125	700	5	14	77
11	100	1300	5	26	62
12	75	1100	15	66	160
13	100	500	15	30	214

TABLEAU 3.4: Plan d'expériences à deux facteurs (plaques de 5 mm)

Num	Énergie (% E_{ref})	Prédéformation ($\mu\varepsilon$)	Force de pré- chargement (kN)	Énergie d'impact (J)
1	100	2000	40	62
2	150	2000	40	93
3	50	2000	40	31
4	125	3000	60	77,5
5	75	1000	20	46,5
6	125	1000	20	77,5
7	75	3000	60	46,5
8	81,25	0	0	50

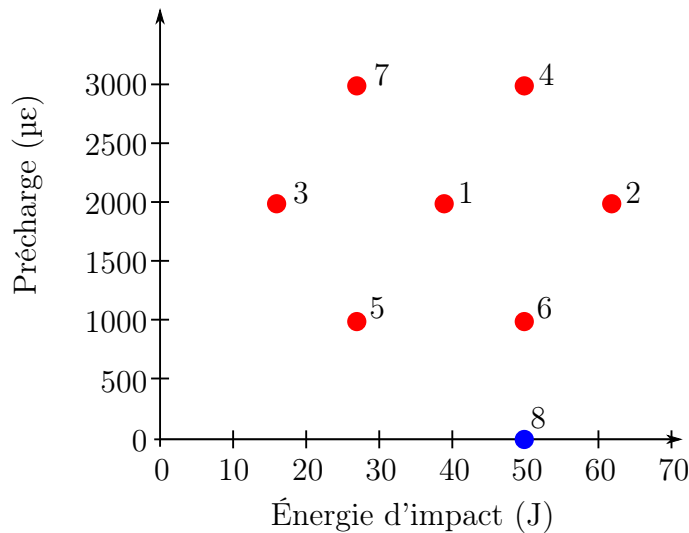


FIGURE 3.25: Représentation des points du plan d'expérience (rouge), essai sans précharge (bleu)

Les réponses à analyser Les réponses généralement discutées dans la littérature sont la force de contact maximale, et le déplacement maximal de l'impacteur. L'énergie dissipée pendant l'impact est également une réponse d'intérêt puisqu'elle peut directement être reliée aux endommagements créés. Ces endommagements sont observés et mesurés par la de-ply technique ainsi que par le contrôle par ultrasons. À la fois les mesures de l'aire de l'ensemble des délaminages et la mesure

de l'aire projetée sont effectuées. Les différentes réponses sont modélisées par un polynôme d'ordre 2 de la forme eq. 3.11 en fonction des facteurs dans leur espace centré réduit.

$$y = a_{11}X_1^2 + a_{22}X_2^2 + a_{12}X_1X_2 + a_1X_1 + a_2X_2 + a_0 \quad (3.11)$$

3.2.4 Résultats pour les plaques d'épaisseur de 5 mm (plan d'expériences 2)

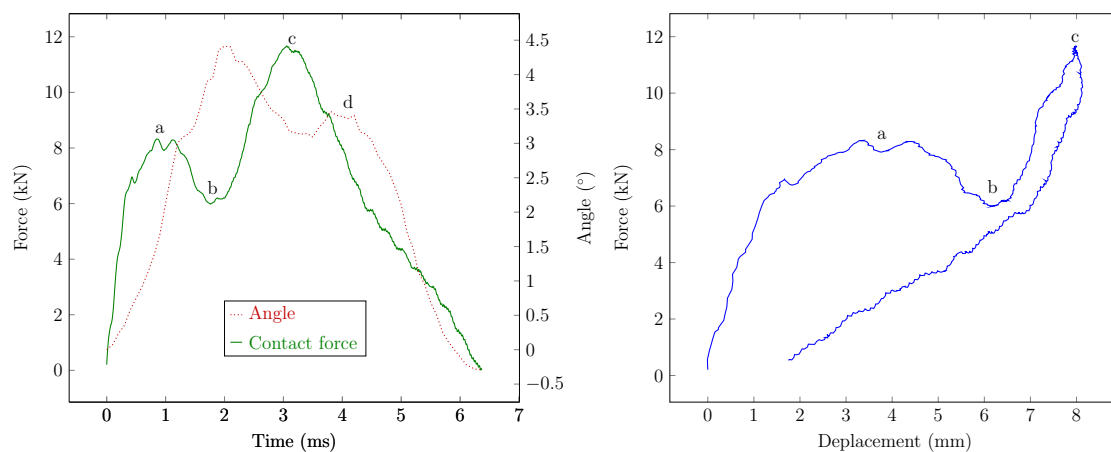
L'ensemble des résultats des essais décrits dans le plan d'expériences tableau 3.4 est présenté dans le tableau 3.5a. L'essai numéro 1, au centre du plan d'expériences, est triplé pour s'assurer de la répétabilité expérimentale (comme préconisé par Doelhert [69]). Les six autres essais, doublés, permettent d'effectuer des observations destructives (technique de dépilement) tout en conservant une éprouvette de chaque essai permettant ultérieurement de réaliser des essais de tenue résiduelle.

3.2.4.1 Courbes force vs déplacement, force vs temps et rotation vs temps

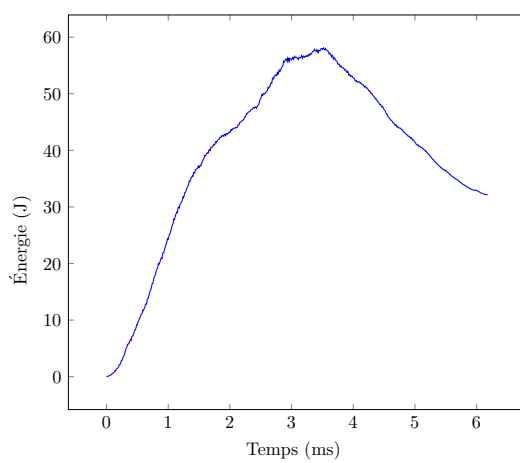
La figure 3.26 fournit une allure type des différentes courbes obtenues ici pour une énergie d'impact de 77,5 J et une précharge de 60 kN, (essai 4'). Elles représentent l'évolution de la force et de l'angle de rotation du mors en fonction du temps, force en fonction du déplacement et énergie en fonction du temps.

L'angle de rotation des mors (*cf.* figure 2.4) est lié directement au mouvement de flexion de la plaque. Son évolution est comparée à celle des autres variables. Au contact, la force et l'angle de rotation augmentent jusqu'au point (a) (Figure 3.26a). À partir de ce point, l'angle de rotation continue à augmenter alors que la force de contact chute (jusqu'au point (b)). L'augmentation rapide de l'angle montre que la plaque fuit sous l'impacteur. Cette fuite provoque une diminution de la force de contact, mais l'impacteur et l'échantillon restent tout de même en contact. Au point (b), l'angle de rotation est maximal, puis la plaque revient vers l'impacteur ce qui implique la diminution de l'angle et l'augmentation de la force jusqu'au point (c). À ce point, la force de contact et le déplacement de l'impacteur sont maximaux (figure 3.26b). Le rebond de l'impacteur fait chuter la force jusqu'à la perte de contact. Sur la courbe de l'angle de rotation en fonction du temps, les oscillations de la plaque sont visibles.

La courbe 3.26c montre une montée de l'énergie jusqu'à la valeur de l'énergie incidente, qui correspond alors au point de déflexion maximale. Il s'en suit un retour élastique qui restitue de l'énergie à l'impacteur pour son rebond.



(a) Force et angle de rotation du mors en fonction du temps (b) Force en fonction du déplacement



(c) Énergie emmagasinée dans la plaque au cours du temps

FIGURE 3.26: Courbes relatives à l'essai 4' référencé tab. 3.4

3.2.4.2 Force de contact

La surface de réponse associée au maximum de la force de contact est modélisée dans l'espace centré réduit. Son équation (eq 3.12) est obtenue à l'aide du logiciel nemrod[©].

$$F = 1.430X_1^2 + 0.940X_2^2 + 0.826X_1X_2 + 4.262X_1 + 0.713X_2 + 7.610 \quad (3.12)$$

La figure 3.27 représente la surface de réponse (b) ainsi que les lignes de niveaux (a) du maximum de la force de contact en fonction des deux paramètres X_1 (énergie d'impact) et X_2 (précharge). L'équation polynomiale de cette réponse est donnée par l'équation 3.12. Les coefficients de cette équation montrent que la contribution majeure est l'énergie d'impact. Sur les tracés (2D et 3D), à énergie incidente fixée, la force de contact augmente avec la précharge. Ce résultat est cohérent avec les travaux de Chiu et al. [46] et de Choi [34]. Pour les faibles énergies d'impact, l'effet de la précharge est très faible ce qui avait été observé par Whittingham [13].

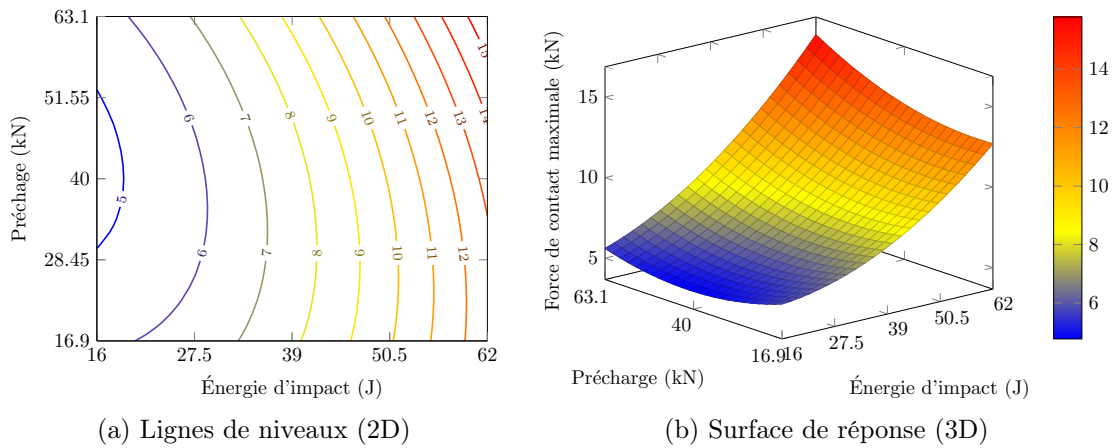


FIGURE 3.27: Force de contact (kN) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge

3.2.4.3 Déflexion de l'échantillon

La déflexion de l'échantillon est déterminée par la position de l'impacteur. La figure 3.28 représente la surface de réponse et les courbes de niveaux associées à la déflexion maximale en fonction des deux mêmes facteurs, l'énergie d'impact et la précharge. Pour l'ensemble des énergies, la déflexion diminue lorsque la précharge augmente. Cette diminution est traduite par le coefficient a_2 du terme du premier ordre en X_2 de l'équation 3.13 qui est négatif. Ce résultat est également en accord avec celui de Choi et al. [34].

$$D = -0.685X_1^2 + 0.975X_2^2 - 0.300X_1X_2 + 2.503X_1 - 1.594X_2 + 6.930 \quad (3.13)$$

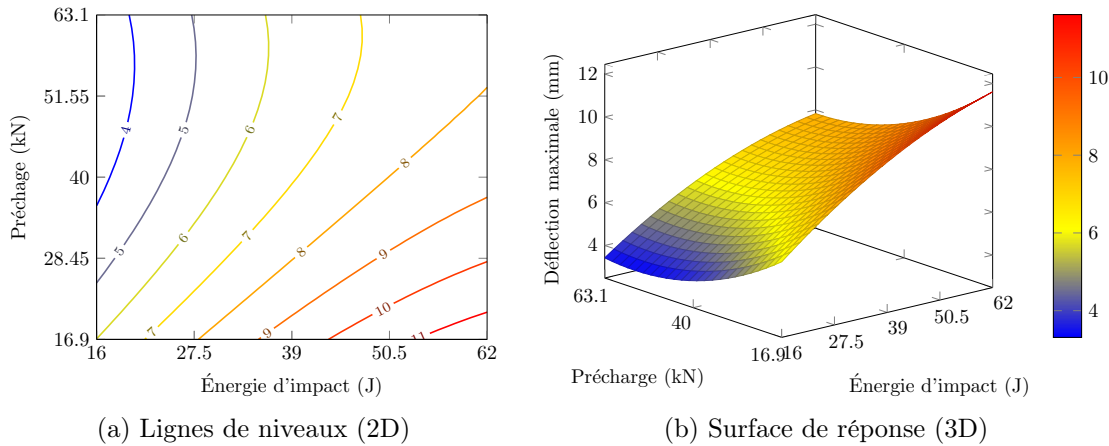


FIGURE 3.28: Déflexion maximale (mm) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge.

3.2.4.4 Taux d'énergie dissipée pendant l'impact (TED)

L'énergie dissipée pendant l'impact est supposée correspondre à la perte d'énergie cinétique de l'impacteur. Cette énergie est calculée par estimation de la différence entre l'énergie cinétique incidente et l'énergie cinétique de rebond de l'impacteur. Le taux d'énergie dissipée est défini comme le rapport de l'énergie dissipée sur l'énergie cinétique incidente. La surface de réponse modélisée ainsi que les lignes de niveaux de ce taux en fonction de la précharge et de l'énergie incidente sont représentées sur la figure 3.29. Ce taux est maximal pour des fortes précharges associées à de faibles énergies d'impact. Sa variation est principalement gouvernée par l'énergie d'impact, il décroît quand l'énergie incidente augmente (coefficient X_1 élevé et négatif dans l'équation 3.14). À énergie d'impact fixée, l'augmentation de la précharge entraîne celle de l'énergie dissipée (coefficient de X_2 positif dans l'équation 3.14).

$$TED = -3.335X_1^2 - 8.255X_2^2 + 0.035X_1X_2 - 14.297X_1 + 7.448X_2 + 59.750 \quad (3.14)$$

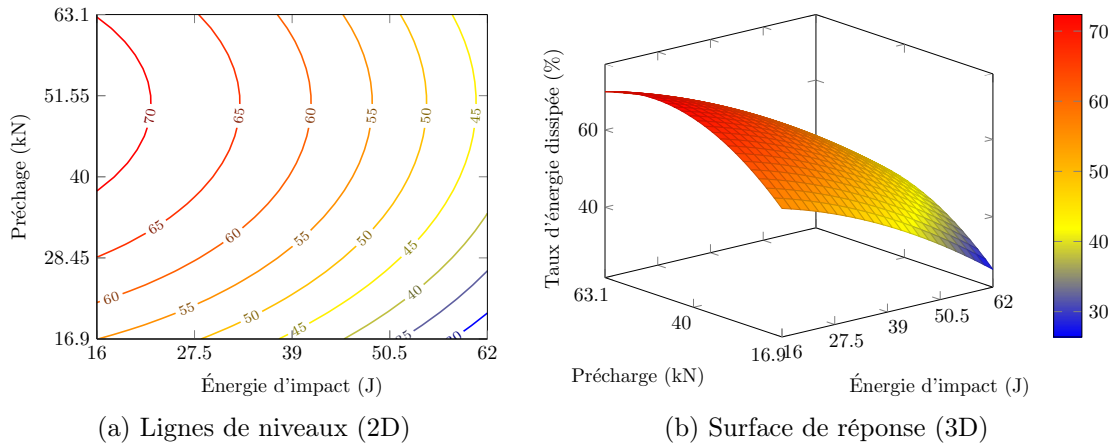


FIGURE 3.29: Taux d'énergie dissipée (%) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge

3.2.4.5 Rupture de fibres

Les ruptures de fibres sont quantifiées par la technique de dépillement (de-ply technique *cf.* paragraphe 3.1.2). Elles sont observées uniquement dans les deux premiers plis du composite. La mesure effectuée est la longueur du projeté de chacune des ruptures sur la normale à la direction des fibres. Ces ruptures sont dues au flambement des plis supérieurs qui sont contraints en compression. Cet état de compression est provoqué par la flexion de l'échantillon pendant l'impact. Pour les essais avec des précharges importantes, la flexion de l'éprouvette est diminuée par la rigidité induite par la précharge. Une prétension initiale importante entraîne une baisse de la compression des premiers plis, ce qui provoque l'absence de rupture de ces plis (*cf.* figure 3.30).

3.2.4.6 Aire endommagée projetée (AEP)

L'aire endommagée projetée (AEP) (Figure 3.31, eq 3.15) est la projection de l'ensemble des aires délaminées obtenues par c-scan sur la surface de la plaque. Pour les faibles énergies d'impact, elle reste sensiblement constante avec la précharge. Pour des énergies plus importantes, l'AEP diminue lorsque la précharge augmente. Ce résultat est en contradiction avec l'étude de Choi et al. [34] qui montre que cette aire augmente avec la précharge. La cause peut être liée aux conditions aux limites qui ne sont pas les mêmes. Pour le montage de Choi et al. [34], la plaque est encadrée dans les mors ; la flexion de l'échantillon est donc moins importante pendant l'impact que dans notre cas. Notons que notre montage autorisant la rotation des mors permet d'être dans des conditions plus représentatives d'un

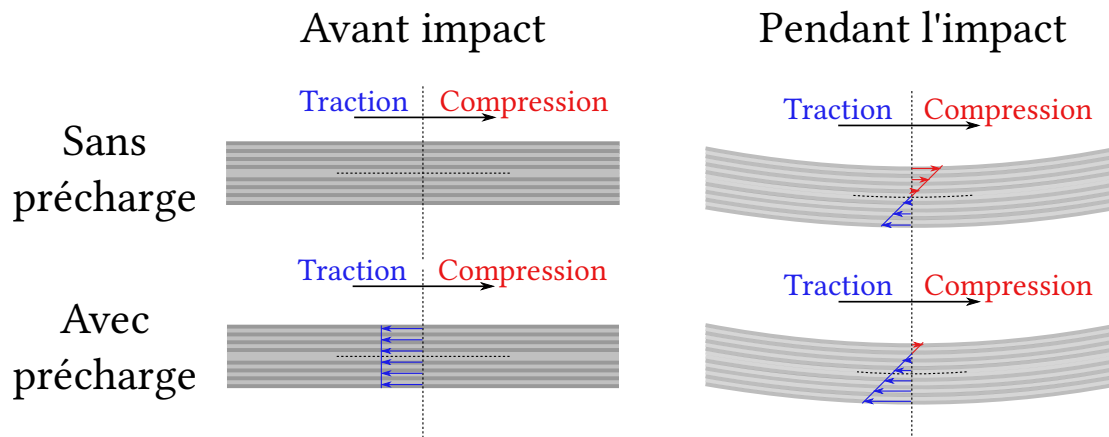


FIGURE 3.30: Schéma de la distribution des contraintes normales longitudinales dans une plaque avant et pendant l'impact avec/sans précharge

impact éloigné des bords encastres d'une plaque.

$$AEP = 104.00X_1^2 + 198.012X_2^2 - 206.697X_1X_2 + 554.667X_1 - 79.677X_2 + 432.00 \quad (3.15)$$

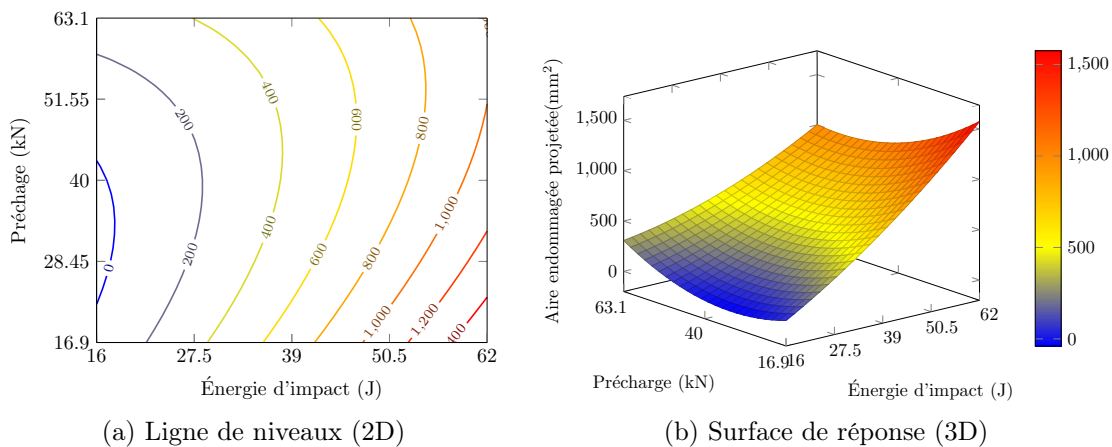


FIGURE 3.31: Aire endommagée projetée (AEP) (mm^2) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge

3.2.4.7 Aire endommagée cumulée (AEC)

L'aire endommagée cumulée (AEC)(figure 3.32) est la somme de l'ensemble des aires délaminées observées aux interfaces des plis de l'échantillon. Chaque délaminage est repéré puis quantifié en utilisant la technique de dépilement et le contrôle

non destructif par ultrason. Les délaminages observés présentent un profil en hélice, couramment observé [75]. L'AEC est maximale pour des énergies d'impact élevées avec une forte précharge. Pour une énergie d'impact élevée, l'augmentation de la précharge conduit à l'augmentation de l'AEC. Comme pour l'AEP, l'AEC reste sensiblement constante pour les faibles énergies. Néanmoins, la présence d'une précharge augmente l'AEC et diminue l'AEP.

En comparant les équations de ces deux mesures des délaminages (AEC et AEP), la différence est sur le signe du coefficient en X_2 qui est positif pour l'équation 3.16 et négatif pour l'équation 3.15. Cela confirme l'évolution différente de ces deux grandeurs en fonction de la précharge.

$$AEC = -116.48X_1^2 + 130.781X_2^2 + 199.907X_1X_2 + 1044.58X_1 + 133.58X_2 + 1150.08 \quad (3.16)$$

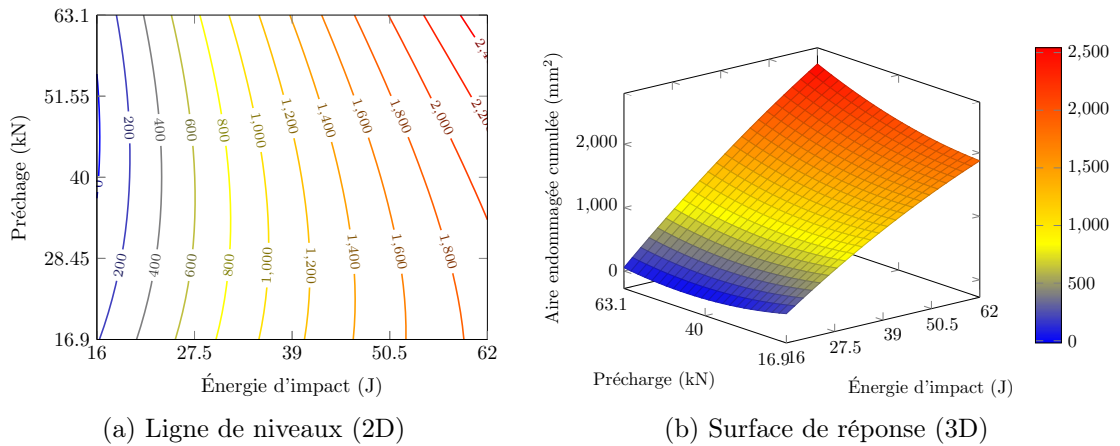


FIGURE 3.32: Aire endommagée cumulée (AEC) (mm^2) en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge

TABLEAU 3.5: Tableau des réponses mesurées et quantifiées (endommagements)

(a) Plan d'expérience 2 (cf. tableau 3.4)

N °	Énergie d'impact ± 0.16 (J)	Précharge ($\mu\epsilon$)	Force de contact max ± 0.01 (kN)	Déflexion maximale ± 0.03 (mm)	% énergie absorbée (%)	Aire Endom- magée Projetée AEP (mm^2)	Aire Endom- magée Cumulée AEC (mm^2)	Longueur de fibres rompues (mm)
1	35,7	2000	7,61	6,93	59,8	432	1150	6
1'	36,5	2000	9,48	6,69	58,7	490	1160	6,4
1''	36,2	2000	8,23	6,82	59,3	462	1146	6,7
2	56,4	2000	13,13	8,74	42,9	1072	2067	58
3	15,4	2000	4,95	3,75	69,9	0	0	0
4	48,0	3000	11,95	7,24	51,3	744	1954	2
5	26,1	1000	6,11	7,48	54,2	290	656	29
6	51,6	1000	10	10,26	38,3	1061	1550	78
7	26,3	3000	6,63	4,98	67,1	331	714	0

(b) Résultats des essais à 50 J

N °	Énergie d'impact ± 0.16 (J)	Précharge ($\mu\epsilon$)	Force de contact max ± 0.01 (kN)	Déflexion maximale ± 0.03 (mm)	% énergie absorbée (%)	Aire Endom- magée Projetée AEP (mm^2)	Aire Endom- magée Cumulée AEC (mm^2)	Longueur de fibres rompues (mm)
4	48,0	3000	11,95	7,24	51,3	744	1954	2
6	51,6	1000	10	10,26	38,3	1061	1550	78
8	49,5	0	7,24	12,5	37,1	1159	1374	114

3.2.4.8 Essai sans précharge

Dans le plan d'expériences 2, deux essais sont réalisés à une énergie de 50 J, l'impact 4 avec une précharge de 3000 $\mu\epsilon$ et le 6 avec une précharge de 1000 $\mu\epsilon$. Pour vérifier les tendances mises en évidence par ces essais, un essai à 50 J sans précharge a été réalisé. Tout comme pour les essais préliminaires, l'échantillon est maintenu dans le système de précharge avec une précharge de 10 N. Le tableau 3.5b montre les résultats pour les trois essais à 50 J.

L'ensemble des résultats est en accord avec les différentes surfaces de réponses et confirme les deux points majeurs :

- L'aire endommagée projetée (AEP) augmente lorsque la précharge diminue,
- L'aire endommagée cumulée (AEC) augmente lorsque la précharge augmente.

3.2.4.9 Discussion

Les différentes surfaces de réponses font apparaître des tendances marquées fonction de l'énergie, de la précharge, ou des deux paramètres. L'objet de ce paragraphe est de discuter ces tendances.

La force de contact augmente avec la précharge, ce qui s'explique par l'augmentation de la rigidité de l'échantillon testé avec cette précharge. Cette augmentation de rigidité induit également une déflexion moins importante.

La précharge introduit, du fait de la stratification, un état de cisaillement entre les plis. Ce cisaillement s'ajoute à celui issu de la flexion de l'éprouvette et est donc plus propice à l'apparition de délaminage. Cela explique le fait que malgré la diminution de l'AEP, une plus grande surface de délaminage est créée.

À iso-énergie, l'énergie dissipée pendant l'impact est plus importante pour les échantillons préchargés malgré l'absence de rupture de fibres. Cela montre que la création des délaminages est consommateur d'énergie.

Les ruptures de fibres sont créées lors d'essais où la déflexion est importante. Ces ruptures de fibres sont concentrées sur les deux plis supérieurs et sont provoquées par flambement des fibres en surface de l'échantillon. La présence d'une précharge, augmentant la rigidité en flexion, conduit à réduire les ruptures de fibres par flambement sur la face impactée.

Lors d'un impact avec une précharge, la distribution des délaminages est modifiée. La figure 3.33 schématise cette distribution. La précharge diminue l'aire du dernier délaminage (le plus grand) et modifie l'angle du cône d'endommagement.

Soulignons que les essais réalisés dans cette thèse ont des précharges plus importantes que dans la plupart des autres travaux relevés dans la littérature [9, 46, 13, 76, 34, 14]. Cela explique que les effets de la précharge soient plus visibles dans notre cas.

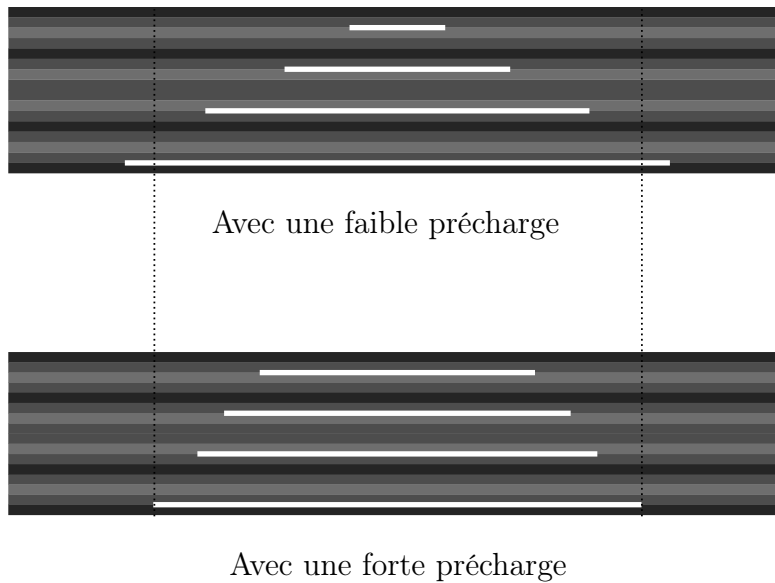


FIGURE 3.33: Schématisation de la répartition des délaminages dans l'épaisseur de l'échantillon en fonction de la précharge.

Ces conclusions sont confortées par la bonne reproductibilité des résultats de l'essai 1, répété trois fois (*cf.* tableau 3.5a).

3.2.5 Résultats avec prise en compte de l'épaisseur (plan d'expériences 1)

Dans cette partie, nous analysons les résultats issus du plan d'expérience à trois variables. Dans ce plan, X_1 correspond à l'énergie d'impact, X_2 à la précharge et X_3 à l'épaisseur.

Les figures 3.34 et 3.35 montrent les analyses canoniques pour respectivement la force et le déplacement. L'analyse canonique fait ressortir des variables indépendantes les unes des autres (Z_i) qui sont exprimées en fonction des facteurs du plan d'expérience (X_i). Les expressions de ces variables pour la force de contact et le déplacement de l'impacteur sont respectivement les équations 3.17 et 3.18. Pour ces deux réponses, les facteurs X_i sont peu corrélés, et ainsi on peut substituer les Z_k par les X_i et ainsi, Z_1 correspond à l'épaisseur, Z_2 à la précharge et Z_3 à l'énergie d'impact.

3.2.5.1 Force de contact maximale

L'analyse canonique montre que le facteur prépondérant pour la force de contact est l'épaisseur. Plus celle-ci est élevée, plus la force l'est, ce résultat est cohérent

avec la littérature [37]. L'effet de la précharge est également visible et est cohérent avec les précédents résultats obtenus pour les plaques de 5 mm, à savoir que la précharge augmente la force de contact. En revanche, l'effet de l'énergie d'impact ne semble pas être prépondérant pour notre gamme d'énergie.

$$\begin{aligned} Z_1 &= 0.216X_1 - 0.240X_2 + 0.946X_3 \\ Z_2 &= 0.030X_1 + 0.970X_2 + 0.259X_3 \\ Z_3 &= 0.976X_1 - 0.023X_2 - 0.217X_3 \end{aligned} \quad (3.17)$$

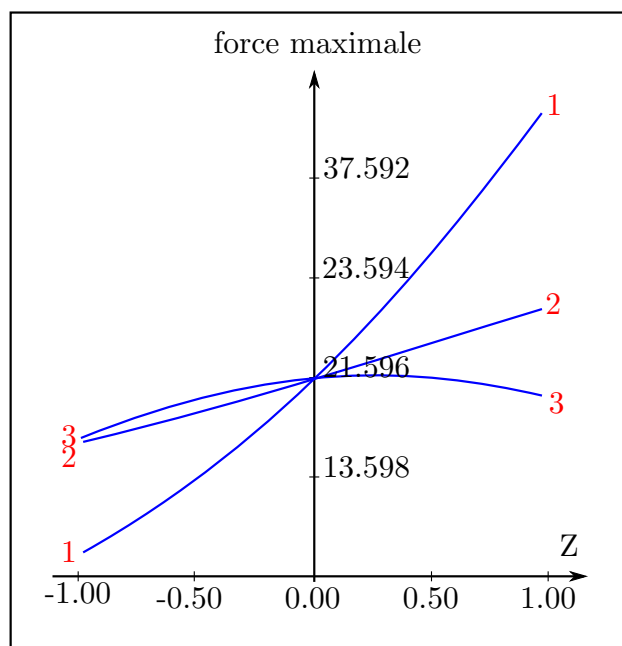


FIGURE 3.34: Analyse canonique de la force maximale de contact.

3.2.5.2 Déplacement maximal de l'impacteur

L'analyse canonique montre également que l'épaisseur est un paramètre jouant un rôle important pour l'évolution du déplacement maximal. Le déplacement maximal diminue lorsque l'épaisseur augmente. Ce résultat est logique, car plus la plaque est épaisse, plus sa rigidité est importante. Contrairement au cas de la force de contact, la précharge ne semble pas avoir d'influence sur le déplacement maximal. L'énergie d'impact a une influence sur le déplacement maximal : plus l'énergie est

importante, plus le déplacement maximal est grand.

$$\begin{aligned}
 Z_1 &= -0.257X_1 + 0.188X_2 + 0.948X_3 \\
 Z_2 &= 0.095X_1 + 0.981X_2 - 0.169X_3 \\
 Z_3 &= 0.962X_1 - 0.047X_2 + 0.270X_3
 \end{aligned}
 \tag{3.18}$$

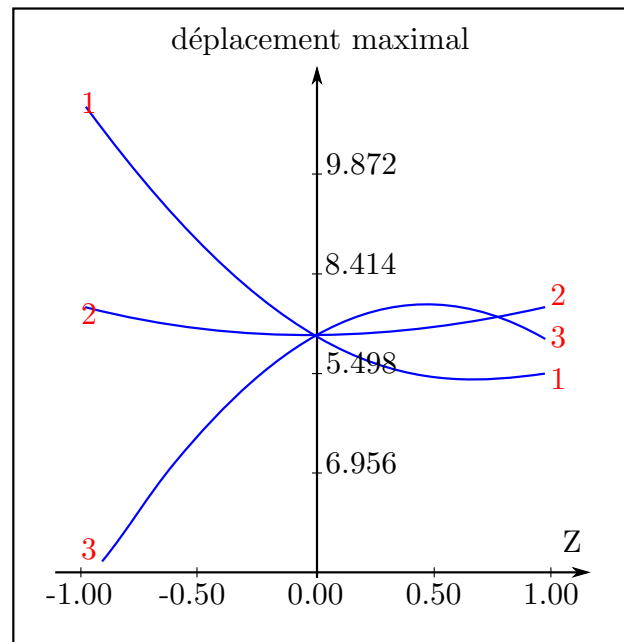


FIGURE 3.35: Analyse canonique du déplacement maximal de l'impacteur.

3.2.5.3 Conclusion sur le plan d'expériences 1

L'analyse de l'effet de la précharge sur les plaques de fortes épaisseurs n'est pas concluant, car la zone de précharge étudiée est relativement faible. En effet le dispositif de précharge développé ne permet pas d'atteindre des précharges supérieures à $1500 \mu\epsilon$ pour les plaques de 10 mm, soit des prédéformations deux fois moins importantes que pour l'étude sur les plaques de 5 mm. C'est pour cette raison que les investigations n'ont pas été approfondies et en particulier, l'étude quantitative des endommagements n'a pas été menée.

3.2.6 Conclusion sur les essais sur plaques préchargées

Dans cette partie, l'influence d'une précharge sur le comportement à l'impact de plaques composites épaisses a été étudié. Un montage spécifique et différent des

systèmes de la littérature [34, 46, 7, 13] a été réalisé pour permettre la mise en tension de plaques. Ce montage permet notamment d'atteindre une prédéformation de $3000 \mu\epsilon$ pour une plaque de 5 mm d'épaisseur et 100 mm de largeur et de mettre en évidence son influence. Ce système permet également d'impacter des échantillons dans des conditions de structures réelles. La rotation des mors permet en effet de représenter un impact éloigné des encastresments de la structure.

Les moyens d'essais, de mesure et d'analyses mis en oeuvre ont permis d'obtenir de nombreux résultats et de dégager plusieurs éléments :

- La précharge augmente la force de contact pendant l'impact,
- Le taux d'énergie absorbée par l'échantillon augmente avec la précharge,
- La déflexion de l'échantillon diminue plus la précharge est importante,

En particulier, des méthodes originales ont permis de quantifier les endommagements créés et d'obtenir comme résultats :

- Les ruptures de fibres sont principalement dues à la déflexion de l'échantillon.
- L'aire endommagée projetée (AEP) diminue lorsqu'une précharge est appliquée,
- L'aire endommagée cumulée (AEC) augmente lorsqu'une précharge est appliquée,

Ce dernier point, le cumul des délaminages n'est pas abordé dans la littérature. C'est pourtant un indicateur essentiel puisqu'il permet de comprendre comment l'énergie est dissipée.

À partir de cette étude, en fonction de l'utilisation que l'on souhaite faire de la structure, des préconisations peuvent être apportées. Par exemple, une précharge en tension permet à une plaque d'absorber plus d'énergie, cependant cette précharge augmente la force de contact. La précharge pourrait donc être utilisée comme protection de type blindage. La figure 3.36 schématise les zones où les différents événements étudiés sont exacerbés. À partir de cette représentation, des choix de configuration de chargement ou de géométrie de structure peuvent être orientés.

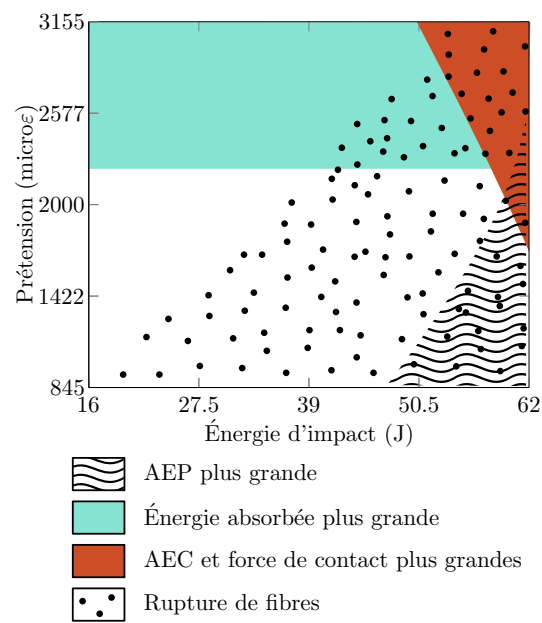


FIGURE 3.36: Schéma des différents évènements en fonction de l'énergie d'impact et de la précharge

3.3 Essais de mise en pression et d'impact sur tubes

3.3.1 Matériau et échantillons

Le matériau qui constitue les tubes est à base de torons de fibres de carbone T700 et de résine époxyde. Il est fabriqué par enroulement filamentaire (technique décrite dans le chapitre 1). Pour les plis à 90° , les fibres sont toutes dans la même direction. Pour les plis à θ° (avec $\theta \neq 90$), le pli comprend les orientations $+\theta^\circ$ et $-\theta^\circ$. Trois architectures de tubes ont été réalisées (cf. Tableau 3.6 & 3.7). Les architectures 1 et 2 sont les deux plus proches de celle des réservoirs de 2,4L. Les tubes ont une longueur de 165 cm et permettent de réaliser sept échantillons. Leur diamètre interne est de 104,7 mm.

Angle ($^\circ$)	nb plis	Épaisseur(mm)	Angle ($^\circ$)	nb plis	Épaisseur(mm)
20	4	1,2	20	2	0,62
90	1	0,3	90	1	0,31
20	4	1,2	20	2	0,62
90	1	0,3	90	1	0,31
20	6	1,8	20	2	0,62
90	1	0,3	90	1	0,31
30	6	1,8	30	2	0,62
90	2	0,6	90	1	0,31
40	4	1,2	40	2	0,62
90	2	0,6	90	1	0,31
54	6	1,8	54	2	0,62
90	1	0,3	90	1	0,31
70	4	1,2	70	2	0,62
90	2	0,6	90	1	0,31
Épaisseur totale (mm)		13,2	Épaisseur totale (mm)		6,51

(a) Architecture réservoir 2,4L

(b) Architecture du tube architecture 1

TABLEAU 3.6: Architecture réservoir et tube 1

3.3.2 Validation du dispositif de mise en pression des tubes

3.3.2.1 Résistance et validation - Test sur architecture 1

Pour valider le domaine d'utilisation en pression du dispositif, un essai d'éclatement sur un tube d'architecture 1 a été réalisé. Il s'agit du tube ayant théoriquement la

Angle (°)	nb plis	Épaisseur(mm)	Angle (°)	nb plis	Épaisseur(mm)
20	2	0,62	20	2	0,62
90	1	0,31	90	1	0,31
20	2	0,62	20	2	0,62
90	1	0,31	90	1	0,31
30	2	0,62	20	2	0,62
90	1	0,31	90	1	0,31
40	2	0,62	20	2	0,62
90	1	0,31	90	1	0,31
54	2	0,62	20	2	0,62
90	1	0,31	90	1	0,31
70	2	0,62	20	2	0,62
90	1	0,31	90	1	0,31
Épaisseur totale (mm)		5,58	Épaisseur totale (mm)		5,58

(a) Architecture du tube architecture 2 (b) Architecture du tube architecture 3

TABLEAU 3.7: Architecture tube 2 et 3

pression d'éclatement la plus élevée en raison de sa plus forte épaisseur et de ses angles de bobinage. Les limites du montage sont de 1000 bar (*cf.* section 2.3.1) et se situent au niveau des vis qui assurent la fonction de fusible.

L'essai de mise en pression est instrumenté par le capteur de pression ainsi que d'une caméra cadencée à 40 images par seconde.

Pendant la mise en pression, des bruits d'ajustement des pièces métalliques se font entendre entre 20 bar et 150 bar. Aux alentours de 600 bar, ce sont des bruits, émanant du composite, dus principalement à de la fissuration de matrice, que l'on entend. Finalement, à 985 bar, l'ensemble des vis sur un côté du montage a cédé en cisaillement, ce qui a entraîné le déplacement des pièces et une déchirure de la vessie (*cf.* figure 3.37). On constate que l'anneau en aluminium qui s'est dilaté pendant la montée en pression, s'est incrusté dans le composite. Lors de la rupture des vis, toutes les pièces internes à l'exception de l'anneau se sont déplacées. La vessie en contact avec le bord tranchant de l'anneau (schématisé par des étoiles sur la figure 3.37) s'est déchirée.

La force à rupture théorique en cisaillement des 12 vis est de 916 kN. Le diamètre intérieur des tubes est de 104,7 mm, ce qui pour une pression de 985 bar génère une force longitudinale de 848 kN. La rupture n'est pas éloignée des prévisions.

Cet essai a permis de valider la conception du montage du point de vue de sa tenue mécanique jusqu'à une pression de 1000 bar. Il a également montré sa

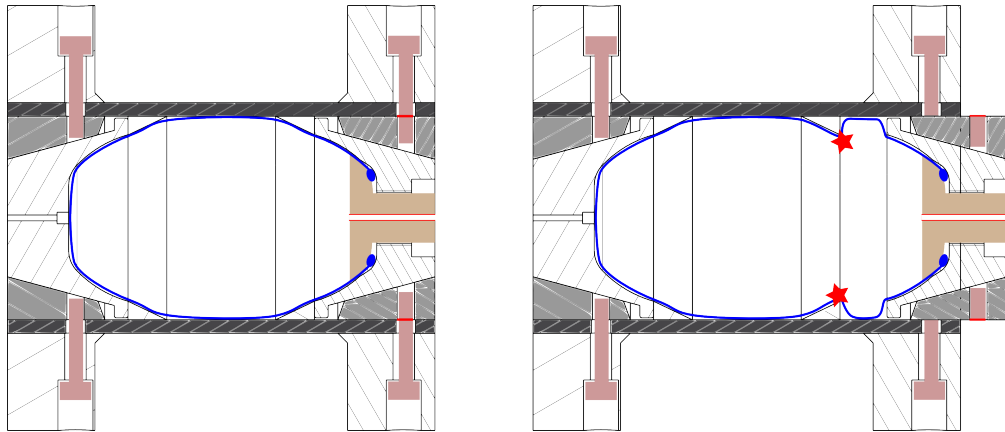


FIGURE 3.37: Schéma explicatif des mouvements des pièces lors de la rupture des vis.

capacité d'étanchéité à cette pression. L'éjection d'une partie du montage a été retenue par le système de protection développé, ce qui assure un état de sécurité pour des essais de tour de chute.

Notons qu'aucun endommagement n'est visible à l'oeil nu sur le tube aussi bien sur la surface extérieure que sur la surface intérieure.

3.3.2.2 Vérification de l'homogénéité du préchargement des tubes

L'objectif est de vérifier que les champs de déformations du tube sont homogènes. Cette étude est réalisée sur un tube d'architecture 2 (*Tab. 3.7*). L'essai se compose de deux phases de mise en pression à 300 bar. La première, instrumentée de capteurs LVDT pour suivre l'allongement du tube et sa dilatation. La seconde, suivie par stéréo corrélation (1 image s^{-1}) pour obtenir les champs locaux de déformations sur le tube. Les figures 3.38 et 3.39 représentent les évolutions des déformations longitudinales et orthoradiales obtenues par les deux méthodes.

D'après ces deux figures et à 300 bar, les déformations sont $\varepsilon_{\theta\theta} = 0,38\%$ et $\varepsilon_{LL} = 0,28\%$ pour la stéréocorrélation et $\varepsilon_{\theta\theta} = 0,31\%$ et $\varepsilon_{LL} = 0,26\%$ pour le LVDT respectivement. Les valeurs obtenues par les deux méthodes sont tout à fait comparables.

Validation sur l'architecture 3 L'architecture 3 est constituée d'assemblages de plis à $\pm 20^\circ$ et de plis à 90° (*Tab. 3.7*). Cette architecture est celle dont le module orthoradial est le plus faible (seuls les plis à 90° participent). Lors des essais de mise en pression avec cette architecture, la dilatation radiale plus importante entraîne une rupture prématurée (à 250 bar) des anneaux en aluminium ce qui entraîne une destruction de la vessie.

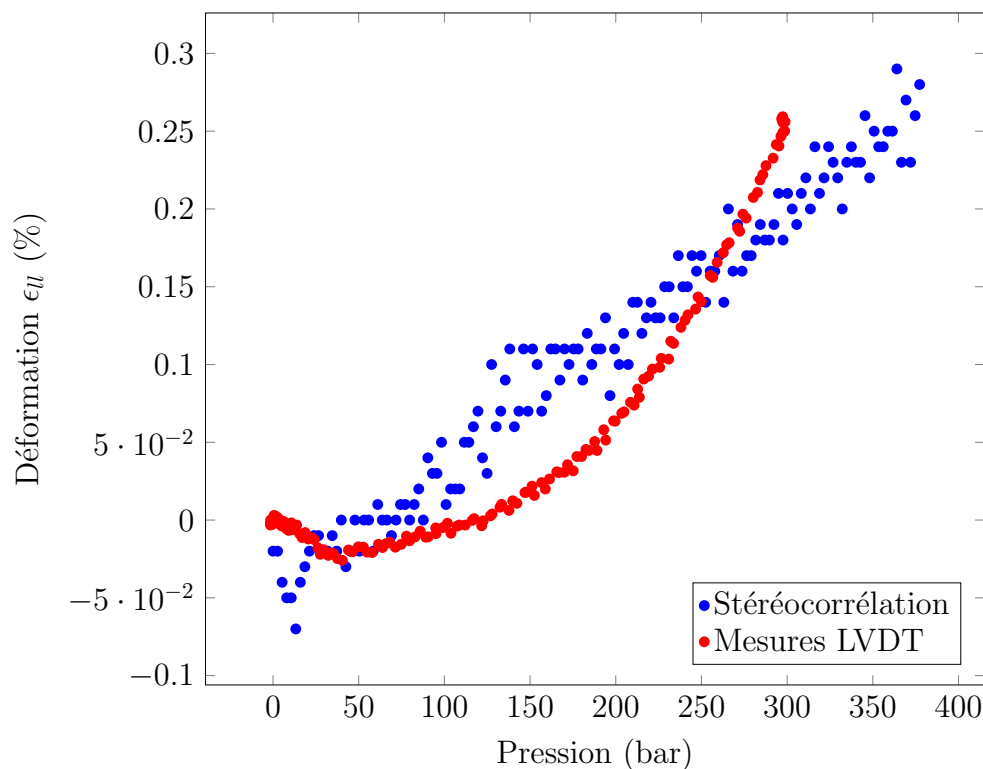


FIGURE 3.38: Déformations longitudinales en fonction de la pression pour un tube d'architecture 2 (stéréocorrélation et LVDT).

TABLEAU 3.8: Tableau de comparaison des déformations à 300 bar- Architecture 2

Déformations	LVDT	Stéréocorrélation
ε_{θ} (%)	0,31	0,38
ε_L (%)	0,26	0,28

Pour cette architecture, un anneau en acier a été utilisé et a permis une mise en pression jusqu'à 400 bar. Cet essai, instrumenté en stéréo corrélation a permis d'obtenir les déformations sur la surface extérieure pour vérifier l'homogénéité des champs de déformations. La figure 3.40 montre les déformations longitudinales et orthoradiales du centre du tube pour une pression de 400 bar. Le haut et le bas de chaque champ de déformation sont erronés, car du fait de la courbure, ces zones ne font pas partie de la profondeur de champ des caméras. Le champ de déformations orthoradiales (à droite) montre une zone de déformation homogène. Le champ de déformations longitudinales (à gauche) est plus bruité (alternance de niveaux

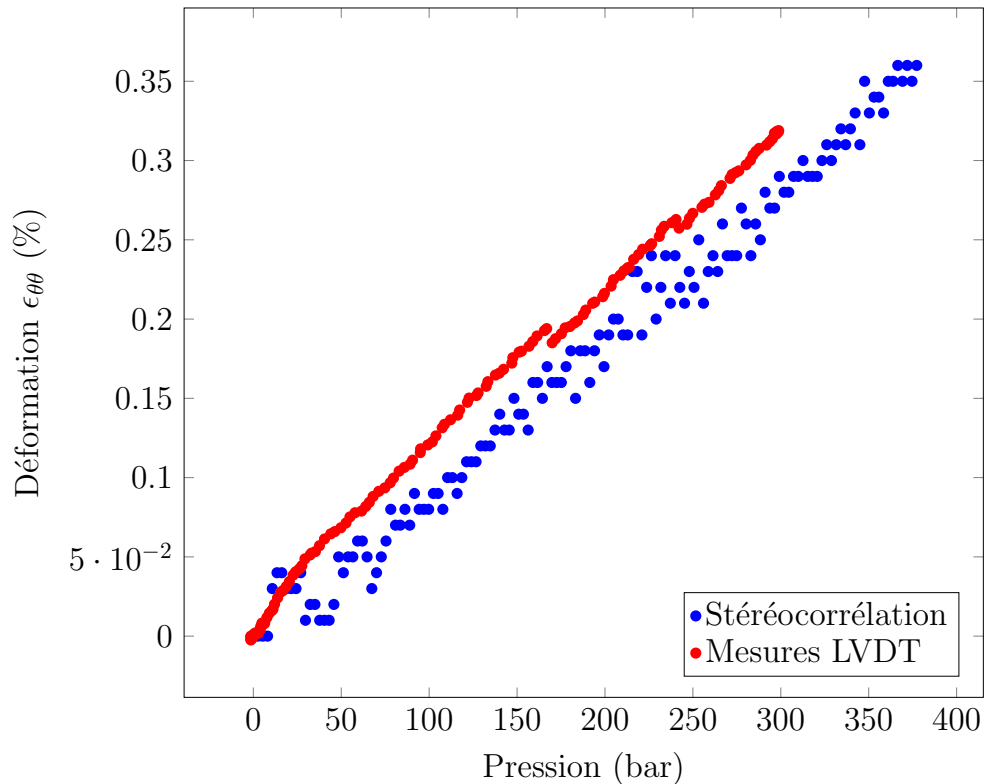


FIGURE 3.39: Déformations orthoradiales en fonction de la pression pour un tube d'architecture 2 (stéréocorrélation et LVDT).

hauts et niveaux bas), cependant malgré ce bruit, la déformation est homogène.

Cet essai montre que les champs de déformations sont homogènes et que le montage précharge de façon homogène le tube.

3.3.3 Essai préliminaire - $P=0$ bar

L'objectif de cet essai est double. Il s'agit de vérifier d'une part la faisabilité d'impact avec le dispositif de mise en pression (sans huile) et d'autre part qu'une énergie de 300 J endommage suffisamment le tube sans le détruire.

Cet essai est réalisé sur le tube d'architecture 1 avec comme paramètres : une masse de 15 kg et une vitesse incidente de $6,63 \text{ m s}^{-1}$. L'impacteur est de géométrie angulaire, d'angle 120° et de longueur 100 mm. Il est orienté à 45° par rapport à l'axe de révolution du tube.

Cet essai s'est parfaitement déroulé. Le déplacement maximal de l'impacteur pendant l'essai est de 15,6 mm. La vitesse de rebond de l'impacteur est de $3,38 \text{ m s}^{-1}$, l'énergie dissipée pendant l'impact est donc de 243 J.

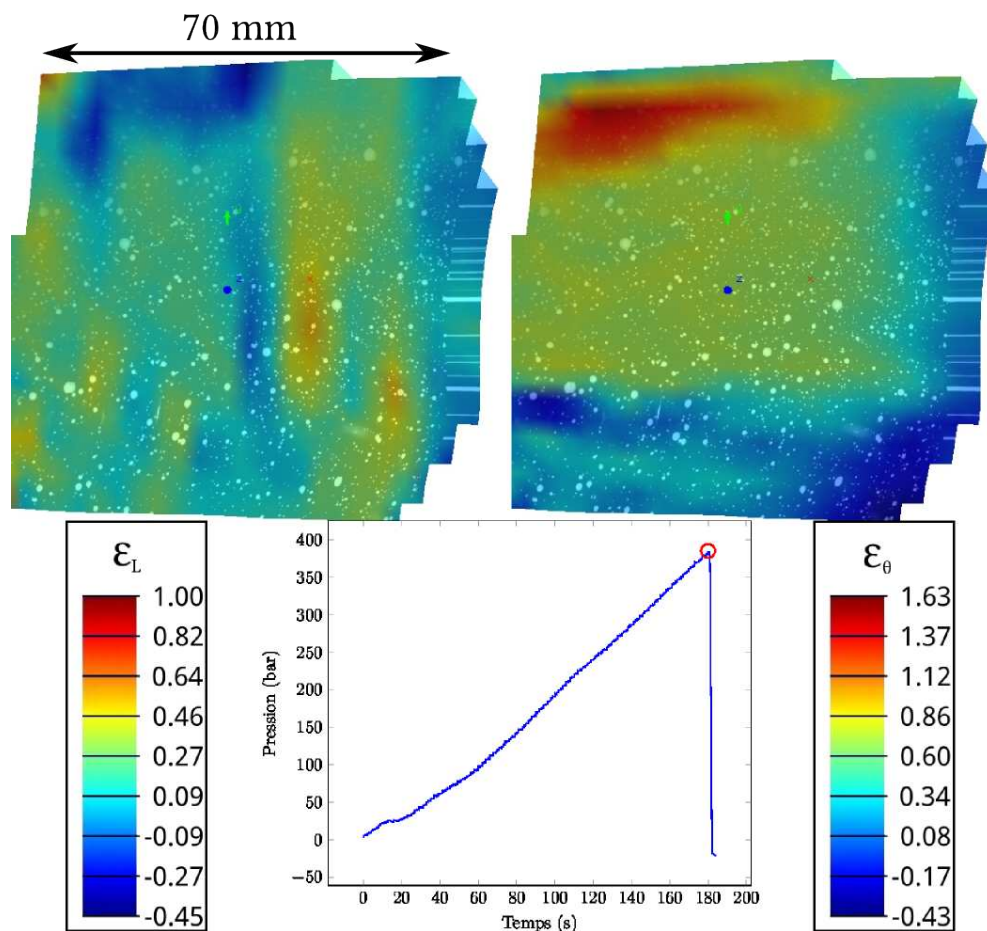


FIGURE 3.40: Déformations longitudinales et orthoradiales à 400 bar. (architecture 3)

Sur la surface extérieure, le tube présente une légère empreinte de l'impacteur (*cf.* figure 3.41), et aucune rupture de fibres n'est présente. À l'intérieur du tube, deux zones de ruptures de plis sont observées (*cf.* figure 3.42). L'endommagement créé est acceptable; cette énergie est choisie comme énergie moyenne du plan d'expériences détaillé ci-après.

Par la suite les essais dits "sans pression" sont réalisés à 5 bar pour être effectués dans les mêmes conditions (présence d'huile) que les essais avec pression élevée. De plus 5 bar représente la pression résiduelle au sein des réservoirs en service lorsqu'il sont "vides".



FIGURE 3.41: Photographie de la surface du tube (architecture 1) après impact à 300 J, sans pression

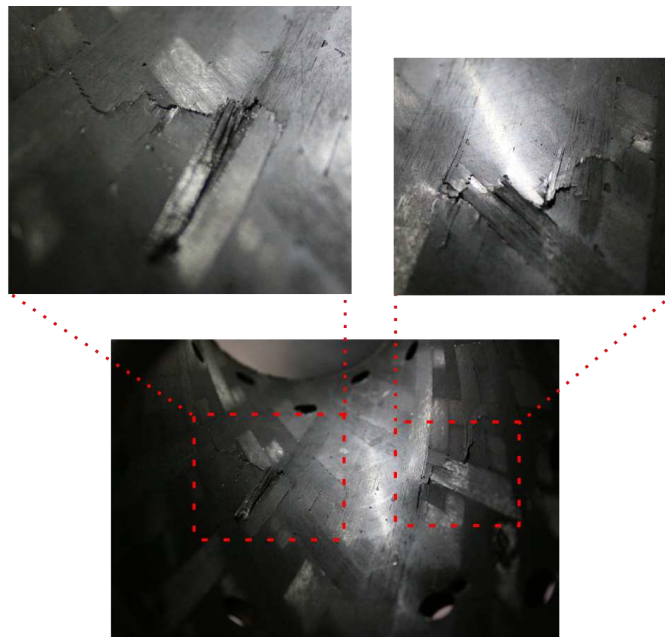


FIGURE 3.42: Photographies d'une zone de rupture de plis à l'intérieur du tube (architecture 1)

3.3.4 Essais d'impact sur tubes sous pression

Tous ces essais sont réalisés avec un impacteur de géométrie angulaire (120°), de longueur 100 mm. Il est orienté à 45° par rapport à l'axe de révolution du tube.

Tous ces essais sont faits sur les tubes d'architectures 2 et 3 d'épaisseur 5,58 mm.

3.3.4.1 Plan d'expériences

Un plan d'expériences de Doelhart à deux variables (Énergie d'impact et Pression interne) est défini et appliqué pour chacune des architectures afin de comparer les réponses propres à chacune d'elles. Les réponses, locales ou globales, pouvant être mesurées ou calculées pendant et après l'impact sont : la force de contact, le déplacement de l'impacteur, l'énergie absorbée, les déformations de l'échantillon, l'aire endommagée projetée.

Dans ce plan d'expériences, la pression maximale de précharge des tubes est prise égale à 300 bar. Cette pression représente un tiers de la pression d'éclatement des tubes, pression estimée à partir des essais d'éclatement sur réservoirs de 2,4 L. La valeur $\frac{1}{3}$ correspond au coefficient de sécurité appliqué aux réservoirs en service.

Pour les énergies, elles sont comprises entre 100 J et 500 J.

La figure 3.43 présente le plan d'expériences avec un point supplémentaire (5) situé à énergie d'impact maximale et pression interne nulle. Ce point permet une comparaison rapide des essais avec et sans pression interne (en plus de l'essai 6).

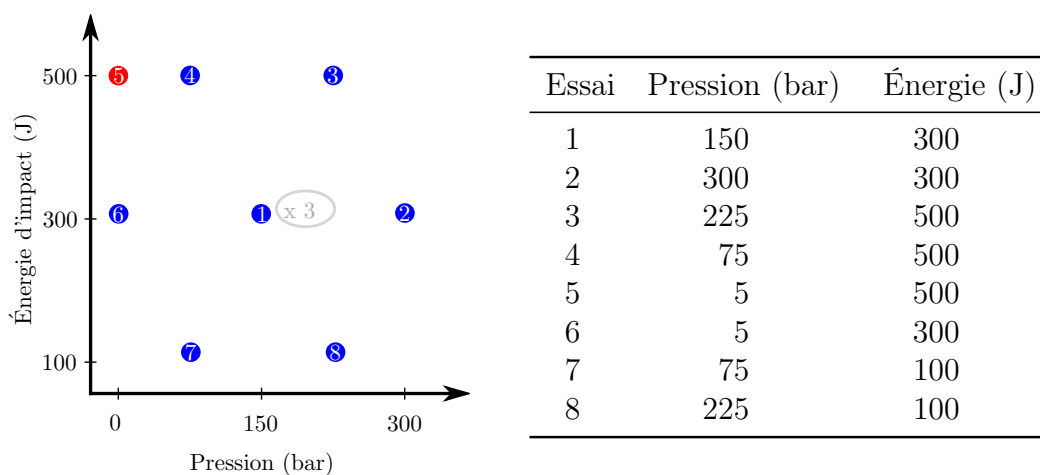


FIGURE 3.43: Plan d'expériences pour les essais sur tubes

Dans le cadre de la thèse, pour différentes raisons (problèmes techniques, mise en place délicate de l'essai, mais également pour l'intérêt scientifique), tous les essais ne sont pas réalisés et/ou reportés. Nous avons choisi de nous focaliser sur :

- 3 essais à isoénergie et différentes pressions (une ligne du plan d'expérience) pour l'architecture 2 (la plus proche de celle du réservoir).
- 1 essai (point central du plan) pour l'architecture 3.

3.3.4.2 Relaxation / répétabilité

La matrice du composite est un matériau viscoélastique qui peut se relaxer. La présence de fibres longues de carbone limite ce phénomène. Mais il est nécessaire de connaître l'instant à partir duquel le tube se situe dans une phase relaxée afin d'être dans des conditions initiales répétables.

Une fois l'étude de la relaxation réalisée, trois essais de répétabilité de l'impact sont menés.

Relaxation La figure 3.44 représente la pression en fonction du temps pour une durée de 10 min. Sur cette courbe, une partie linéaire liée à une légère fuite au niveau d'un raccordement hydraulique est observée. La partie non linéaire représente la relaxation du tube, qui est estimée graphiquement à 200 s. Cela signifie que nos essais d'impact doivent être réalisés au minimum 3 min après la mise en pression.

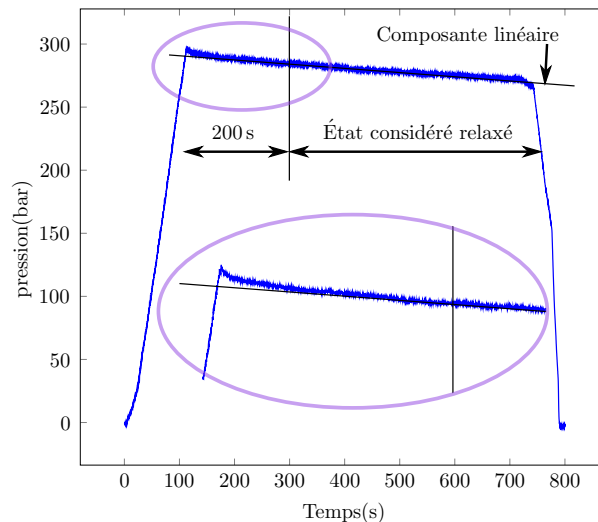


FIGURE 3.44: Pression en fonction du temps pour un essai de relaxation.

Répétabilité Dans le cadre des essais paramétrés par des plans d'expériences de Doelhart, il est recommandé de réaliser $k + 1$ essais au centre du plan où k est le nombre de facteurs du plan [69]. L'essai 1 de l'architecture 3, à 300 J d'énergie

d'impact et 150 bar de pression de précharge est triplé. La masse du mobile instrumenté est de 21 kg, la hauteur de chute associée est de 1,46 m. L'ensemble des résultats est regroupé dans le tableau 3.9.

TABLEAU 3.9: Tableau des résultats sur les essais de répétabilité

Tube	Énergie (J)	$V_{incidente}$ ($m s^{-1}$)	V_{rebond} ($m s^{-1}$)	Pression initiale (bar)	Pression max (bar)	Pression min (bar)
13F	275	5,12	3,08	145	185	119
33C	275	5,12	3,31	148	186	121
33G	271	5,08	3,09	150	186	117

Tube	$F_{contact}$ max (kN)	Travail $F_{contact}$ (J)	Déplacement max (mm)	Temps de contact (ms)
13F	53,3	234	10,31	5,58
33C	56,4	214	10,03	5,73
33G	54,0	203	9,72	6,02

La figure 3.45 montre les courbes déplacement/temps, force/temps, force déplacement et pression/temps pour les trois essais. Sur ces courbes, il est possible d'observer une superposition quasi parfaite de l'ensemble des réponses qui montre la répétabilité des essais d'impact sur tube sous pression avec le dispositif développé. Les autres points des plans seront réalisés une seule fois et les résultats seront considérés fiables.

3.3.4.3 Les premiers essais - Architecture 2

Trois essais ont été réalisés pour cette architecture, il s'agit des essais 1, 2 et 6 du plan d'expériences (*cf.* figure 3.43). Ce sont des essais avec la même énergie d'impact (300 J) et des pressions internes initiales de respectivement 150, 300 et 0 bar (en réalité 5 bar). Ces trois essais permettent d'observer l'influence de la pression sur les réponses macroscopiques à l'impact ainsi que sur les endommagements créés.

La figure 3.46 représente les évolutions du déplacement, de la force de contact et de la pression pendant l'impact ainsi que les courbes force/déplacement. Le tableau 3.10 regroupe l'ensemble des résultats.

Sur les courbes déplacement/temps (figure 3.46a et 3.46b), on peut noter une bonne reproductibilité de la vitesse incidente. On constate au niveau de la vitesse

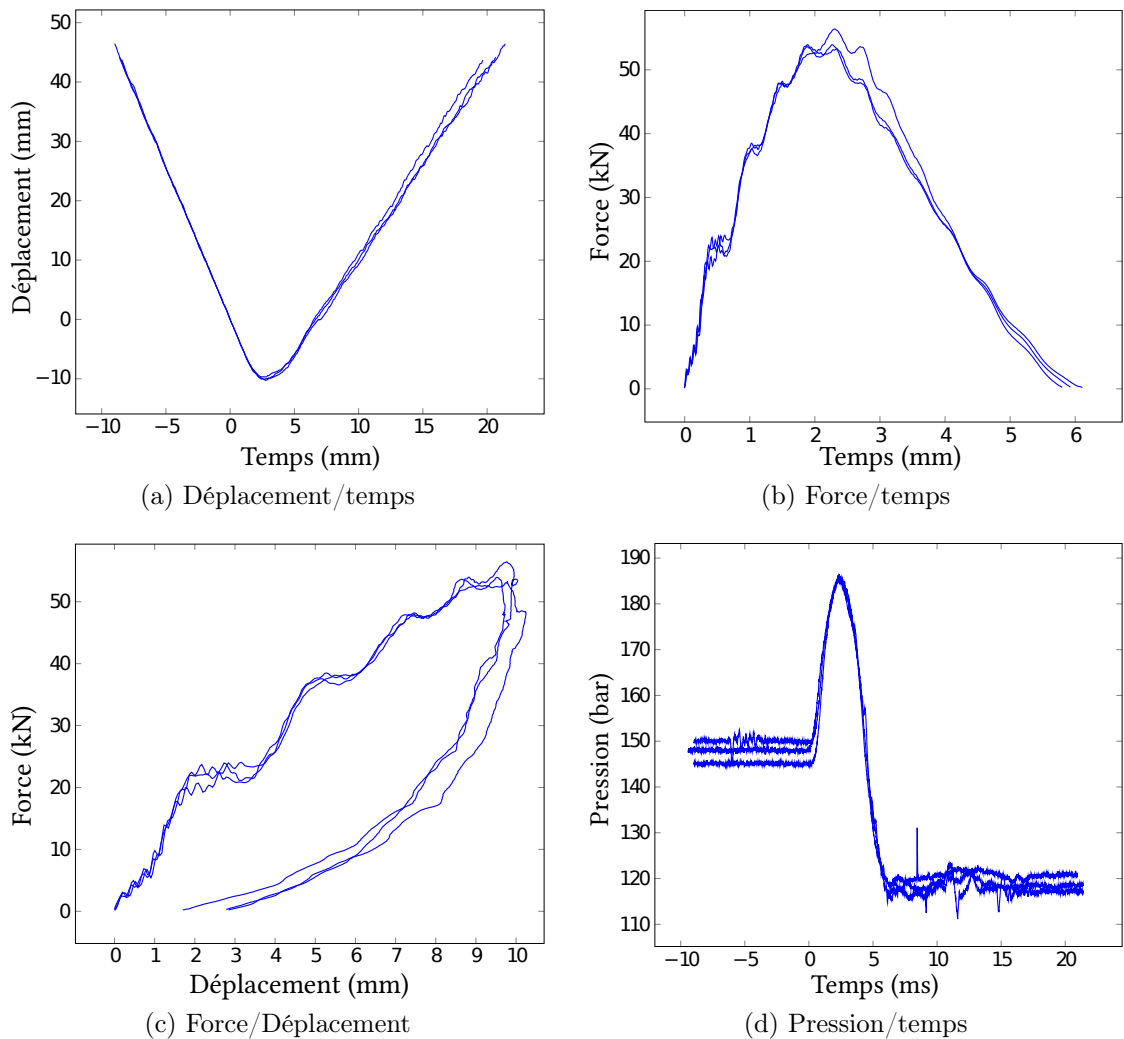


FIGURE 3.45: Courbes résultats pour les essais de répétabilité (150 bar, 300 J, architecture 1)

de rebond qu'elle est identique pour les essais à 150 bar et 300 bar. Pour ces deux essais, la différence d'énergie cinétique est égale, l'énergie dissipée pendant l'impact est donc la même. Ce résultat est confirmé par le calcul du travail de la force de contact. Pour l'essai à 0 bar, la vitesse de rebond est plus faible et le déplacement est plus important.

Les courbes force/temps (figure 3.46c) montrent des oscillations qui sont dues à un mode vibratoire du tube (observé par caméra rapide). La rigidité de contact et la force maximale augmentent avec la pression, la force passe ainsi de 42 kN à 65 kN. Le temps de contact diminue avec la pression, il varie de 10 ms à 5 ms.

Les courbes force/déplacement (figure 3.46d) permettent de calculer le travail de la force de contact (l'aire sous la courbe). Cette aire est identique pour les deux essais à forte pression (150 bar et 300 bar) ce qui peut signifier que la quantité d'endommagement produite est identique pour ces deux essais. Cette énergie est plus importante pour l'essai à 0 bar.

Les courbes variation de pression/ temps (figure 3.46e et 3.46f) sont également riches d'informations sur le déroulement des essais et permettent la compréhension des phénomènes qui se produisent. Ces courbes montrent que :

1. La pente de montée en pression est égale pour les trois essais, ceci s'explique par la vitesse de déplacement de l'impacteur qui est la même en début d'essai et provoque ainsi la même vitesse de variation de volume.
2. Plus la pression initiale est importante, plus la surpression qui survient pendant l'impact est faible. En effet, pour une pression initiale de 150 bar (143 bar en réalité), on atteint 174 bar soit 31 bar de surpression. Pour une pression initiale de 300 bar (297 bar), on atteint 320 bar soit seulement 23 bar de surpression. Cela n'est pas surprenant puisque le déplacement de l'impacteur est également plus faible pour les pressions élevées et induit donc une plus petite variation de volume.
3. Pour les essais en pression (150 bar et 300 bar), on voit que plus la surpression est importante, plus la chute de pression en fin d'essai est importante. En effet, pour une surpression de 31 bar (P_{ini} de 143 bar), la pression retombe à 106 bar soit 37 bar de perte (26 %). Pour une surpression de 23 bar (P_{ini} de 297 bar), elle retombe à 270 bar soit une perte de 27 bar (9 %). Cette chute de pression est due à la fois à la création d'endommagement et au déplacement des fonds artificiels lors de la surpression. Des endommagements de type délaminages permettent une dilation importante du tube et le déplacement des fonds reste permanent en raison des frottements. Plus la surpression est élevée, plus le déplacement permanent des fonds est important et donc plus la pression résiduelle chute.
4. La courbe de pression pour l'essai à 0 bar présente comme caractéristique d'avoir une baisse brutale puis une remontée pendant l'impact. Cette chute de pression est probablement provoquée par la création d'endommagement qui favorise la dilatation du tube.

L'endommagement est observé au moyen de contrôle par ultrason (procédure détaillée partie 3.1.2). Les mesures donnent l'aire endommagée projetée (AEP) (*cf.* figure 3.47). Sur ces mesures, la zone de couleur bleue montre la présence

d'un endommagement. Plus la pression est élevée, plus l'AEP est faible. Pour les pressions élevées, le déplacement de l'impacteur est faible et donc le tube est peu déformé. La pression joue un rôle de soutien pour le tube. Pour le cas de pression nulle (5 bar), la déformation du tube étant importante, elle conduit à une grande AEP. Le rôle critique de cette déformation importante apparaît également par observation de l'intérieur du tube. Seul le tube non préchargé présente des ruptures de fibres (*cf.* figure 3.48).

TABLEAU 3.10: Résultats pour les essais à isoénergie (architecture 2)

Tube	Énergie (J)	$V_{incidente}$ ($m s^{-1}$)	V_{rebond} ($m s^{-1}$)	Pression initiale(bar)	Pression max(bar)	Pression min (bar)
12E	281	5,17	2,64	3	35	0
12G	279	5,16	3,27	143	174	106
12B	278	5,15	3,21	297	320	270

Tube	$F_{contact}$ max (kN)	Travail $F_{contact}$ (J)	Déplacement max (mm)	$T_{contact}$ (ms)	AEP (mm^2)
12E	41,9	207	14,42	10,16	5840
12G	54,7	167	9,86	6,15	3800
12B	64,9	170	8,55	5,18	3730

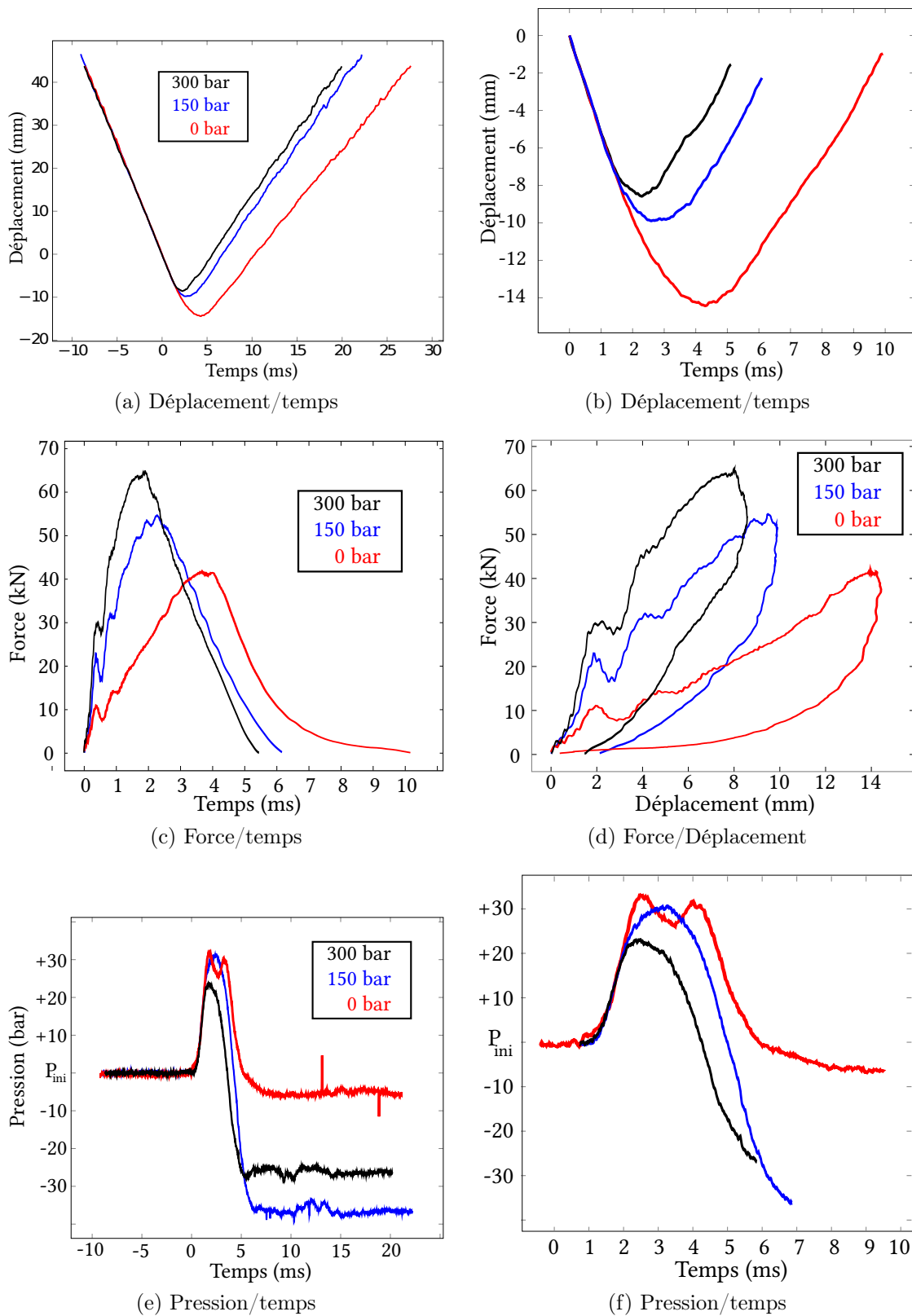


FIGURE 3.46: Courbes résultats pour les essais à isoénergie (300 J), architecture 2

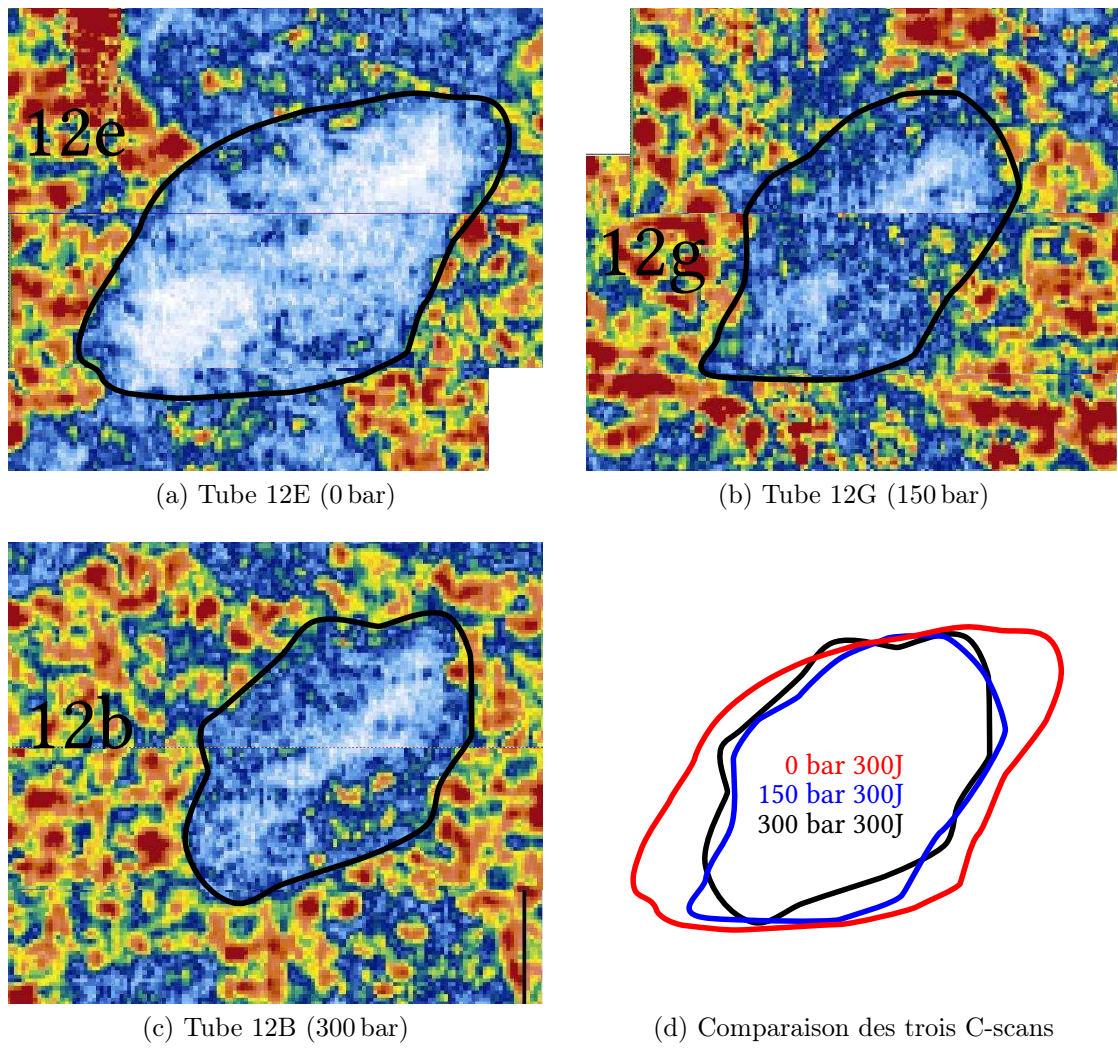


FIGURE 3.47: C-scans pour les essais à isoénergie

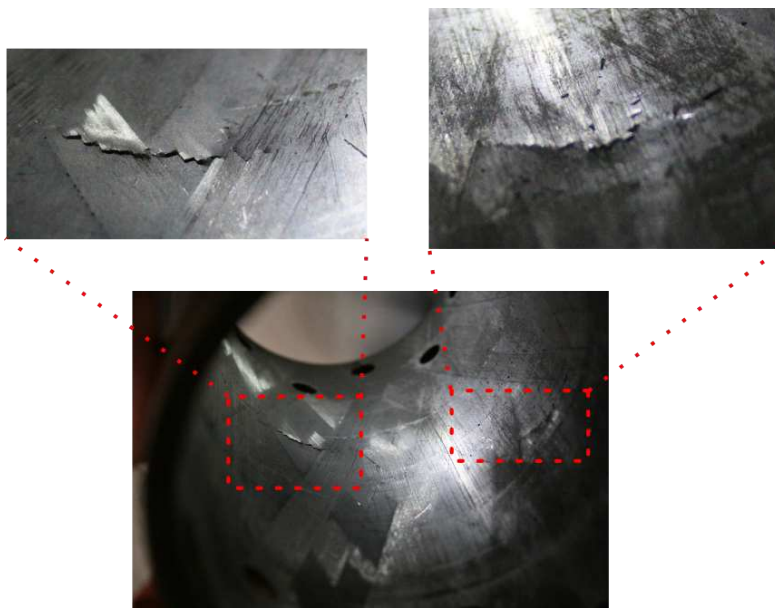


FIGURE 3.48: Photographie d'une zone de rupture de plis à l'intérieur du tube 12E

3.3.5 Discussion / conclusion

3.3.5.1 Effet de la pression

À partir de l'ensemble des résultats obtenus sur l'architecture 2, une grande tendance peut-être dégagée sur l'effet de la précharge sur l'ensemble des réponses, mise à part la force de contact. La pression modifie les réponses, cependant cette modification semble saturée pour les fortes pressions (*cf.* figure 3.49). En effet, on constate une variation très forte entre 0 bar et 150 bar alors qu'elle est beaucoup moins prononcée entre 150 bar et 300 bar.

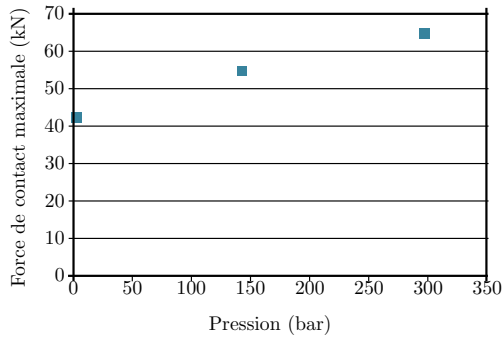
L'évolution de la force de contact en fonction de la pression semble être linéaire. Plus la pression est élevée et plus la force de contact l'est.

3.3.5.2 Comparaison du point d'expériences 1 pour les architectures 2 et 3

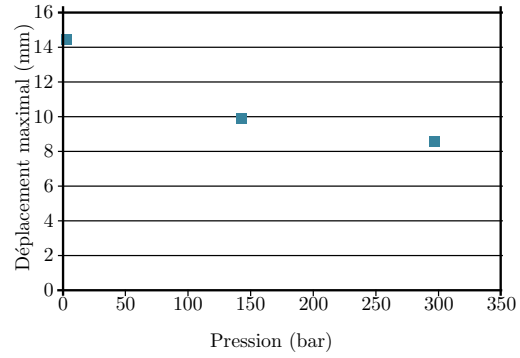
Le point d'expérience 1 a été réalisé sur les architectures 2 et 3. Il s'agit d'essais à une pression de 150 bar et une énergie de 300 J. La figure 3.50 et le tableau 3.11 montrent les résultats pour ce point. Les réponses macroscopiques de ces deux architectures soumises au même impact sont similaires.

Les mesures par C-scan (*cf.* figure 3.51) montrent aussi que les dimensions des endommagements sont du même ordre de grandeur. Le seul point commun entre ces architectures est l'ensemble des plis à 90° . Le comportement à l'impact de ces tubes semble donc être piloté par ces plis.

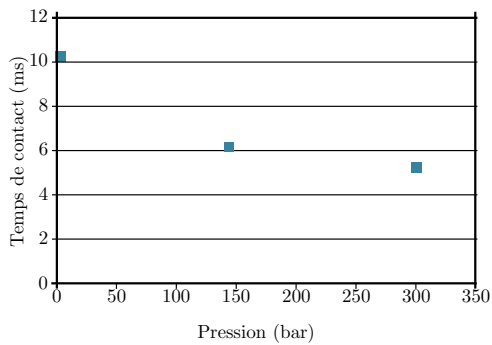
Notre dispositif permet d'atteindre des pressions de 900 bar pression critique pour certaines architectures. Des essais d'éclatement permettraient d'obtenir la tenue résiduelle de ces tubes et ainsi de mettre en évidence ou non le rôle de l'orientation des plis sur la tenue.



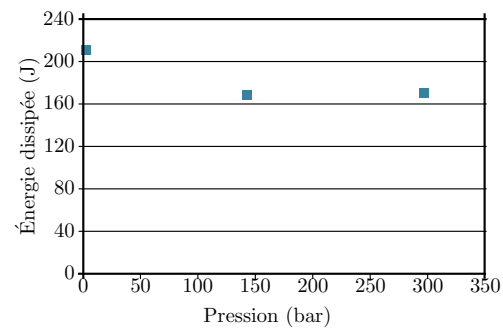
(a) Force de contact maximale/pression



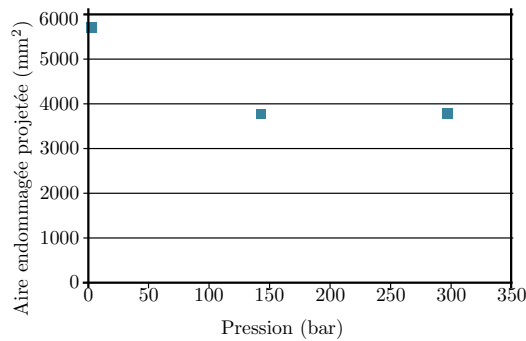
(b) Déplacement max/pression



(c) Temps de contact/pression



(d) Énergie dissipée/pression



(e) Aire endommagée projetée/pression

FIGURE 3.49: Évolution de la force maximale, du déplacement maximal et du temps de contact en fonction de la pression pour les essais à isoénergie (architecture 2, 300 J)

TABLEAU 3.11: Résultats de l'essai 1 pour les architectures 2 et 3.

Tube	Énergie (J)	$V_{incidente}$ ($m s^{-1}$)	V_{rebond} ($m s^{-1}$)	Pression initiale (bar)	Pression max (bar)	Pression min (bar)
13F	275	5,12	3,08	145	185	119
33C	275	5,12	3,31	148	186	121
33G	271	5,08	3,09	150	186	117
12G	279	5,16	3,27	143	174	106

Tube	$F_{contact}$ max (kN)	Travail $F_{contact}$ (J)	Déplacement max (mm)	Temps (ms)	AEP (mm^2)
13F	53,3	174	10,31	5,58	4000
33C	56,4	159	10,03	5,73	3480
33G	54,0	170	9,72	6,02	3130
12G	54,7	167	9,86	6,15	3800

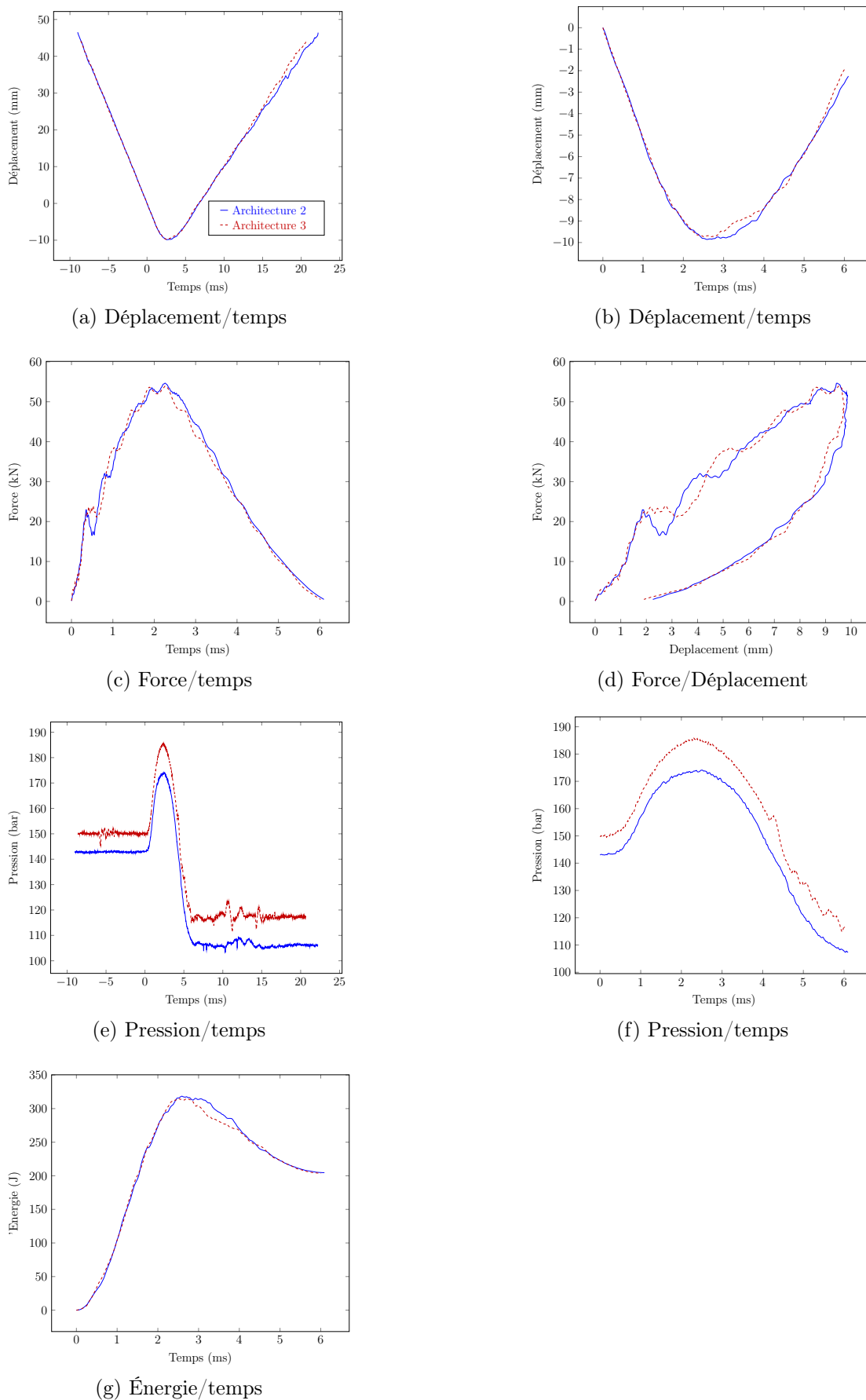


FIGURE 3.50: Courbes résultats pour les points d'expérience 1 (architecture 2 et 3, 150 bar, 300 J)

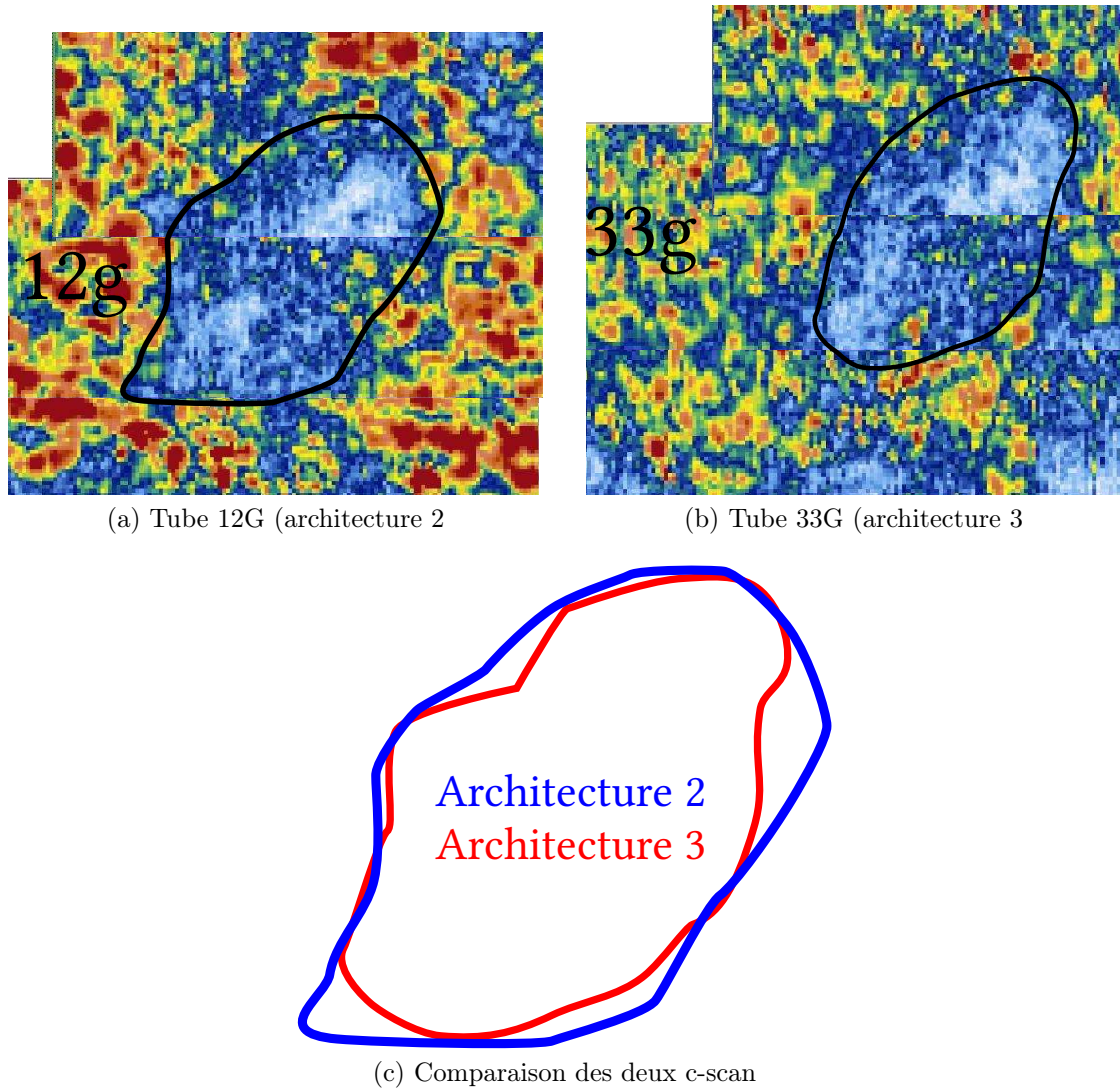


FIGURE 3.51: Aire endommagée projetée pour le point d'expériences 1 pour les architectures 2 et 5

3.4 Conclusion

L'effet de la précharge a été observé à la fois sur les tubes et sur les plaques. Pour ces deux structures, les effets d'une précharge sont comparables :

- La force de contact maximale augmente avec la précharge par l'augmentation de la rigidité.
- Le déplacement maximal de l'impacteur est plus important quand la précharge est faible.
- Le travail de la force de contact est constant et ne dépend pas de la précharge, ce qui signifie que la quantité d'endommagement créé est susceptible d'être identique quelle que soit la précharge.
- L'aire endommagée projetée est moins importante quand la précharge augmente, ainsi la densité d'endommagement augmente avec la précharge.

L'effet de l'épaisseur a été appréhendé dans le cadre des plaques. Trois épaisseurs ont été testées, 5, 10 et 15 mm. Lorsque l'épaisseur augmente, l'effet constaté est l'augmentation de la rigidité, ce qui a pour conséquence d'augmenter la force de contact et de réduire la déflexion.

Dans ce chapitre, deux courbures ont été testées, les tubes avec un rayon de courbure de 50 mm et les plaques avec un rayon de courbure infini. Pour ces deux configurations, la précharge n'a peu ou pas d'effet ce qui est en accord avec la littérature [12].

Ce chapitre a permis de valider la conception de deux dispositifs originaux permettant de précharger des plaques en traction uniaxiale et des tubes en état de sollicitation de type membrane. De plus, des méthodes originales ont été utilisées pour qualifier et quantifier l'endommagement.

Il est à noter le manque de comparaison possible avec la littérature. Peu d'études portent sur l'effet de la précharge de plaque lors d'un impact avec des précharges élevées et encore moins d'études traitent du comportement à l'impact de tubes sous pression.

Chapitre 4

Des échantillons au réservoir - Tenue résiduelle

SOMMAIRE

4.1	Bilan des essais réalisés sur échantillons	139
4.1.1	Plaques	139
4.1.1.1	Influence de l'énergie d'impact	139
4.1.1.2	Influence de la précharge	139
4.1.2	Tubes	139
4.1.2.1	Influence de l'énergie d'impact	141
4.1.2.2	Influence de la précharge	141
4.1.3	Bilan de l'influence de l'énergie et de la précharge sur les endommagements	142
4.2	Endommagements au sein des réservoirs, influence de l'énergie . . .	143
4.2.1	Observation et chronologie des endommagements	144
4.2.2	Endommagement externe et interne	146
4.2.3	Réponse macroscopique à l'impact	147
4.2.4	Essais d'impact sans fibre de verre	147
4.3	Comparaison tenue résiduelle expérimentale et numérique	155
4.3.1	Tenue résiduelle des réservoirs	155
4.3.2	Présentation du modèle par éléments finis	156
4.3.2.1	Géométrie	156
4.3.2.2	Maillage	156
4.3.2.3	Matériaux	159
4.3.2.4	Conditions aux limites et chargement	160
4.3.2.5	Zone endommageable du réservoir	160
4.3.2.6	Relations macro/modèle	162

4.3.3	Résultats sur réservoir sain	162
4.3.3.1	Création et évolution des endommagements	163
4.3.3.2	Comparaison avec l'expérience	163
4.3.3.3	Comparaison avec les résultats numériques de Pham [1]	165
4.3.3.4	Influence de la variabilité	166
4.3.3.5	Bilan	167
4.3.4	Réservoirs préendommagés	168
4.3.4.1	Implémentation de l'endommagement	168
4.3.4.2	Influence de l'endommagement	168
4.3.5	Conclusions	168
4.4	Conclusion et transposition des résultats issus des échantillons aux réservoirs hyperbares	170

Ce chapitre présente plusieurs objectifs :

- prédire l'influence de la précharge sur les endommagements créés par impact sur des réservoirs sous pression,
- corrélérer les endommagements créés au sein des réservoirs à la tenue en pression,
- modéliser la phase de tenue résiduelle des réservoirs.

Ce chapitre utilise les résultats du chapitre précédant, notamment l'influence de la précharge et de l'énergie sur l'endommagement créé par impact.

4.1 Bilan des essais réalisés sur échantillons

4.1.1 Plaques

4.1.1.1 Influence de l'énergie d'impact

Avec les différents essais réalisés, il est possible de définir une chronologie de l'endommagement, non pas en fonction du temps, mais en fonction de l'énergie incidente. Les fissurations matricielles sont les premiers endommagements créés. Il s'agit de fissurations orientées à 45° à l'intérieur des plis. Lorsque l'énergie d'impact augmente, ces fissurations conduisent à la création de délaminages. Pour des énergies plus importantes, lorsque la déformation de la plaque est suffisante, des ruptures de fibres apparaissent sur la face supérieure. Lors de l'impact, la plaque est sollicitée en flexion, les contraintes entre la face supérieure et la face inférieure sont donc opposées. La résistance en compression d'un pli composite est inférieure à sa résistance en traction, les ruptures interviennent alors uniquement sur la face supérieure.

4.1.1.2 Influence de la précharge

La présence d'une précharge modifie fortement les endommagements générés. D'après la section 3.2, l'augmentation de la précharge entraîne plusieurs conséquences sur l'endommagement créé :

1. diminution de l'aire endommagée projetée (AEP)
2. augmentation de l'aire endommagée cumulée (AEC)
3. diminution des ruptures de fibres.

La précharge a donc pour influence de diminuer les ruptures de fibres au profit des délaminages. Ces délaminages se retrouvent également plus concentrés du fait de l'augmentation de la rigidité.

Lors d'une sollicitation en traction d'une plaque composite, l'endommagement le plus critique vis-à-vis de la tenue est la rupture de fibres. Ainsi, à énergie d'impact égale, la précharge permettrait de réduire les pertes de performance lors d'une sollicitation ultérieure en traction. La précharge aurait donc un rôle de protection des performances résiduelles pour des structures sollicitées en traction.

4.1.2 Tubes

Les endommagements générés au sein des tubes sont du même type que ceux décrits précédemment au sein des plaques (fissurations matricielles, délaminages et ruptures de fibres).

Le procédé de fabrication des tubes (et des réservoirs) génère un grand nombre de porosités ($\approx 8\%$). Ces porosités sont des précurseurs de fissuration matricielle. Sur la figure 4.1, deux porosités ont favorisé l'apparition de la fissuration.

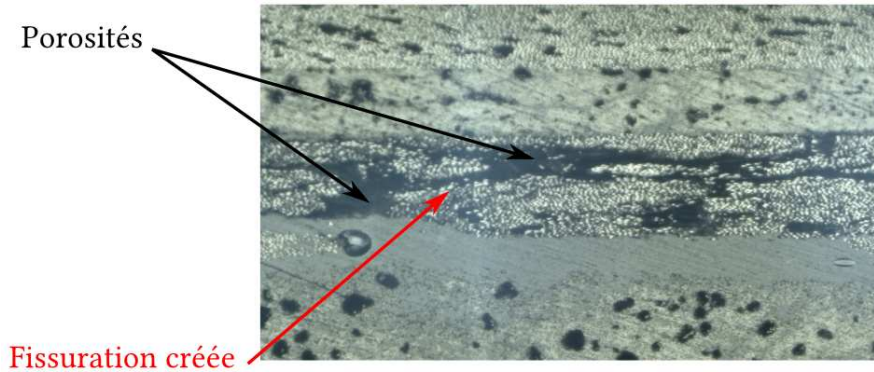


FIGURE 4.1: Illustration de porosités ayant favorisé l'apparition d'une fissuration

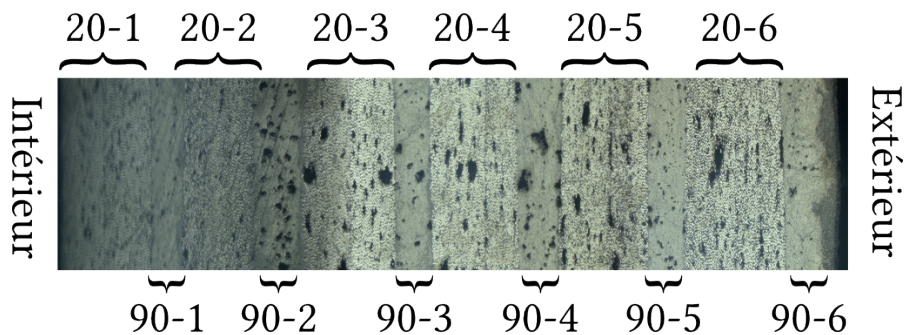


FIGURE 4.2: Nom et orientation des plis pour l'architecture 3

La figure 4.3 montre différents endommagements pour cinq plans d'observation pour un tube d'architecture 3 (figure 4.2).

Dans le plan 1 (90° par rapport à l'axe du tube / 45° par rapport à l'impact), il est possible d'observer tous les types d'endommagement. Ils se situent sous la zone d'impact et sont présents dans toute l'épaisseur. En particulier, on voit une fissuration matricielle importante à l'intérieur des plis qui se propage jusqu'aux interfaces, provoquant des délaminages (exemple pli [20-2]). On voit également une rupture de toron créée par flambement au niveau du pli [90-1], près de la surface intérieure du tube.

Dans le plan 2 (0° par rapport à l'axe du tube / 45° et centré par rapport à l'impact) : présence essentiellement de fissurations matricielles et de délaminages. Les délaminages sont d'autant plus étendus qu'on se rapproche de la surface intérieure.

Les plans 3 et 4 sont situés à 0° par rapport à l'axe du tube / 45° par rapport à l'impact et à 15 mm de part et d'autre du plan 2. Dans le plan 3, situé sous la zone d'impact, mais pas à l'aplomb, on observe davantage de délaminages que dans le plan 2 et ils sont plus étendus (exemple interface [20-4/90-4]). Dans le plan 4 situé en dehors de la zone d'impact, on observe peu d'endommagements (un seul délaminage de 10 mm de longueur).

Dans le plan 5 directement sous l'impacteur on retrouve une géométrie conique d'endommagement avec des délaminages de plus en plus étendus en fonction de la profondeur.

En fonction des plans d'observation, on révèle des endommagements d'étendues et de localisations différentes. Les ruptures de fibres n'apparaissent que dans les plis à 90° situés près de la surface intérieure. Le délaminage de plus grande dimension se situe à l'interface [20-4/90-4].

Les micrographies sont en accord et très complémentaires du C-scan. En effet, comme le montre la figure 4.4 où on voit la zone délaminée projetée ainsi que la position des plans d'observation, il y a un recoupement parfait des étendues des délaminages. De plus, ces micrographies sont très complémentaires, car elles permettent de situer les délaminages dans l'épaisseur.

4.1.2.1 Influence de l'énergie d'impact

Tout comme pour les plaques, l'énergie pilote directement la déformée du tube. La déformée du tube va influencer directement sur la création des endommagements. À partir d'un certain niveau d'énergie, le déplacement de l'impacteur est suffisamment important pour créer des ruptures de fibres. Contrairement aux plaques, la position des ruptures de fibres ne se situe pas sur la face impactée, mais sur la face intérieure du tube. Cela est dû à la courbure qui provoque une zone de compression plus importante au niveau de la surface intérieure.

4.1.2.2 Influence de la précharge

Tout comme pour les plaques, la précharge modifie les endommagements. En effet la pression interne augmente la rigidité du tube et diminue sa déformation en cours d'impact. Les ruptures de fibres étant principalement générées par la déformation, leur nombre s'en trouve réduit lorsque la précharge augmente.

Concernant les délaminages, la pression interne augmentant également la rigidité, l'AEP diminue également. L'AEC n'a pas été mesurée sur les tubes en raison de leur structure bobinée qui ne permet pas de telles investigations.

Pour un chargement en pression, les endommagements menant à la ruine de la structure sont les ruptures de fibres. Ainsi, si préalablement un impact s'est pro-

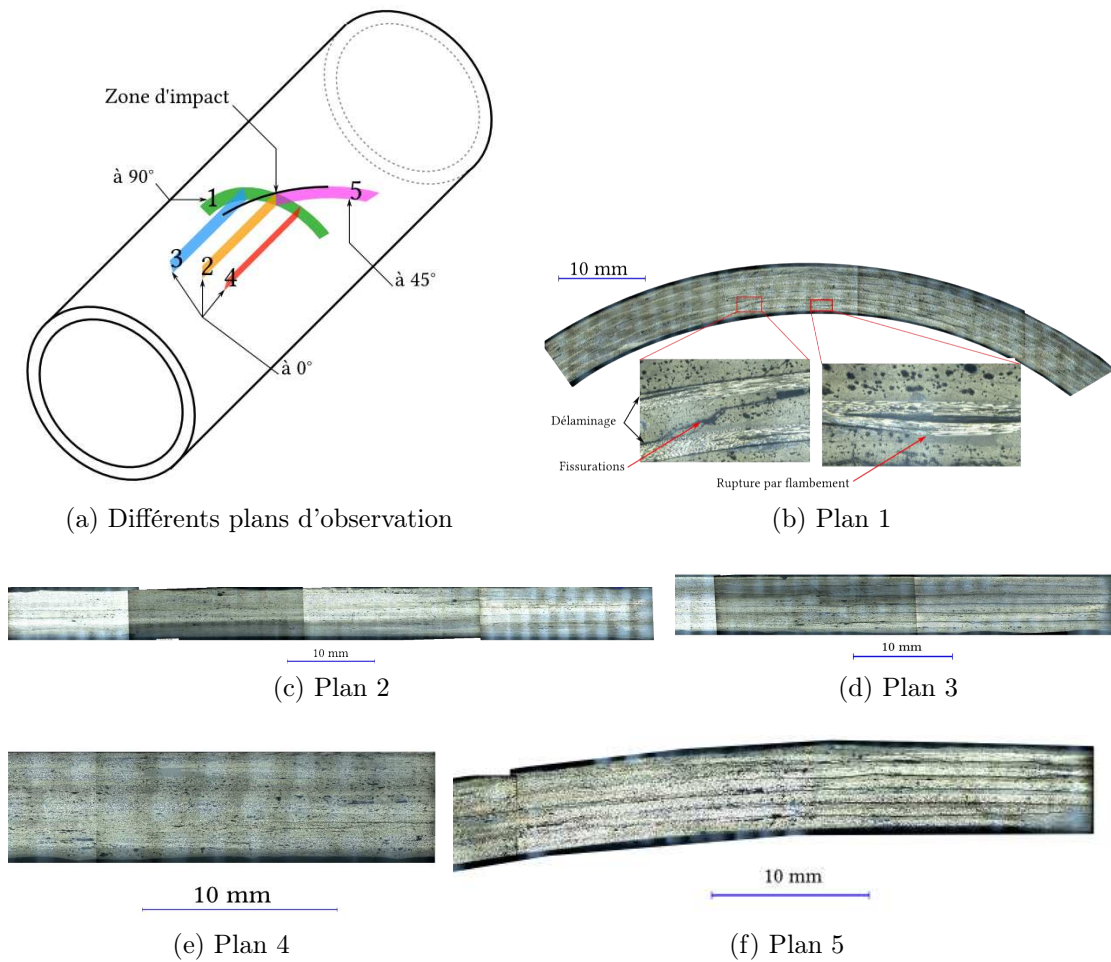


FIGURE 4.3: Micrographies d'un tube composite [33c] (architecture 3 (20/90))

duit, les performances résiduelles seraient logiquement plus élevées si la structure était préchargée lors de l'impact.

4.1.3 Bilan de l'influence de l'énergie et de la précharge sur les endommagements

Les ruptures de fibres et les délaminages sont directement affectés par la précharge et par l'énergie. Les fissurations matricielles n'ont pas pu être quantifiées avec nos moyens d'analyse, il ne nous est donc pas possible de prédire leur évolution en fonction de l'énergie et de la précharge.

Pour une sollicitation dans la direction des fibres, l'endommagement le plus critique est la rupture de fibres. La présence d'une précharge pendant l'impact a

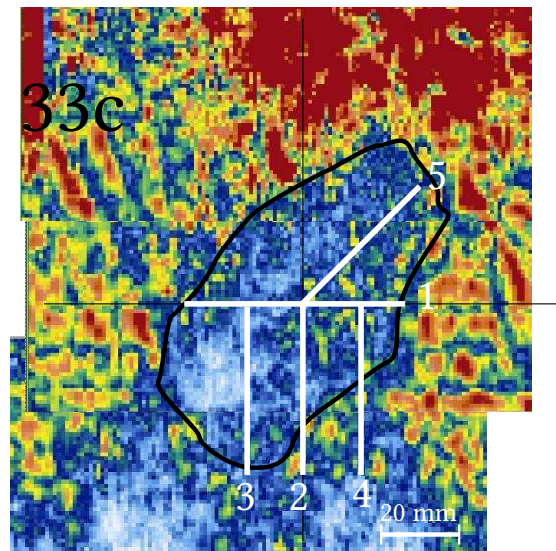


FIGURE 4.4: C-scan du tube 33, représentation des plans d'observation en micrographie

pour conséquence de réduire les ruptures de fibres et de favoriser les délaminages. Si la structure subit l'impact sous pression, alors on peut supposer que sa tenue résiduelle sera meilleure.

4.2 Endommagements au sein des réservoirs, influence de l'énergie

Dans cette partie, nous étudierons le comportement à l'impact de réservoirs de 2,4L. Les impacts sont réalisés avec la tour de chute (*cf.* section 3.1.1.1) pourvue d'un impacteur angulaire de 120° orienté à 45° par rapport à l'axe du réservoir (conditions identiques à celles des tubes). Sept essais ont été réalisés avec des énergies d'impact variant de 50 J à 500 J, ce qui permet de générer tous les types d'endommagements.

La figure 4.5 représente et nomme les différents plis constituant le réservoir. Il est à noter que les réservoirs, constitués de fibres de carbone, sont recouverts de deux plis en fibres de verre (20-V et 90-V). Ces plis permettent d'une part d'avoir un bon aspect esthétique (les fibres de carbone donnent un aspect irrégulier), mais surtout tiennent lieu de marqueur d'endommagement externe.

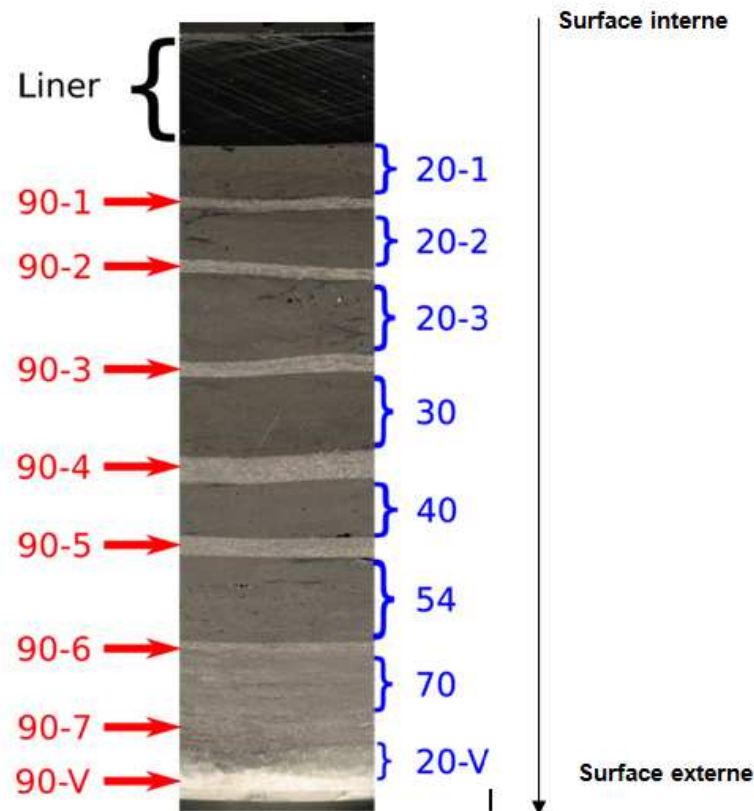


FIGURE 4.5: Stratification du réservoir

4.2.1 Observation et chronologie des endommagements

Les mesures réalisées pendant l'impact permettent d'obtenir la force de contact et le déplacement de l'impacteur. La force de contact maximale et le déplacement maximal augmentent avec l'énergie (*cf.* figure 4.14 et 4.15).

Les endommagements sont générés principalement par la flexion induite par ce déplacement.

Les techniques employées pour observer les endommagements au sein des réservoirs sont :

- la photographie de la surface extérieure
- la micrographie réalisée dans le plan 1 (*cf.* figure 4.6a) (90° par rapport à l'axe du réservoir et 45° par rapport à l'impact)
- la microtomographie dans les plans 2 et 3 (*cf.* figure 4.6a) (0° par rapport à l'axe du réservoir et 45° par rapport à l'impact). Le plan 2 est centré par rapport à l'impact alors que le plan 3 est décalé de 15 mm

Ces observations ont permis de localiser les endommagements et de définir leur chronologie de création en fonction de l'énergie incidente.

En premier lieu, la flexion de la structure entraine une zone de cisaillement maximal au centre de l'épaisseur. Un délaminage se crée à l'interface [30/90-4] pour des énergies d'impact de l'ordre de 50 J (*cf.* figure 4.7).

Pour des énergies légèrement supérieures, de l'ordre de 60 J, un délaminage apparaît proche du liner à l'interface [20-1/90-1] (*cf.* figure 4.8).

Au dessus de 100 J, de multiples délaminages se créent entre les plis 90-1 et 90-4 (*cf.* figure 4.9).

Pour des énergies plus importantes (≥ 350 J), les plis à 90 ° les plus près du liner rompent en compression (*cf.* figure 4.10). Dans le cadre de l'impact de plus fortes énergies, des ruptures de fibres sont constatées dans les plis 90-1 et 90-2. Ces endommagements sont les plus critiques pour la structure.

Le tableau 4.1 répertorie la présence des différents endommagements pour les essais réalisés.

Le délaminage à l'interface [30/90-4] a pour l'ensemble des essais une géométrie de couronne étirée (*cf.* figure 4.6b), cet endommagement est présent tout autour de la zone impactée (plan 3), mais pas directement sous l'impact (plan 2). Tout comme pour les plaques, la zone directement sous l'impacteur n'est pas endommagée. Il s'agit également du délaminage qui a les plus grandes dimensions, ces dimensions seront dans la suite attribuées aux dimensions de l'endommagement interne.

Puis, les plis proches du liner entrent dans une phase de compression et un délaminage se crée à l'interface (20-1/90-1) par flambement de ces plis. Ce délaminage intervient pour des énergies de l'ordre de 60 J. Par la suite le déplacement génère de multiples délaminages répartis dans les premières interfaces en partant de l'intérieur (dans la zone délimitée par les plis 20-1 et 40).

TABLEAU 4.1: Bilan des endommagements en fonction de l'énergie

Énergie (J)	Délaminages			Rupture de fibres	
	[30/90-4]	[20-1/90-1]	multiples	90-1	90-2
49	X				
63	X	X			
101	X	X	X		
207	X	X	X		
221	X	X	X		
352	X	X	X	X	
458	X	X	X	X	X

4.2.2 Endommagement externe et interne

L'objectif est d'établir le lien entre l'endommagement externe (visible à l'oeil nu) et l'endommagement interne difficilement observable. Pour cela, nous allons comparer les mesures de ces deux endommagements.

Les plis en fibres de verre (GFRP) révèlent le lieu de l'endommagement. En effet, lors d'un impact, des fissurations matricielles provoquent le blanchiment de la zone sollicitée. La géométrie de cette zone blanchie est, dans notre cas, toujours elliptique. Pour l'ensemble des essais, cette zone est mesurée (surface, grand axe et petit axe). La zone blanchie est appelée par la suite endommagement externe.

Pour l'endommagement interne, il s'agit des délaminages. Les délaminages sont observés par microtomographie. Les dimensions du délaminage le plus important (à l'interface [30/90-4]) sont également relevées.

Le tableau 4.2 regroupe les dimensions du délaminage [30/90-4] (endommagement interne) et ceux de l'endommagement externe.

Les figures 4.11, 4.12 et 4.13 montrent les corrélations entre les dimensions des endommagements internes et externes. Sur ces figures, il est clairement visible que les grandeurs respectives des endommagements internes et externes sont proportionnelles. Cela signifie que, pour ce type d'impact, la connaissance de l'endommagement extérieur permet de connaître les dimensions du plus grand délaminage [30/90-4].

TABLEAU 4.2: Dimension des endommagements interne et externe en fonction de l'énergie

Énergie (J)	Endommagement Externe			Endommagement Interne		
	Gd axe (mm)	Petit axe (mm)	Surface (mm ²)	Gd axe (mm)	Petit axe (mm)	Surface (mm ²)
49	39	13	405	81	35	2226
63	41	16	515	110	40	3455
101	56	25	1111	108	36	3053
207	59	28	1307	130	42	4288
221	69	33	1791	154	24	2902
352	88	45	3016	207	45	7315
458	96	50	3764	230	47	8490

4.2.3 Réponse macroscopique à l'impact

Pendant l'impact, le déplacement de l'impacteur et la force de contact sont mesurés. Les résultats obtenus (*cf.* tableau 4.3) montrent que la force maximale ainsi que le déplacement maximal évoluent linéairement avec l'énergie d'impact. Ces deux paramètres augmentent lorsque l'énergie augmente (*cf.* figure 4.14 et 4.15).

Le déplacement maximal est le paramètre le plus influent pour la création des ruptures de plis par flambement. De plus, les ruptures de plis sont l'endommagement le plus critique vis-à-vis des performances d'un matériau composite. La figure 4.16 montre l'évolution de la longueur de la zone blanchie en fonction du déplacement maximal. Cette évolution est linéaire, ainsi il apparaît possible de savoir si il y a des ruptures de fibres en mesurant la zone blanchie (pour ce type d'impacteur).

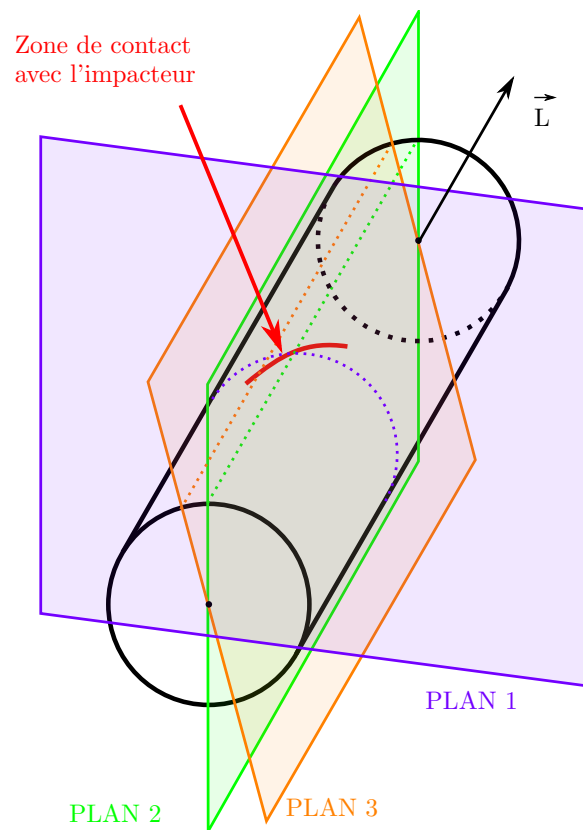
4.2.4 Essais d'impact sans fibre de verre

Les mêmes essais d'impact ont été reproduits sur des réservoirs qui diffèrent des premiers seulement par l'absence de plis en GFRP. Les forces maximales ainsi que les déplacements maximaux pour l'ensemble des essais sont rapportés dans le tableau 4.3. Les figures 4.18 et 4.17 permettent de comparer les deux types de réservoir. Ces réservoirs n'ont pas subi d'essais d'éclatement, toutefois il est possible d'en tirer quelque conclusion.

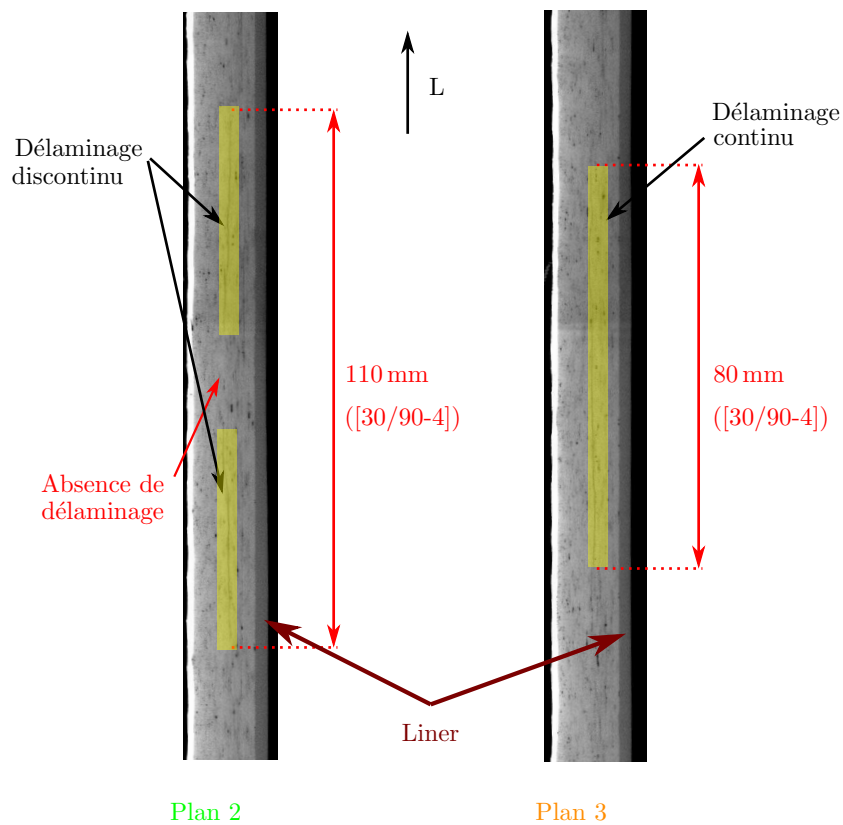
En effet, pour l'ensemble des essais, la présence de GFRP augmente la force maximale de contact et diminue le déplacement maximal de l'impacteur. Les conséquences sont principalement, le fait que, comme le déplacement est plus important en l'absence de GFRP, les ruptures de fibres apparaissent pour des énergies plus faibles.

TABLEAU 4.3: Résultats pour les essais avec et sans GFRP

Énergie (J)	Avec GFRP		Sans GFRP	
	Force max (kN)	Déplacement max (mm)	Force max (kN)	Déplacement max (mm)
49	34,6	2,3	24,5	4,7
63	40,6	2,8	27,8	4,4
101	35,5	4,3	26	7,0
207	48,7	5,9	43,6	8,5
221	49,4	5,8	41,6	8,3
352	64,5	9,0	57,5	11,0
458	79,3	10,4	63,8	11,2



(a) Position des plans d'observation



(b) Tomographie

FIGURE 4.6: Délaminage en forme de couronne observé au sein des réservoirs

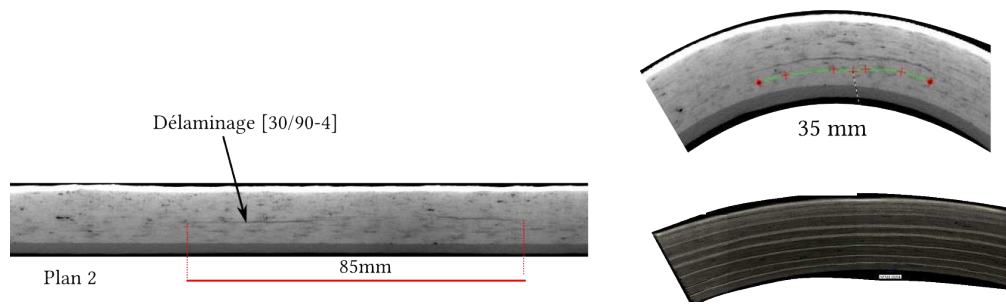


FIGURE 4.7: Observation des endommagements au sein des réservoirs [49 J]

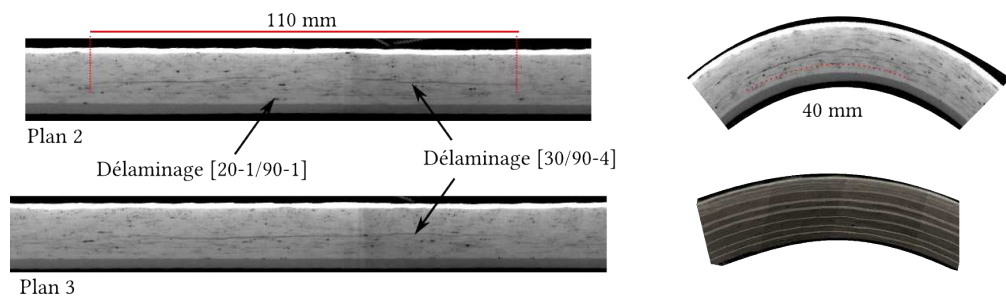


FIGURE 4.8: Observation des endommagements au sein des réservoirs [63 J]

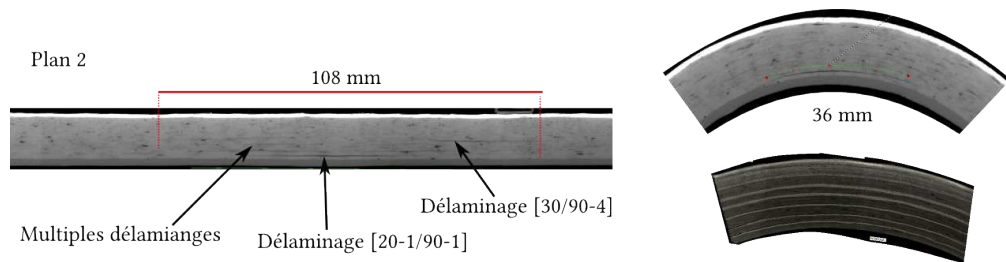


FIGURE 4.9: Observation des endommagements au sein des réservoirs [101 J]

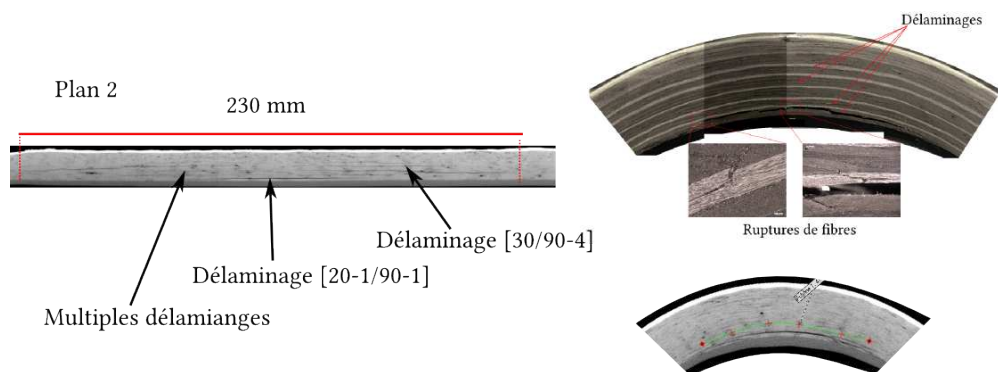


FIGURE 4.10: Observation des endommagements au sein des réservoirs [458 J]

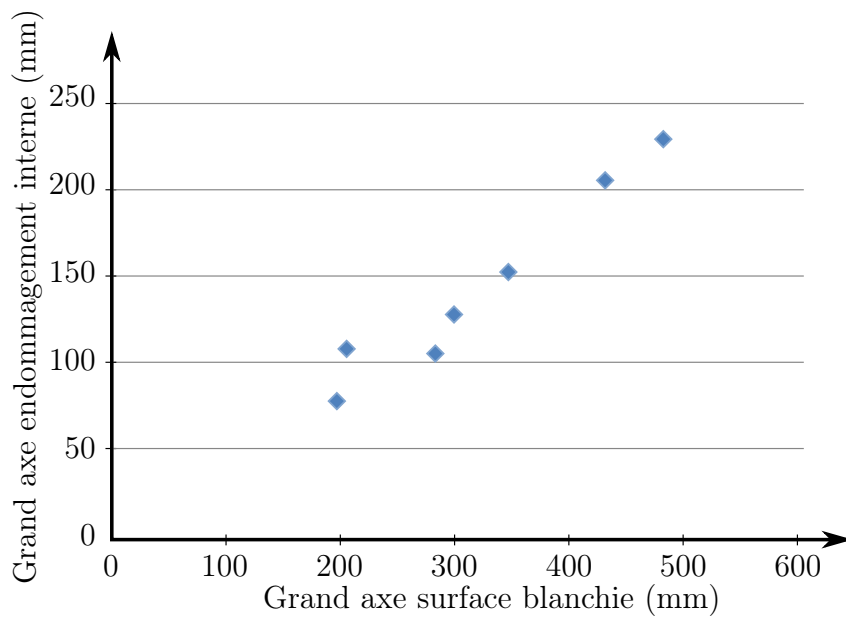


FIGURE 4.11: Grand axe de l'endommagement interne en fonction de celui de la surface blanchie

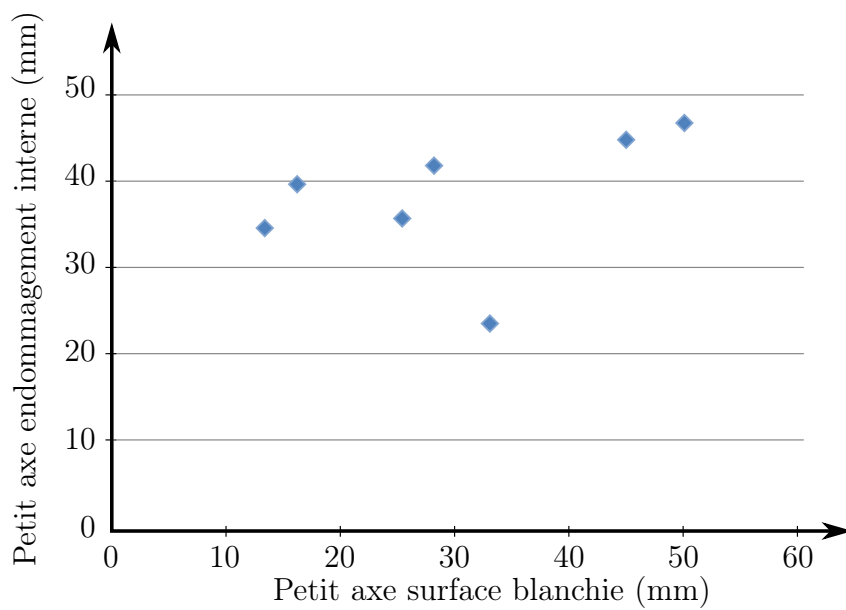


FIGURE 4.12: Petit axe de l'endommagement interne en fonction de celui de la surface blanchie

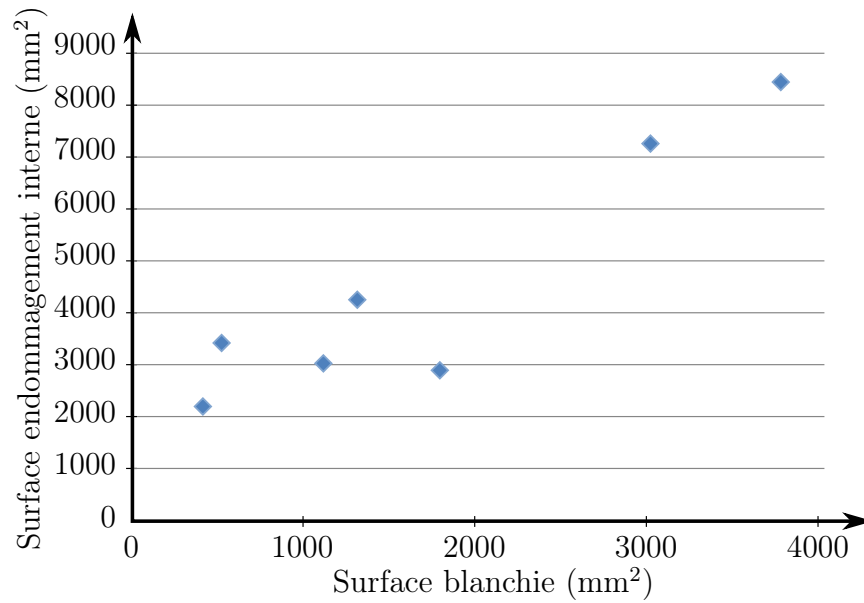


FIGURE 4.13: Surface de l'endommagement interne en fonction de la surface blanche

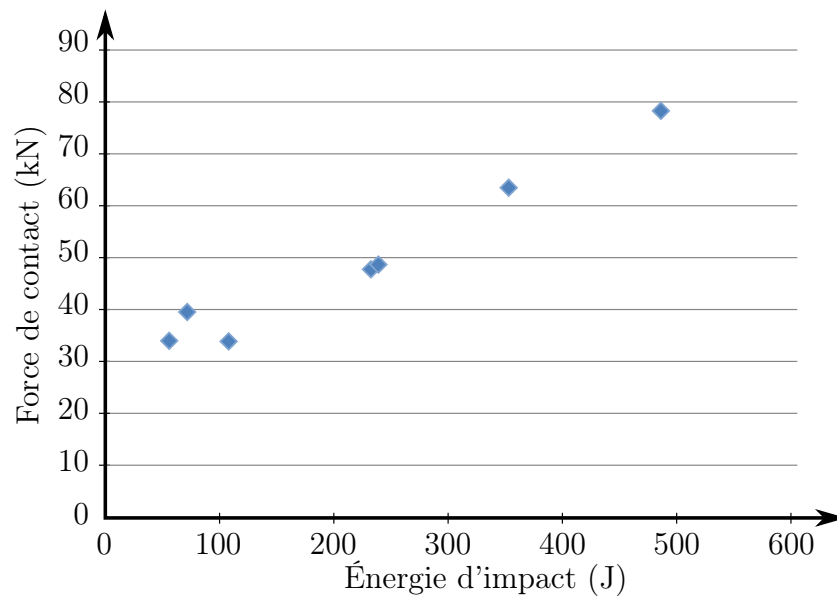


FIGURE 4.14: Force de contact maximale en fonction de l'énergie

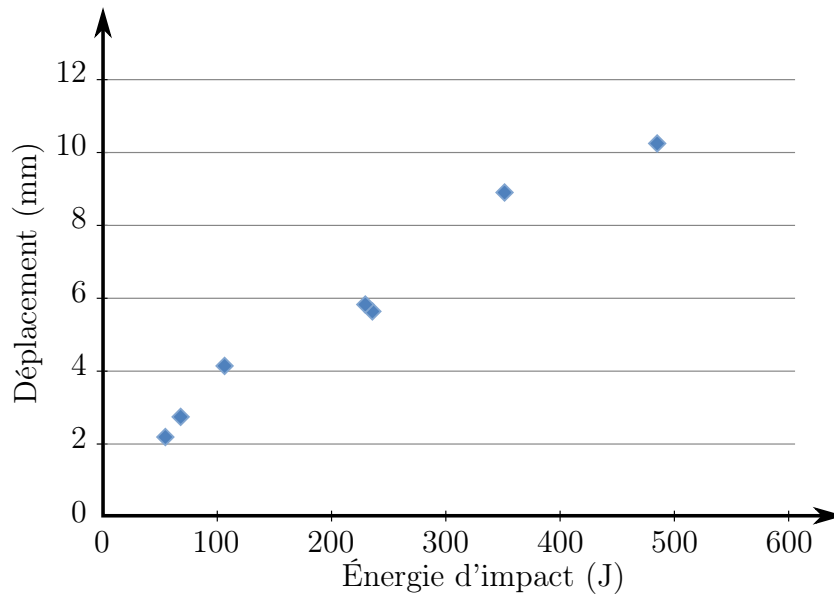


FIGURE 4.15: Déplacement maximal de l'impacteur en fonction de l'énergie

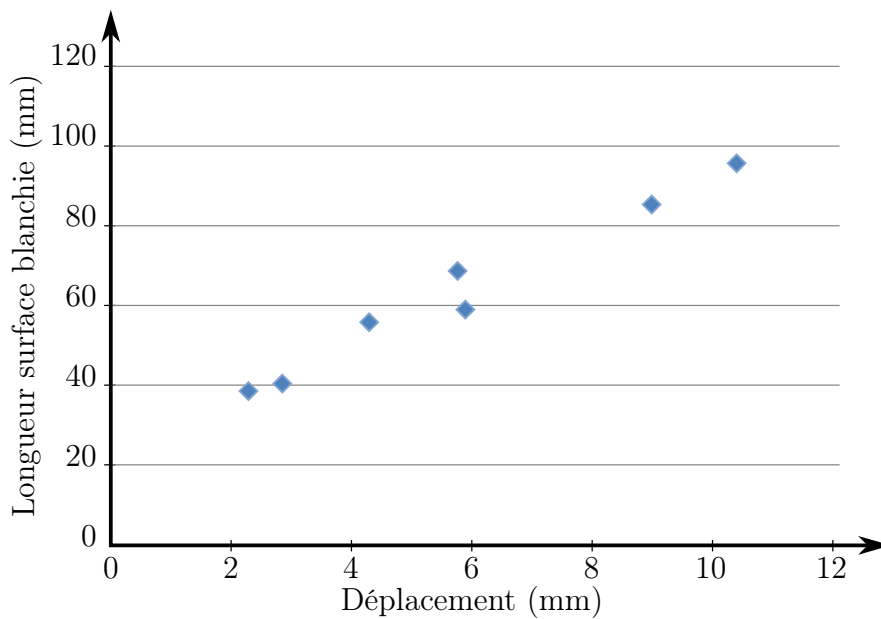


FIGURE 4.16: Longueur de la surface blanchie en fonction du déplacement de l'impacteur

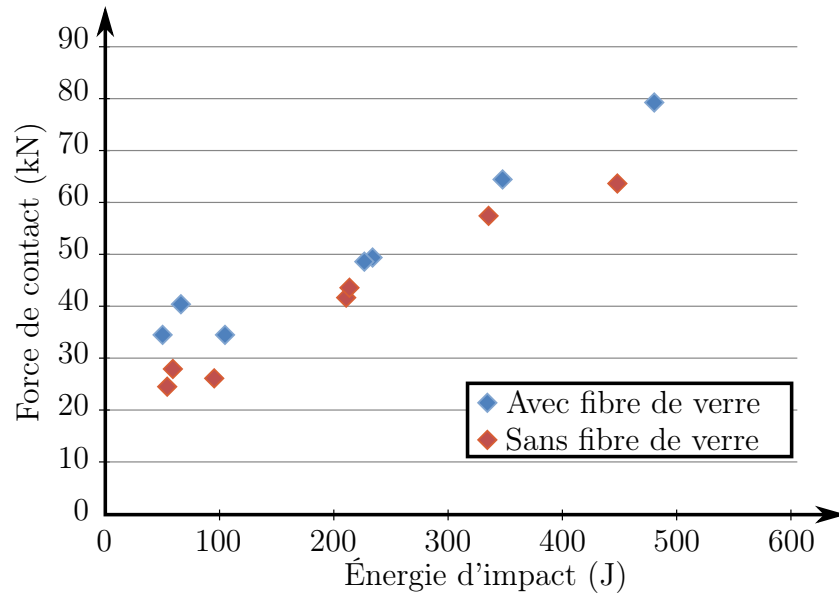


FIGURE 4.17: Force maximale en fonction de l'énergie d'impact (avec et sans GFRP)

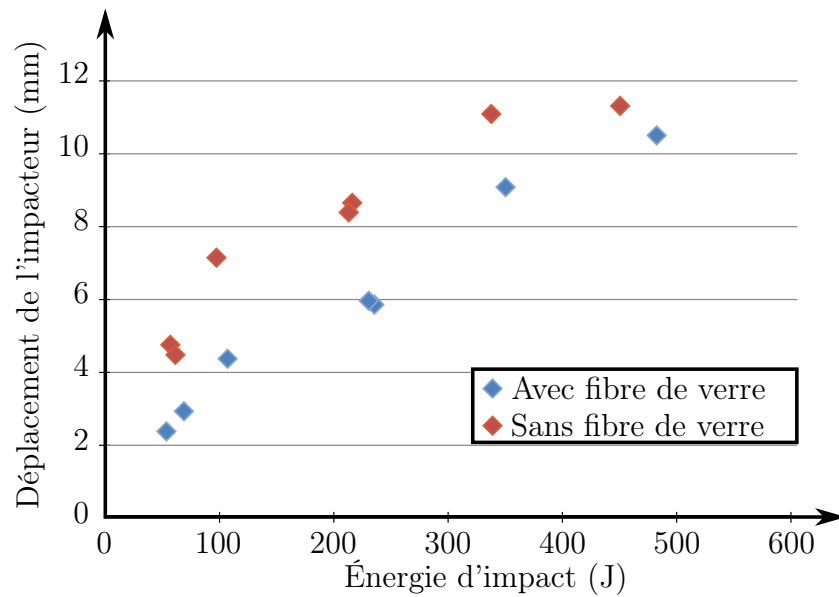


FIGURE 4.18: Déplacement maximal en fonction de l'énergie d'impact (avec et sans GFRP)

4.3 Comparaison tenue résiduelle expérimentale et numérique

Dans cette partie seront présentés les résultats du modèle d'endommagement numérique développé section 2.4. Les objectifs du modèle sont multiples :

- modéliser le composite par un matériau homogène équivalent avec un comportement élastique endommageable,
- prendre en compte les différents types d'endommagements via l'utilisation des critères de Hashin, introduits par le biais de variables d'endommagement permettant d'affaiblir les modules élastiques,
- introduire la variabilité des contraintes à rupture permettant d'obtenir un comportement plus réaliste ; une loi normale $\mathcal{N}(2580, 8.80)$ a été définie pour représenter la dispersion des contraintes à rupture dans le sens des fibres,
- permettre la mise en place d'un endommagement initial en initialisant les variables d'endommagements dans les zones affectées.

Deux études sur la tenue résiduelle de ces mêmes réservoirs de 2,4l ont été menées précédemment, la première expérimentale réalisée au CEA Le Ripault et la seconde numérique réalisée par Pham [1] au laboratoire PPRIME.

4.3.1 Tenue résiduelle des réservoirs

Des essais de tenue résiduelle en pression ont été réalisés sur les réservoirs impactés au CEA Le Ripault (partenaire du projet). Ils se déroulent en deux phases :

1. la première est une mise en pression jusqu'à 1350 bar avec instrumentation. Lors de cette mise en pression, les réservoirs sont instrumentés de quatre capteurs d'émission acoustique. Ces capteurs permettent de localiser la source (lieu de création de l'endommagement), mais également la nature des endommagements produits. Quatre capteurs de déplacement LVDT sont également utilisés pour obtenir les variations de longueur et de diamètre du réservoir.
2. la seconde est une mise en pression jusqu'à éclatement avec pour instrumentations, la mesure de la pression et une observation par caméra rapide.

Lors de la première phase, les observations montrent que des fissurations de matrice et des délaminages se produisent au niveau du lieu d'impact. La variation de longueur et de diamètre reste linéaire en fonction de la pression.

Lors de la seconde, il est observé que pour l'ensemble des réservoirs à l'exception de celui ayant subi l'impact le plus faible, la rupture se produit au niveau de la zone endommagée.

Ces essais permettent de corrélérer la tenue résiduelle (pression d'éclatement) aux endommagements préalablement observés et localisés qui dépendent de l'énergie d'impact.

La figure 4.19 montre que pour des énergies d'impact jusqu'à environ 350 J, les performances résiduelles des réservoirs sont préservées. Ces énergies (< 350 J) correspondent à des endommagements de type délaminage et fissuration de matrice. À partir de 350 J, des ruptures de fibres sont présentes.

Lors de la mise sous pression, seules les fibres sont sollicitées, la matrice assure uniquement un rôle de maintien, ainsi les fissurations matricielles et les délaminages ne participent que faiblement aux pertes de performances.

Malgré le fait que les délaminages influent peu sur les pertes de performance, ils favorisent l'apparition des ruptures de fibres puis l'ouverture du réservoir. À l'endroit du délaminage, les plis peuvent se mouvoir les uns par rapport aux autres, ce qui permet aux plis d'atteindre des déformations plus importantes en ce lieu et ainsi déclencher la rupture.

Les ruptures de fibres ont une influence prépondérante sur les performances résiduelles, ce qui explique que pour les énergies inférieures à 350 J (en l'absence de rupture de fibres), les pressions d'éclatement des réservoirs soient proches de celles du réservoir non impacté.

4.3.2 Présentation du modèle par éléments finis

4.3.2.1 Géométrie

Le choix a été fait de ne modéliser qu'une moitié de réservoir, dans le but de réduire de temps de calcul. Cette représentation n'est pas optimale puisque la structure bobinée, du fait des différents angles de bobinage, n'est pas symétrique par rapport à un plan passant par l'axe de révolution du réservoir.

Le demi-réservoir est modélisé dans son ensemble avec l'embase métallique, le liner polymère (épaisseur de 1,5 mm) et la coque composite (épaisseur de 13,2 mm).

4.3.2.2 Maillage

Dans cette étude tout l'intérêt est porté sur la structure composite, c'est pourquoi un maillage plus grossier est utilisé pour le liner et l'embase. La figure 4.20 montre l'embase et le liner dont le maillage a été réalisé par révolution.

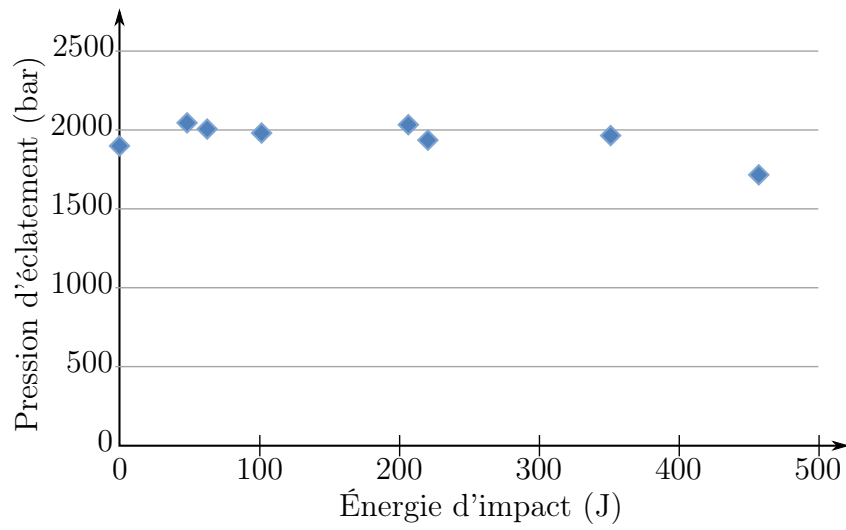


FIGURE 4.19: Pression d'éclatement en fonction de l'énergie d'impact

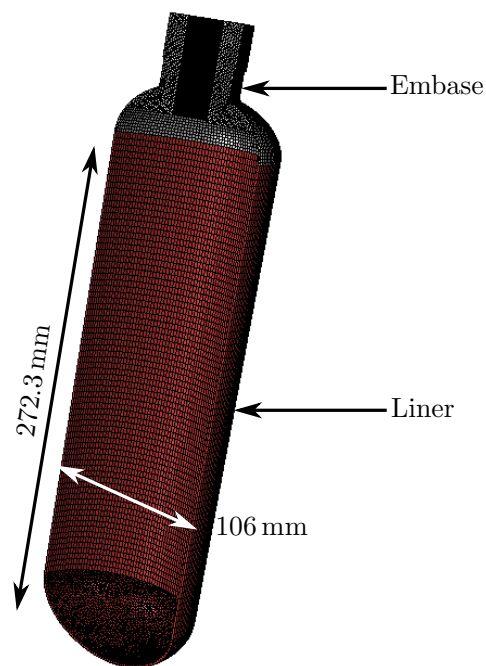


FIGURE 4.20: Embase et liner du réservoir de 2,4L

Les éléments volumiques utilisés pour ces deux composants sont de type C3D8

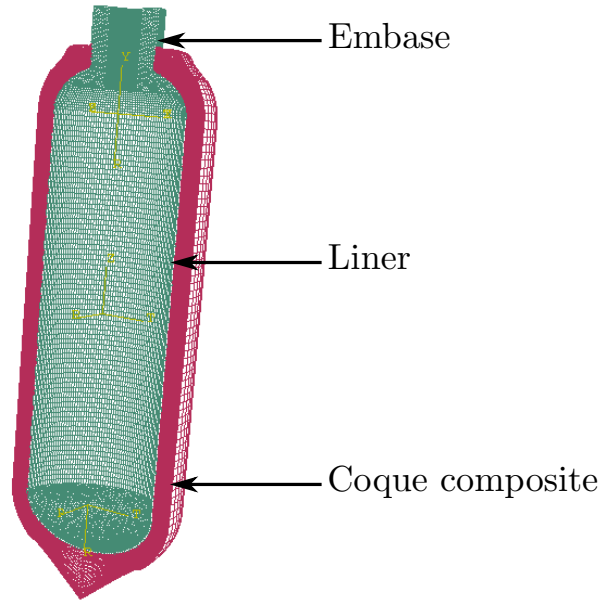


FIGURE 4.21: Maillage d'un réservoir de 2,4 L

(hexaédrique à 8 noeuds) et C3D6 (tétraédrique à 6 noeuds). La taille de maille moyenne est de 3 mm.

La partie composite réalisée par enroulement filamentaire nécessite des outils spécifiques disponibles dans le module Abaqus Wound Composite Modeler. Ce module permet d'affecter à chaque élément une orientation correspondant à la dépose par enroulement filamentaire. Ce module est notamment nécessaire pour obtenir des orientations correctes pour les éléments situés sur les parties non cylindriques du réservoir (fond et embase). Les variations d'angle (θ) et d'épaisseur (e) en fonction du rayon courant (r) respectent les équations 4.1 et 4.2 [77].

$$\theta(r) = \sin^{-1} \left(\frac{R_0}{r} \right) \pm \delta \left(\frac{r - R_0}{R_{tl} - R_0} \right)^4 \quad (4.1)$$

$$e(r) = \frac{e_{tl} \cdot \cos(\theta_{tl})}{\cos(\theta_r)} \frac{R_{tl}}{r + 2 \cdot BW \cdot \left(\frac{R_{tl} - r}{R_{tl} - R_0} \right)^4} \quad (4.2)$$

Où R_0 est le rayon extérieur du liner, R_{tl} , e_{tl} et θ_{tl} sont respectivement le rayon interne de la couche, l'épaisseur de la couche et l'angle des fibres au niveau de la partie cylindrique. BW est la largeur des torons déposés. δ est la différence en

degrés entre l'angle des fibres dans la partie cylindrique, et l'angle de bobinage calculé par le premier terme de l'équation 4.1

Les éléments utilisés pour cette structure composite sont de type C3D20R (hexaédrique à 20 noeuds et 8 points d'intégration). Les liaisons entre les différentes parties constituant le réservoir sont assurées par des liaisons cinématiques "TIE" simulant le collage parfait entre ces parties. La figure 4.21 représente la vue complète du réservoir.

4.3.2.3 Matériaux

Trois matériaux constituent le réservoir complet.

L'embase est en acier inox 316L et son comportement est modélisé par une loi élasto-plastique parfaite de module d'Young $E = 194$ GPa et de coefficient de poisson $\nu = 0,3$. La courbe d'écrouissage supposée isotrope est représentée sur la figure 4.22.

Le liner polymère est représenté par un matériau élastique isotrope de module d'Young $E = 2,3$ GPa et de coefficient de poisson $\nu = 0,3$.

Le matériau composite est modélisé pli par pli. Chaque pli a un comportement anisotrope et est supposé élastique endommageable. Le comportement élastique est caractérisé par les constantes référencées dans le tableau 4.4. Le comportement endommageable est défini au moyen de la UMAT (*cf.* section 2.4) avec les paramètres définis dans le tableau 4.5.

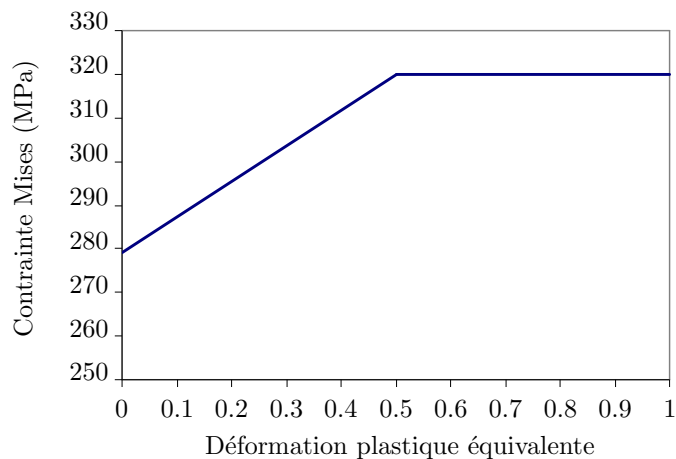


FIGURE 4.22: Courbe d'écrouissage d'un acier inox 316L [1]

TABLEAU 4.4: Constantes élastiques d'un pli composite bobiné (issu de [25])

E_L (MPa)	E_T (MPa)	$E_{T'}$ (MPa)	ν_{LT}	$\nu_{LT'}$	$\nu_{TT'}$	G_{LT} (MPa)	$G_{LT'}$ (MPa)	$G_{TT'}$ (MPa)
124100	8500	8500	0.32	0.32	0.32	8000	8000	8000

TABLEAU 4.5: Paramètres à rupture d'un pli composite d'un réservoir bobiné

X_T (MPa)	X_C (MPa)	Y_T (MPa)	Y_C (MPa)	Z_T (MPa)	Z_C (MPa)	S_L (MPa)	S_H (MPa)
$\mathcal{N}(2335, 8.8)$	$-X_T$	30	-90	15	100	36	36

4.3.2.4 Conditions aux limites et chargement

L'ensemble des conditions aux limites et le chargement sont représentés sur la figure 4.23.

Le modèle représente un demi-réservoir, il est nécessaire d'appliquer au plan de symétrie des conditions aux limites spécifiques. L'ensemble des noeuds appartenant au plan de symétrie doivent pendant la simulation toujours appartenir au plan, ainsi leur déplacement est bloqué suivant la normale à ce plan ($U_Z = 0$). De plus pour empêcher les mouvements de corps solide, les déplacements des noeuds appartenant à l'extrémité de l'embase sont bloqués.

Le chargement appliqué est un chargement en pression permettant de simuler le remplissage du réservoir. Cette pression est appliquée uniformément sur l'ensemble de la surface intérieure du liner.

4.3.2.5 Zone endommageable du réservoir

Le modèle d'endommagement développé dans la section 2.4 est utilisé pour représenter le comportement endommageable du composite.

Les premiers calculs ont été réalisés avec l'intégralité de la partie composite endommageable. Cependant en raison des conditions de symétrie et des singularités géométriques (l'angle au niveau de l'embase et du fond), les endommagements se produisaient au niveau de ces zones. Pour s'affranchir de ces effets non souhaités et aboutir à une simulation interprétable, ces zones ont été modélisées par un matériau purement élastique (désactivation du critère de Hashin). Ceci est en accord avec les résultats des éclatements réalisés au CEA qui ont montré que la rupture des réservoirs (sain et endommagé) se produisait en plein coeur de la partie virole.

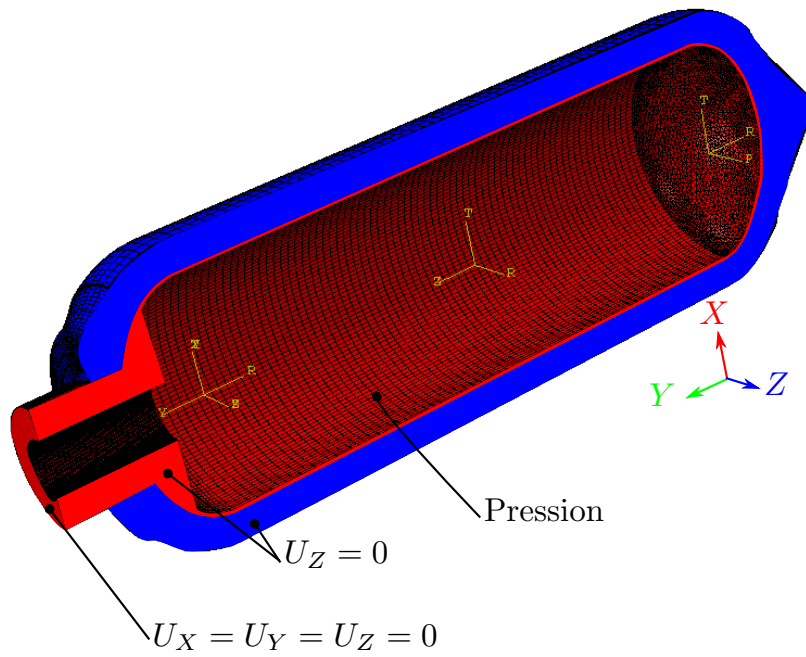


FIGURE 4.23: Conditions aux limites et chargement

La zone du composite où le critère d'endommagement est activé est représentée sur la figure 4.24

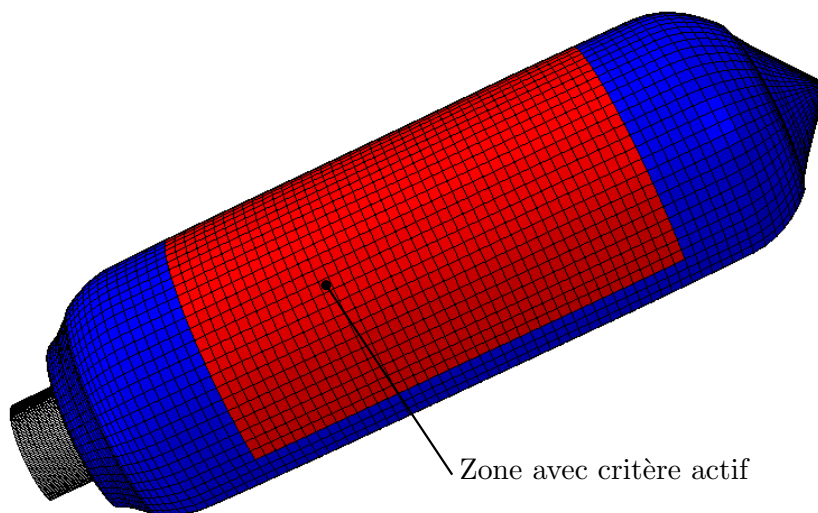


FIGURE 4.24: Zone où s'applique le critère d'endommagement

4.3.2.6 Relations macro/modèle

Lors de la mise en pression des réservoirs, des capteurs de déplacement LVDT sont positionnés de façon à obtenir la variation du rayon extérieur du réservoir (*cf.* figure 4.25). Un noeud a été choisi sur le plan médian du réservoir (*cf.* figure 4.26) pour mesurer cette variation à partir du modèle,.

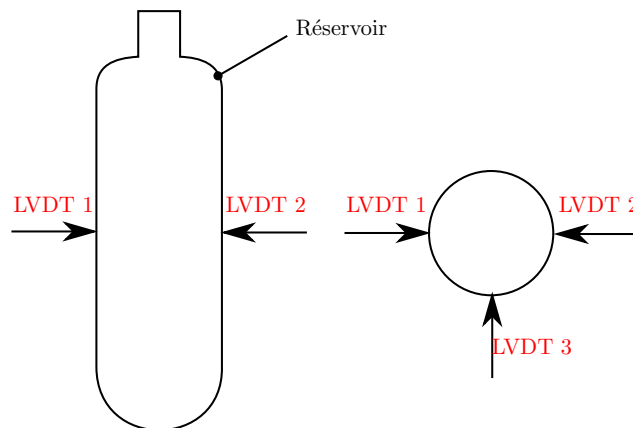


FIGURE 4.25: Disposition des LVDT lors d'un essai de mise en pression

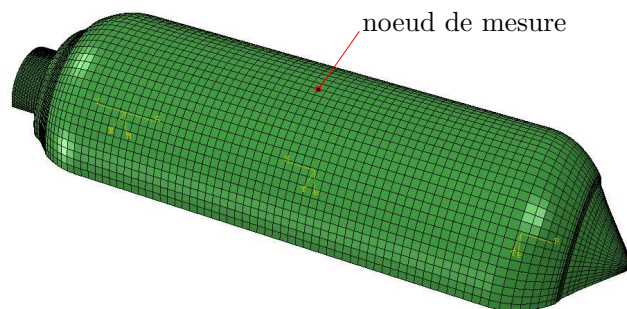


FIGURE 4.26: Noeud servant de référence pour la mesure de dilation radiale

4.3.3 Résultats sur réservoir sain

Dans un premier temps, des calculs ont été réalisés sur des réservoirs sains (non impactés) pour valider le modèle numérique ainsi que pour étudier l'influence de la variabilité.

Pour la validation du modèle numérique, nous disposons d'éléments de comparaison avec une mise en pression de réservoirs jusqu'à une pression de 1350 bar, ainsi qu'une comparaison numérique avec le modèle de Pham [1].

4.3.3.1 Création et évolution des endommagements

Le tracé du déplacement représentant la variation de rayon en fonction de la pression interne nous permet d'évaluer une pression d'éclatement. Cette pression est estimée à 2400 bar (*cf.* figure 4.27). La pression d'éclatement pour les expériences numériques, est définie comme la pression à laquelle la perte de linéarité pour la variation de rayon est de 0,2 mm.

Sur cette figure sont également représentés les différents stades d'endommagement de la virole en fonction de la mise en pression. Sur chacune des images, la surface externe du réservoir correspond à la face supérieure et les valeurs des différentes variables d'endommagements évoluent de 0 (bleu) à 1 (rouge).

En premier lieu, des délaminages apparaissent à proximité du liner à partir d'une pression de 1000 bar. Seuls les plis à 90 ° ne semblent pas être affectés par le critère en délaminage. Plus la pression augmente, plus les délaminages se propagent vers la surface extérieure du réservoir.

Les fissurations matricielles apparaissent aux alentours de 1300 bar et se propagent également de l'intérieur vers l'extérieur du réservoir. Les plis à 90 ° semblent également moins affectés par ce critère d'endommagement. Pour les réservoirs, les contraintes orthoradiales sont plus importantes que les contraintes longitudinales (rapport de 2 pour un réservoir avec un matériau isotrope). D'après le cercle de Mohr (figure 4.28), les contraintes τ_{LT} et σ_{TT} sont minimales pour un angle de 90 °. Ceci explique l'apparition plus tardive de l'endommagement au sein des plis à 90 °. Les contraintes σ_{LL} sont maximales pour un angle de 90 °, ainsi, elles interviennent uniquement dans les plis à 90 ° à des pressions de 2100 bar.

L'apparition des ruptures de fibre est principalement responsable de l'évolution non linéaire de la courbe de variation de rayon. Ces différents résultats confirment que la perte de performance est principalement due aux ruptures de fibres.

4.3.3.2 Comparaison avec l'expérience

Lors d'un essai d'éclatement de réservoir, une première mise en pression est réalisée jusqu'à 1350 bar. Pendant cette phase, les mesures LVDT de variation de rayon sont réalisées ainsi qu'une mesure par émission acoustique permettant de localiser les apparitions des endommagements. Puis la pression est relâchée afin de permettre le retrait de l'instrumentation. Enfin, une dernière mise sous pression est réalisée jusqu'à éclatement du réservoir.

Plusieurs essais d'éclatement ont été effectués avec des réservoirs sains ce qui a permis d'obtenir une pression d'éclatement de 1960 bar \pm 20 bar.

La figure 4.29 représente les trois mesures de variation de rayon en fonction de la pression ainsi que la variation de rayon issue de la simulation. Les contraintes

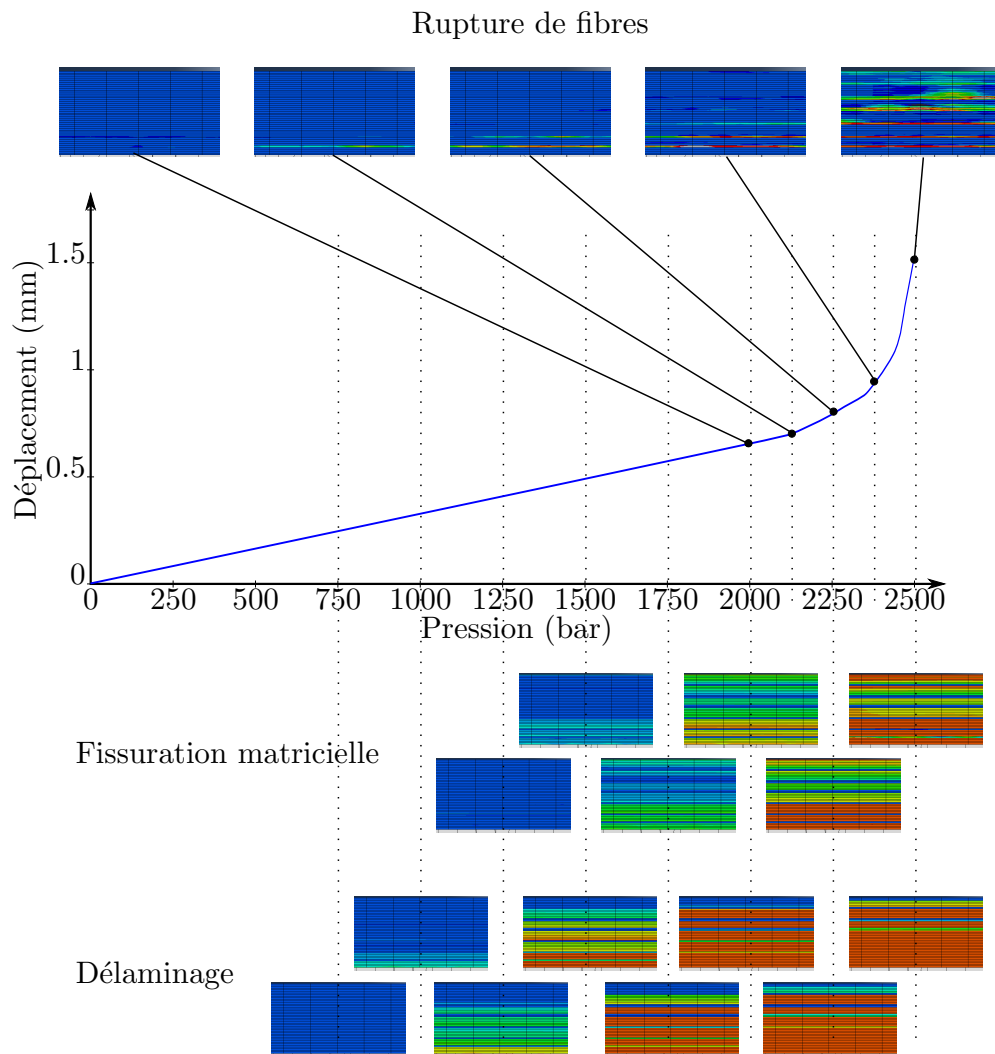


FIGURE 4.27: Simulation de mise en pression d'un réservoir sain. Représentation des différents types d'endommagements en fonction de la pression.

à rupture de notre modèle suivent une distribution normale $\mathcal{N}(2335, 8.80)$. Les valeurs des constantes élastiques sont issues des travaux de Pilato [25].

La rigidité du réservoir modélisé correspond à la valeur moyenne des mesures expérimentales.

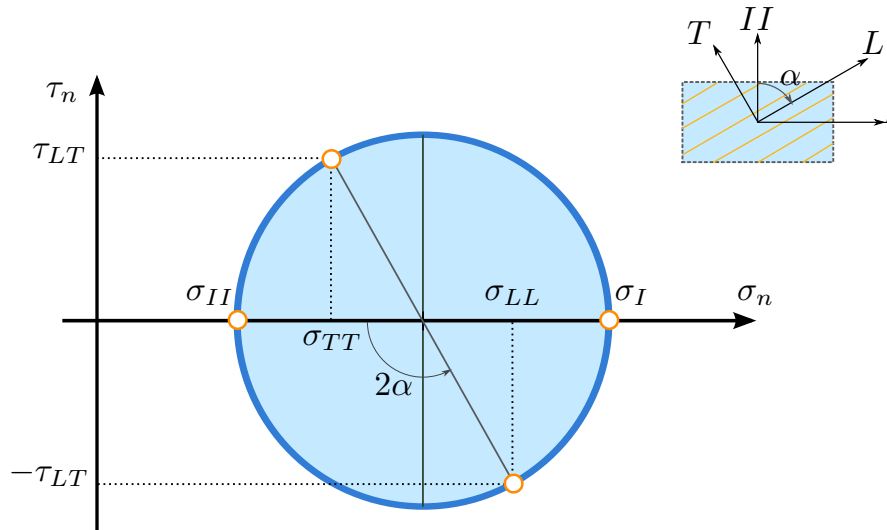


FIGURE 4.28: Cercle de Mohr

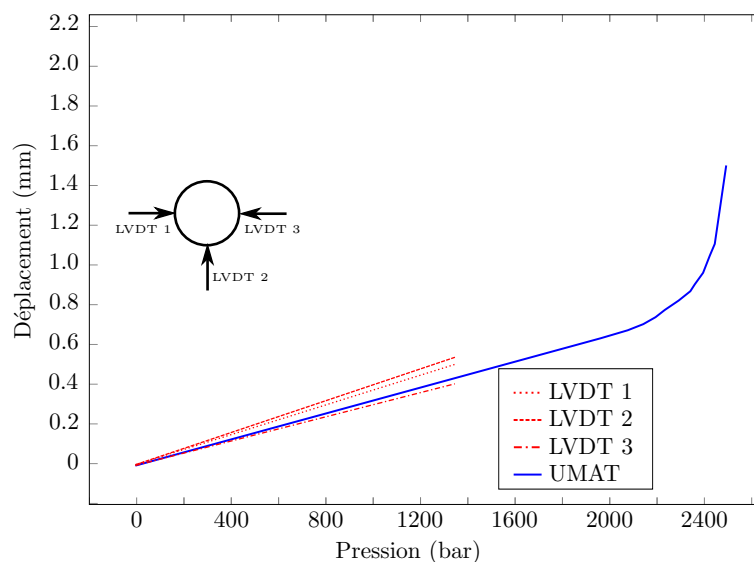


FIGURE 4.29: Variation de rayon en fonction de la pression (expérience et modèle)

4.3.3.3 Comparaison avec les résultats numériques de Pham [1]

Dans sa thèse, Pham [1] a modélisé la même expérience. Le modèle utilisé est de type déterministe, c'est-à-dire que la valeur de la contrainte à rupture dans le sens des fibres est constante pour tous les points d'intégration.

La figure 4.30 compare les résultats de Pham à ceux de la UMAT. La rigidité du

réservoir obtenue par le modèle de Pham [1] est plus éloignée de l'expérience que celle issue de notre modèle (UMAT développée). La pression d'éclatement obtenue avec son modèle est de 1465 bar ce qui est très conservatif comparativement à la pression réelle d'éclatement de $1960 \text{ bar} \pm 20 \text{ bar}$.

Le modèle développé ici apporte donc des améliorations vis-à-vis de ce modèle.

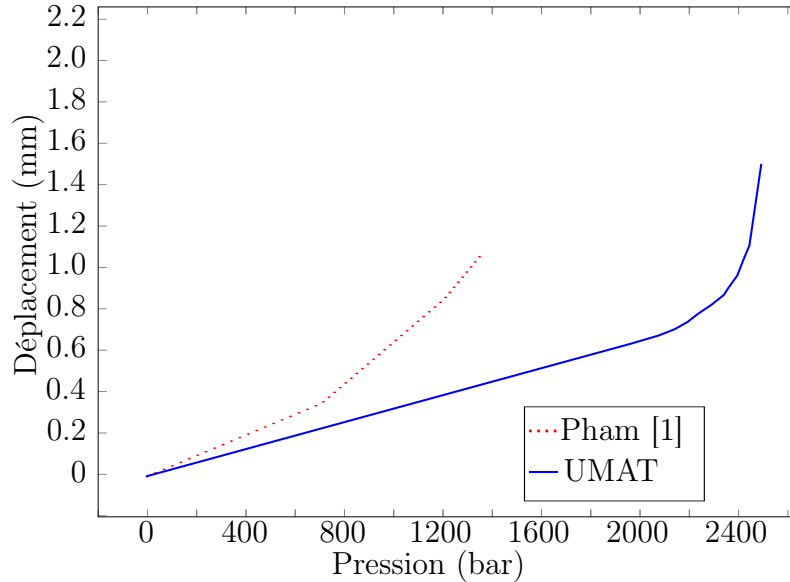


FIGURE 4.30: Variation de rayon en fonction de la pression (modèle de Pham et modèle développé)

4.3.3.4 Influence de la variabilité

L'objectif de cette partie est de quantifier l'influence de la variabilité des contraintes à rupture dans le sens des fibres sur les paramètres macroscopiques du comportement à rupture. Trois distributions des contraintes à rupture dans le sens fibre (X_T) ont été testées : • $X_T = 2335,8 \text{ MPa}$ • $X_T \in \mathcal{N}(2335, 8.80)$ (loi normale) • $X_T \in \mathcal{N}(2335, 88.0)$ (loi normale)

La figure 4.31 montre que la variabilité de la limite X_T influe sur le comportement du réservoir. Un comportement similaire est observé entre le modèle déterministe et celui avec la plus faible dispersion. Un écart notable est observé entre ces deux modèles et celui ayant la dispersion la plus élevée. La dispersion des propriétés à rupture permet d'augmenter la pression d'éclatement des réservoirs, une augmentation de l'ordre 25 bar est relevée pour l'essai aux propriétés les plus dispersées. Contrairement à une configuration en série (de type maillon faible), la dispersion au sein du volume permet d'accroître la résistance de la structure. Les

éléments les plus faibles voient leurs propriétés élastiques être atténuées rapidement, cependant les éléments voisins (“plus fort”) reprennent en partie ces efforts et permettent d’atteindre des pressions plus importantes. Ainsi la rupture finale est dirigée par les éléments les plus résistants.

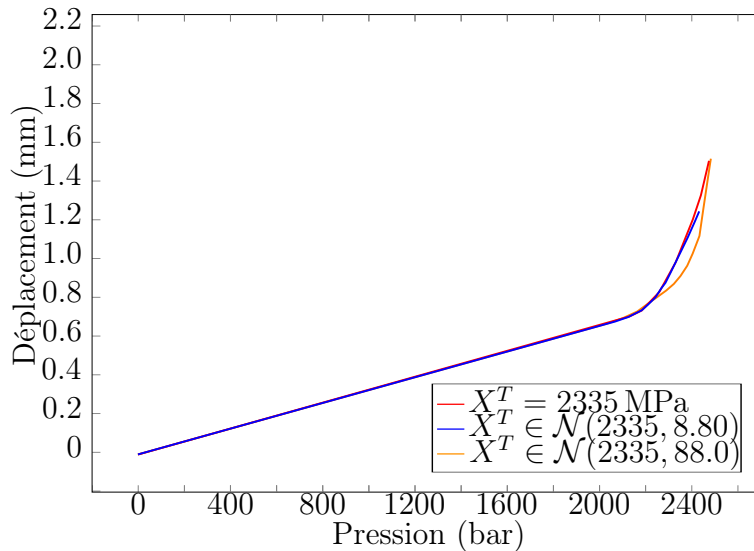


FIGURE 4.31: Variation de rayon en fonction de la pression pour les trois lois de distribution

4.3.3.5 Bilan

La modélisation des réservoirs sains permet de valider le comportement de la UMAT, le comportement macroscopique du réservoir est en accord avec les expériences réalisées. La chronologie des endommagements est correctement traduite par le modèle et montre que seules les ruptures de fibres entraînent des non-linéarités au niveau du comportement macroscopique. L’influence de la variabilité est également établie et montre qu’une plus grande dispersion provoque une augmentation de la pression d’éclatement.

Le modèle proposé conduit à une pression d’éclatement nettement surestimée (2400 bar au lieu de 1960 bar). Pour corriger cette surestimation, une campagne d’identification des paramètres à rupture doit être menée (loi de dispersion expérimentale). L’utilisation de la loi des mélanges ainsi que de la distribution de Weibull de la contrainte à rupture d’une fibre unitaire n’est qu’une approximation de la loi réelle.

4.3.4 Réservoirs préendommagés

4.3.4.1 Implémentation de l'endommagement

Les essais sur réservoirs ont montré que seule la rupture de fibres est critique pour la tenue de ces structures. Un pré endommagement de type rupture de fibres est introduit au sein du réservoir en affaiblissant localement le matériau ($d_f = 0,99$ cf. section 2.4). Les ruptures de fibres introduites sont visibles sur la figure 4.32.

Les observations des endommagements par micrographie ont permis de déceler des ruptures de fibres situées dans les plis 90-1 et 90-2. Cependant, ces ruptures n'ont pas pu être quantifiées. Dans cette simulation, 12 cm de ruptures de fibres ont été implémentées au sein des plis 90-1 et 90-2.

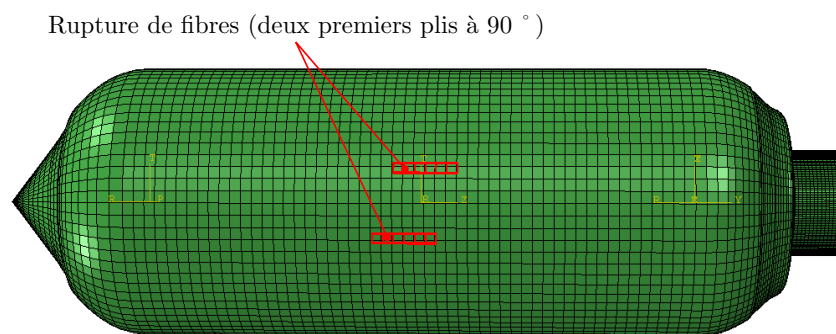


FIGURE 4.32: Pré endommagement en rupture de fibres introduit dans les deux premiers plis à 90 °

4.3.4.2 Influence de l'endommagement

La figure 4.33 montre la comparaison par simulation de la variation de rayon pour un réservoir sain et un réservoir endommagé. Les pressions d'éclatement sont respectivement de 2400 bar et 2050 bar. Les ruptures de fibres introduites génèrent donc une perte de performance de 350 bar. Ce résultat est en accord avec les observations faites lors des essais expérimentaux, où seules les ruptures de fibres amenaient à des pertes de performance importantes.

4.3.5 Conclusions

Un modèle éléments finis 3D a été mis en oeuvre pour permettre de prendre en compte :

- la variabilité des contraintes à rupture sur le comportement du réservoir

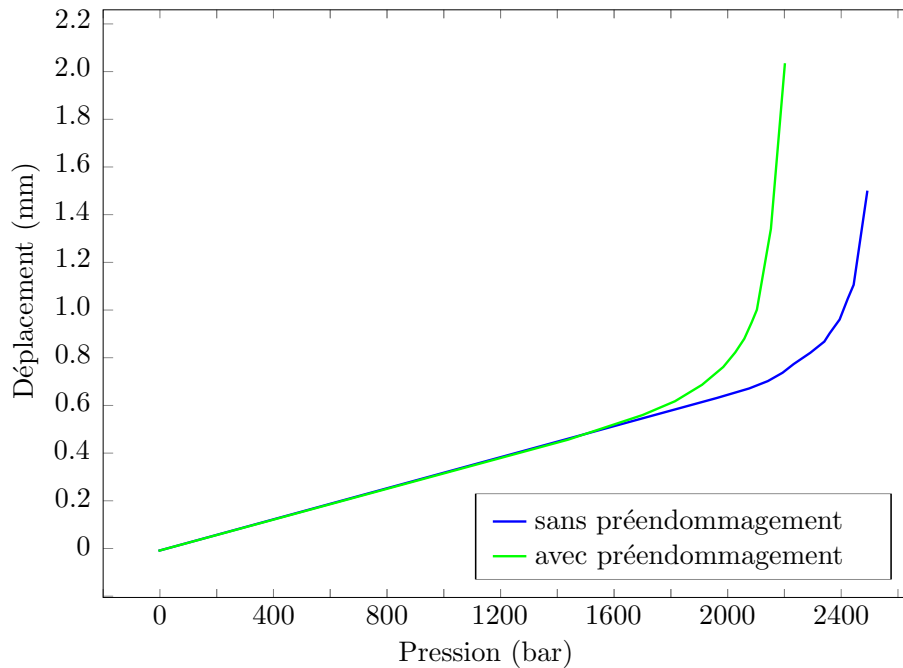


FIGURE 4.33: Variation de rayon avec et sans endommagement

- la présence ou non d'endommagement, afin de simuler des essais de tenue résiduelle de réservoirs sains et endommagés
- les différents types d'endommagements (rupture de fibres, délaminages et fissuration de matrice)

Le modèle estime correctement la rigidité macroscopique du réservoir. La comparaison avec les essais expérimentaux a permis d'observer un gonflement radial équivalent.

Un résultat important est la chronologie des endommagements et leur influence sur le comportement du réservoir. Il est ainsi montré par le modèle (conformément à l'expérience) que les fissurations matricielles et les délaminages ne modifient pas le comportement du réservoir. Les délaminages, affaiblissant la rigidité hors plan, ne pénalisent pas la structure, tout comme les fissurations de matrice.

En revanche l'introduction de ruptures de fibres affaiblit significativement la tenue résiduelle du réservoir. Cette modélisation valide donc le fait que tant qu'il n'y a aucune rupture de fibres, la pression d'éclatement du réservoir reste proche de celle d'un réservoir sain.

4.4 Conclusion et transposition des résultats issus des échantillons aux réservoirs hyperbares

Nous avons vu lors de l'analyse des endommagements que seules les ruptures de fibres avaient une influence sur les pertes de performance des réservoirs. Ces ruptures de fibres interviennent pour des énergies d'impact de 350 J pour un réservoir sans pression interne et sont provoquées principalement par la déformation induite lors de l'impact.

Influence de la précharge sur les réservoirs Les effets d'une précharge de type pression sur ces structures aura pour conséquence d'augmenter la rigidité et ainsi diminuer la déformation de la structure. Les ruptures de fibres sont principalement générées par la déformation de la structure. Elles interviennent au niveau des plis [90-1 et 90-2] (plis circonférentiels situés au plus près du liner). De plus, une modélisation par éléments finis a montré que les plis participant le plus à la reprise des efforts sont ceux à 90 °. Et plus ils sont près de la surface interne, plus ils sont chargés. Ainsi, les plis où apparaissent les ruptures de fibres sont les plus sollicités.

Comme pour les tubes et les plaques, la quantité de ruptures de fibres diminue lorsqu'il y a une précharge, au profit d'une augmentation des délaminages. Comme les ruptures de fibres ont un effet prépondérant sur les pertes de performance des réservoirs, il est raisonnable de penser qu'une pression interne aura pour conséquence d'augmenter les performances résiduelles des réservoirs.

Ainsi, les conditions les plus critiques pour la partie composite d'un réservoir soumis à un impact sont lorsque ce dernier est sans pression. Les études de vulnérabilité à l'impact de ces structures doivent donc être menées en l'absence de pression.

Cependant, pour déterminer les critères d'inspection visuelle, des essais avec pression seraient également nécessaires.

Importance des plis en GFRP Les deux plis en fibre de verre/époxy (GFRP) paraissent essentiels pour les réservoirs. Outre leur rôle esthétique, ils permettent de marquer la présence d'un endommagement. Il est dès lors possible d'effectuer un contrôle non destructif sur cette zone définie. Les relations entre les dimensions de cette zone et le déplacement maximal de l'impacteur permettent également de connaître la gravité de l'endommagement interne (rupture de fibres ou non) en fonction de la longueur de cette zone. Les ruptures de fibres sont, dans ce type d'application, les uniques endommagements agissant directement sur les pertes de performance. La présence de délaminages et de fissurations matricielles favorise la rupture du réservoir sur le lieu d'impact. De plus, les essais d'impact sans GFRP

ont permis de montrer que ces plis assurent un rôle structurel qui permet d'augmenter les performances résiduelles des réservoirs. Ces plis en GFRP sont donc plus que nécessaires pour les réservoirs composites.

Chapitre 5

Conclusions et perspectives

SOMMAIRE

5.1	Conclusions	173
5.2	Perspectives	175

5.1 Conclusions

Les avancées dans le domaine du stockage de l'énergie nous ont conduits au travers du projet TOLEDO à étudier le comportement à l'impact des réservoirs d'hydrogène hyperbares. Ces réservoirs sont composés d'un liner polymère sur lequel sont bobinées des fibres de carbone imprégnées d'une résine époxy. La surface du réservoir est recouverte de fibres de verre imprégnées de résine époxy afin de permettre une visualisation rapide des chocs reçus par ces réservoirs.

L'état de l'art a permis de mettre en exergue trois particularités de ces réservoirs ayant une influence non négligeable sur leur comportement à l'impact. Ainsi, l'influence de la courbure, de l'épaisseur et de la précharge peuvent modifier l'apparition des endommagements générés lors d'un impact. De plus ce premier chapitre a permis d'identifier des techniques originales d'observation et de quantification des endommagements. Ces techniques nous ont permis d'accéder aux cartographies des endommagements.

Deux dispositifs expérimentaux ont été conçus et réalisés dans l'objectif d'appréhender l'influence des trois particularités des réservoirs sur leur comportement à l'impact.

Le premier permet de précharger en traction des plaques de 100 mm par 230 mm et d'épaisseur pouvant atteindre 15 mm. Les précharges imposées peuvent être de

3000 μe sur des plaques de 5 mm d'épaisseur. Une fois la précharge appliquée, l'impact est réalisé avec une tour de chute permettant d'atteindre des énergies d'impact de 680 J.

Le second dispositif permet quant à lui de soumettre un tube composite bobiné au même état de contrainte que la partie cylindrique d'un réservoir sous pression. Son objectif est double, d'une part il permet de précharger un tube afin de réaliser un impact avec la tour de chute et d'autre part, il permet d'atteindre des pressions de 1000 bar, suffisantes pour atteindre la pression à rupture d'un tube endommagé.

Un modèle numérique permettant de simuler un chargement en pression d'un réservoir a été développé. Il permet de modéliser le composite avec un comportement élastique endommageable. Ce modèle permet de prendre en compte les différents types d'endommagement (rupture de fibres, délaminage et fissuration matricielle) grâce au critère de Hashin. De plus, ce modèle permet de prendre en compte la dispersion des contraintes à rupture dans le sens des fibres. Cette dispersion est due à la fois aux propriétés dispersées des fibres de carbone, mais également aux taux de fibres et de porosités pouvant varier au sein du matériau. Ce modèle permet également d'implémenter des endommagements initiaux (sous forme de zones affaiblies) pour observer les pertes de performance liées à un endommagement généré par impact.

Le chapitre 3 présente la mise en oeuvre des instrumentations et des moyens d'observation de l'endommagement. Ces outils ont permis d'établir un résultat important concernant la présence d'une précharge. Les endommagements générés par impact sur une plaque préchargée sont plus concentrés. En effet, la précharge diminue l'aire de la zone endommagée projetée et augmente l'aire totale des délaminages.

Les essais sur les tubes ont permis de constater que les ruptures de fibres sont présentes lors des impacts avec de faibles pressions, tandis qu'elles disparaissent pour des pressions plus fortes. De plus ces endommagements sont les plus critiques vis-à-vis de la tenue en pression des tubes.

Le dernier chapitre permet d'après les résultats obtenus sur échantillons (plaques et tubes) et sur réservoir sans pression, de prédire l'action d'une précharge sur les endommagements générés par impact au sein d'un réservoir. Des essais sur réservoir ont permis de faire le lien entre l'énergie d'impact, les endommagements générés en surface et au sein du réservoir et leur performance résiduelle. Ces essais ont également permis de montrer que les délaminages et les fissurations matricielles n'avaient pas une influence notable sur la tenue en pression de ces réservoirs, tandis que la présence de ruptures de fibres les rend beaucoup moins résistants. Les

délaminages bien qu'ils ne participent pas aux pertes de performance permettent de localiser et déclencher le début de la rupture.

Enfin, la présence d'une pression diminue les ruptures de fibres, ainsi les impacts les plus critiques sur les réservoirs sont lorsque ces derniers sont vides.

Un critère de rebut de réservoirs peut être proposé selon les dimensions de l'endommagement en surface des réservoirs.

5.2 Perspectives

Les résultats obtenus dans le cadre de cette thèse permettent d'envisager plusieurs pistes de développement.

L'étude de l'influence de la précharge en traction uniaxiale et de l'épaisseur au sein de plaques composites a été réalisée. Des essais complémentaires en appliquant une précharge biaxiale permettraient d'observer l'influence du gradient de contrainte sur le comportement à l'impact. De plus, une seule stratification a été testée (quasi-isotropique), différents choix de stratification permettraient peut-être de localiser les délaminages où leur influence est la moins perceptible

Plusieurs essais ont été réalisés sur des tubes préchargés en pression, cependant du fait de la difficulté de mise en oeuvre d'un essai, aucun plan d'expérience complet n'a pu être réalisé. Ces essais supplémentaires permettraient d'obtenir des surfaces de réponses et ainsi confirmer les hypothèses émises avec les essais déjà réalisés.

Le nombre important de porosités au sein des réservoirs et des tubes ($\approx 8\%$) rend difficile l'utilisation des méthodes d'observation mises en place avec les plaques. Il a en particulier été impossible de quantifier les aires totales endommagées par les impacts. Il a donc été impossible d'obtenir l'aire totale délaminée. L'usage de la tomographie permettrait d'obtenir cette aire moyennant une puissance suffisante pour avoir une résolution suffisante au vu des dimensions des endommagements (> 100 mm).

Dans la littérature, il est montré que l'état de biaxialité modifie l'influence de la précharge. Ainsi, il serait possible d'observer l'influence de l'état de biaxialité sur le comportement à l'impact des tubes. L'adaptation d'un nouveau bâti reprenant les efforts longitudinaux du dispositif de mise en pression permettrait de faire varier le rapport des contraintes $\frac{\sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{zz}}$.

Les modélisations réalisées donnent des pressions à rupture supérieures à celle des réservoirs. Une étude de caractérisation de la loi de dispersion des contraintes

à rupture serait nécessaire afin d'obtenir un modèle plus prédictif. Une telle étude est longue et coûteuse, car un grand nombre d'essais est nécessaire pour obtenir une distribution statistique.

L'ensemble des endommagements est modélisé par affaiblissement des propriétés élastiques des éléments, y compris pour le délaminage. L'usage de zone cohésive pour modéliser les délaminages semble plus réaliste, mais nécessite une complexification du modèle.

Bibliographie

- [1] T. T. Pham, *Caractérisation expérimentale et numérique de la dégradation des réservoirs hyperbares en composite bobiné soumis à des chocs*. PhD thesis, École doctorale : Sciences et Ingénieur en Matériaux, Mécanique, Energétique et Aéronautique de Poitiers, 2013.
- [2] C. Bathias, *Matériaux composites*. Technique et ingénierie. Série Mécanique et matériaux, Dunod, 2009.
- [3] B. P., “Résines époxydes (EP) – Composants et propriétés,” *Techniques de l’Ingénieur*, vol. A 3465, pp. 1–16, 1992.
- [4] L. Liu, B.-M. Zhang, D.-F. Wang, and Z.-J. Wu, “Effects of cure cycles on void content and mechanical properties of composite laminates,” *Composite Structures*, vol. 73, no. 3, pp. 303–309, 2006.
- [5] M. Gower, R. Shaw, and B. Broughton, “Effect of cure cycle on the properties of thick carbon/epoxy laminates,” in *17th International Conference on Composite Materials (ICCM-17)*, (Edinburgh UK), july 2009.
- [6] P. Krawczak, “Réservoirs haute pression en composites,” *Technique de l’ingénieur, Vol. Plastiques et composites, N AM 5530*, 2002.
- [7] T. Mitrevski, I. Marshall, R. Thomson, and R. Jones, “Low-velocity impacts on preloaded GFRP specimens with various impactor shapes,” *Composite Structures*, vol. 76, no. 3, pp. 209–217, 2006.
- [8] C. Breen, F. Guild, and M. Pavier, “Impact damage to thick carbon fibre reinforced plastic composite laminates,” *Journal of Materials Science*, vol. 41, no. 20, pp. 6718–6724, 2006.
- [9] M. D. Robb, W. S. Arnold, and I. Marshall, “The damage tolerance of GRP laminates under biaxial prestress,” *Composite Structures*, vol. 32, pp. 141–149, 1995.

- [10] B. Ludovic, *Tolérance aux dommages par impacts de structures courbes composites. Effets d'échelles*. PhD thesis, École doctorale : Arts et Métiers Paris-Tech, 2008.
- [11] K. S. Krishnamurthy, P. Mahajan, and R. K. Mittal, "Impact response and damage in laminated composite cylindrical shells," *Composite Structures*, vol. 59, pp. 15–36, 2003.
- [12] G. Short, F. Guild, and M. Pavier, "Post-impact compressive strength of curved GFRP laminates," *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 33, no. 11, pp. 1487–1495, 2002.
- [13] B. Whittingham, I. Marshall, T. Mitrevski, and R. Jones, "The response of composite structures with pre-stress subject to low velocity impact damage," *Composite Structures*, vol. 66, no. 1-4, pp. 685–698, 2004.
- [14] M. Kulkarni, R. Goel, and N. Naik, "Effect of back pressure on impact and compression-after-impact characteristics of composites," *Composite Structures*, vol. 93, no. 2, pp. 944–951, 2011.
- [15] L. Ballère, P. Viot, J. Lataillade, L. Guillaumat, and S. Cloutet, "Damage tolerance of impacted curved panels," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 36, no. 2, pp. 243–253, 2009.
- [16] E.S.Erdiller, *Experimental investigation for mechanical properties of filament wound composite tubes*. PhD thesis, The graduate school of natural and applied sciences of Middle East technical university, Ankara (Turquie), 2004.
- [17] C. Kaynak, E. Salim Erdiller, L. Parnas, and F. Senel, "Use of split-disk tests for the process parameters of filament wound epoxy composite tubes," *Polymer Testing*, vol. 24, no. 5, pp. 648–655, 2005.
- [18] E. J. Walsh and D. O. Adams, "Development and Evaluation of the Quadrant Ring Test Method," *Experimental Mechanics*, vol. 48, no. 3, pp. 319–326, 2007.
- [19] J.-B. Kopp, J. Lin, J. Schmittbuhl, and C. Fond, "Longitudinal dynamic fracture of polymer pipes," *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 2014.
- [20] C. Bois, A. Pilato, J.-C. Wahl, and N. Perry, "Proposal for a smart pressurised ring test to study thick composite produced by filament winding," *Composites Part B : Engineering*, vol. 53, pp. 382–390, Oct. 2013.

- [21] J. Cain, S. Case, and J. Lesko, “Testing of Hygrothermally Aged E-Glass/Epoxy Cylindrical Laminates Using a Novel Fixture for Simulating Internal Pressure,” *Journal of composites for construction*, vol. 13, pp. 325–331, 2009.
- [22] A. Onder, O. Sayman, T. Dogan, and N. Tarakcioglu, “Burst failure load of composite pressure vessels,” *Composite Structures*, vol. 89, no. 1, pp. 159–166, 2009.
- [23] J. P. Berro Ramirez, *Caractérisation et modélisation de l’endommagement des composites bobinés. Application à la prédiction de l’éclatement des réservoirs bobinés hyperbares*. PhD thesis, École doctorale : Sciences et Ingénieur en Matériaux, Mécanique, Energétique et Aéronautique de Poitiers, 2013.
- [24] J.-M. Berthelot, *Matériaux composites. Comportement mécanique et analyse des structures*. Éditions Tec& Doc, 1999.
- [25] A. Pilato, *Caractérisation des structures composites bobinées épaisses, application à l’étude du comportement de réservoirs de stockage d’hydrogène*. PhD thesis, Université Bordeaux 1, 2011.
- [26] Collectif Larousse, *Le petit Larousse illustré*. Larousse, 2012.
- [27] R. Haegege and A. Bunsell, “Testing methods for single fibres,” *Fibre reinforcement composite material*, pp. 501–506, 1988.
- [28] P. Olivier, J. Cottu, and B. Ferret, “Effects of cure cycle pressure and voids on some mechanical properties of carbon/epoxy laminates,” *Composites*, vol. 26, no. 7, pp. 509 – 515, 1995.
- [29] C. Santulli, R. Gil, A. Long, and M. Clifford, “Void content measurements in commingled e-glass/polypropylene composites using image analysis from optical micrographs,” *Science and Engineering of Composite Materials*, vol. 10, no. 2, pp. 77–90, 2002.
- [30] “Fatigue failure behavior of glass/epoxy ± 55 filament wound pipes under internal pressure,” *Composites Science and Technology*, vol. 65, no. 3–4, pp. 703 – 708, 2005.
- [31] Y.-s. Kim, L.-h. Kim, and J.-s. Park, “The effect of composite damage on fatigue life of the high pressure vessel for natural gas vehicles,” *Composite Structures*, vol. 93, no. 11, pp. 2963–2968, 2011.

- [32] C. Lorrette, C. Sauder, L. Chaffron, and J. Seran, “Progress in developing sicf/sic composite materials for advanced nuclear reactors,” in *18th International Conference on Composite Materials (ICCM-18)*, (Jeju (Korea)), august 2011.
- [33] D. Cohen, S. C. Mantell, and L. Zhao, “The effect of fiber volume fraction on filament wound composite pressure vessel strength,” vol. 32, 2001.
- [34] I.-H. Choi, I.-G. Kim, S.-M. Ahn, and C.-H. Yeom, “Analytical and experimental studies on the low-velocity impact response and damage of composite laminates under in-plane loads with structural damping effects,” *Composites Science and Technology*, vol. 70, no. 10, pp. 1513–1522, 2010.
- [35] H. Dhakal, Z. Zhang, N. Bennett, and P. Reis, “Low-velocity impact response of non-woven hemp fibre reinforced unsaturated polyester composites : Influence of impactor geometry and impact velocity,” *Composite Structures*, vol. 94, no. 9, pp. 2756 – 2763, 2012.
- [36] G. Belingardi and R. Vadori, “Influence of the laminate thickness in low velocity impact behavior of composite material plate,” *Composite Structures*, vol. 61, no. 1-2, pp. 27–38, 2003.
- [37] G. Caprino, V. Lopresto, C. Scarponi, and G. Briotti, “Influence of material thickness on the response of carbon-fabric/epoxy panels to low velocity impact,” *Composites Science and Technology*, vol. 59, no. 15, pp. 2279–2286, 1999. cited By (since 1996) 35.
- [38] E. Fuoss, P. V. Straznicky, and C. Poon, “Effects of staking sequence on the impact resistance in composite laminates- Part 1,” *Composite structures*, vol. 8223, no. 98, 1998.
- [39] K. Imielińska, M. Castaings, R. Wojtyra, J. Haras, E. L. Clezio, and B. Hosten, “Air-coupled ultrasonic c-scan technique in impact response testing of carbon fibre and hybrid : glass, carbon and kevlar/epoxy composites,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 157–158, no. 0, pp. 513 – 522, 2004.
- [40] C. Vincent, *Étude de l’endommagement de matériaux composites par tomographie X et émission acoustique*. PhD thesis, École doctorale : Matériaux de Lyon, 2009.
- [41] S. Pickering and D. Almond, “Matched excitation energy comparison of the pulse and lock-in thermography nde techniques,” *NDT & E International*, vol. 41, no. 7, pp. 501 – 509, 2008.

- [42] W. Harizi, S. Chaki, G. Bourse, and M. Ourak, "Caractérisation des mécanismes d'endommagement des matériaux composites à matrice polymère par ultrasons et émission acoustique," *Département Technologie des Polymères et Composites et Ingénierie Mécanique, Ecole des Mines de Douai*.
- [43] Afnor, *Essais non destructifs. L'émission acoustique, mise œuvre et applications.*, 1988.
- [44] M. Pavier and M. Clarke, "Experimental techniques for the investigation of the effects of impact damage on carbon-fibre composites," *Composites Science and Technology*, vol. 55, no. 2, pp. 157–169, 1995.
- [45] S. M. Freeman, "Characterisation of laminae and inter laminar damage in graphite/epoxy composites by de-ply technique," *ASTM STP*, vol. 787, pp. 50 – 62, 1982.
- [46] S.-T. Chiu, Y.-Y. Liou, Y.-C. Chang, and C.-L. Ong, "Low velocity impact behavior of prestressed composite laminates," *Materials Chemistry and Physics*, vol. 47, no. 2-3, pp. 268–272, 1997.
- [47] B. Wardle and P. Lagace, "Behavior of composite shells under transverse impact and quasi-static loading," *AIAA Journal*, vol. 36, no. 6, pp. 1065–1073, 1998.
- [48] L. Sutherland and C. G. Soares, "Effects of laminate thickness and reinforcement type on the impact behaviour of e-glass/polyester laminates," *Composites Science and Technology*, vol. 59, no. 15, pp. 2243 – 2260, 1999.
- [49] G. Zhou and G. Davies, "Impact response of thick glass fibre reinforced polyester laminates," *International journal of impact engineering*, vol. 16, no. 3, pp. 357–374, 1994.
- [50] S. Khalili and a. Ardali *Composite Structures*, vol. 105, pp. 216–226, Nov. 2013.
- [51] T. Mitrevski, I. Marshall, and R. Thomson, "The influence of impactor shape on the damage to composite laminates," *Composite Structures*, vol. 76, no. 1-2, pp. 116–122, 2006.
- [52] T. Mitrevski, I. Marshall, R. Thomson, R. Jones, and B. Whittingham, "The effect of impactor shape on the impact response of composite laminates," *Composite Structures*, vol. 67, no. 2, pp. 139–148, 2005.

- [53] C. Bradfield, R. Stonor, and K. Moxham, “Tests of long plates under biaxial compression,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 24, pp. 25–56, Jan. 1993.
- [54] J. Chen, S. Li, L. Bisby, and J. Ai, “FRP rupture strains in the split-disk test,” *Composites Part B : Engineering*, vol. 42, no. 4, pp. 962–972, 2011.
- [55] S. Camara, A. Bunsell, A. Thionnet, and D. Allen, “Determination of lifetime probabilities of carbon fibre composite plates and pressure vessels for hydrogen storage,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 36, no. 10, pp. 6031 – 6038, 2011.
- [56] J. Lamon, “Stochastic approach to multiple cracking in composite systems based on the extreme-values theory,” *Composites Science and Technology*, vol. 69, no. 10, pp. 1607 – 1614, 2009. CNT-NET 07 Special Issue with regular papers.
- [57] Z. Hashin, “Failure criteria for unidirectional fibre composites,” *Journal of Applied Mechanics*, vol. 47, no. 6, pp. 329 – 334, 1980.
- [58] S. Tsai and V. Azzi, “Anisotropic strength of composites,” *Experimental Mechanics*, vol. 5, pp. 283 – 8, 1965.
- [59] S. Tsai and E. WU, “A general theory of strength for anisotropic materials,” *Journal of composite materials*, vol. 5, pp. 58 – 80, 1971.
- [60] A. Puck and H. Schürmann, “Failure analysis of {FRP} laminates by means of physically based phenomenological models,” *Composites Science and Technology*, vol. 62, no. 12–13, pp. 1633 – 1662, 2002.
- [61] Z. Hashin and A. Rotem, “Fatigue failure criterion for fiber reinforced materials,” *Journal of Composites Materials*, vol. 7, pp. 448 – 464, 1973.
- [62] S. Metoui, E. Pruliere, A. Ammar, F. Dau, and I. Iordanoff, “The proper generalized decomposition for the simulation of delamination using cohesive zone model,” *international journal for numerical methods in engineering*, vol. 99, no. July, pp. 1000–1022, 2014.
- [63] T. Vandellos, *Développement d’une stratégie de modélisation du délaminage dans les structures composites stratifiées*. PhD thesis, Université Bordeaux 1, 2011.
- [64] J.-S. Charrier, *Development of a strength analysis method dedicated to composites structures subjected to out-of-plane loadings*. PhD thesis, Ecole nationale supérieure d’arts et métiers - ENSAM, 2013.

- [65] B. Galpin, V. Grolleau, S. Umiastowski, G. Rio, and L. Mahéo, “Design and application of an instrumented projectile for load measurements during impact,” *International Journal of Crashworthiness*, vol. 13, no. 2, pp. 139–148, 2008.
- [66] S. Umiastowski, *Etude du comportement à l’impact basse vitesse d’une tôle de construction navale*. PhD thesis, Université de Bretagne Sud - Ecoles Spéciales Militaires de Coëtquidan, décembre 2005.
- [67] G. Box and N. Draper, *Empirical model-building and response surfaces*. Wiley series in probability and mathematical statistics : Applied probability and statistics, John Wiley & Sons, 1987.
- [68] D. Doehlert and V. Klee, “Experimental designs through level reduction of the d-dimensional cuboctahedron,” *Discrete Mathematics*, vol. 2, no. 4, pp. 309 – 334, 1972.
- [69] J. Drosbeke, G. Saporta, J. Fine, and S. de statistique de France, *Plans d’expériences : applications à l’entreprise*. Technip, 1997.
- [70] D. Benoist, Y. Tourbier, and S. Germain-Tourbier, *Plan d’expériences : construction et analyse*. Lavoisier - Tec & Doc, 1994.
- [71] M. Pillet, *Les plans d’expériences par la méthode Taguchi*. Editions d’Organisation, 1997.
- [72] C.-U. Kim, C.-S. Hong, C.-G. Kim, and J.-Y. Kim, “Optimal design of filament wound type 3 tanks under internal pressure using a modified genetic algorithm,” *Composite Structures*, vol. 71, pp. 16–25, Oct. 2005.
- [73] V. Herb, G. Couégnat, and E. Martin, “Damage assessment of thin sic/sic composite plates subjected to quasi-static indentation loading,” *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 41, no. 11, pp. 1677 – 1685, 2010.
- [74] R. K. Mittal, N. M. Panah, S. Khalili, and N. Mohammad Panah, “Analysis of fiber reinforced composite plates subjected to transverse impact in the presence of initial stresses,” *Composite Structures*, vol. 77, pp. 263–268, Jan. 2007.
- [75] D. Guédra-Degeorges, “Recent advances to assess mono- and multi-delaminations behaviour of aerospace composites,” *Composites Science and Technology*, vol. 66, no. 6, pp. 796 – 806, 2006.

- [76] T. Mitrevski, I. Marshall, and R. Thomson, “The influence of impactor shape on the damage to composite laminates,” *Composite Structures*, vol. 76, no. 1-2, pp. 116–122, 2006.
- [77] B. Gentilleau, F. Touchard, and J. Grandidier, “Numerical study of influence of temperature and matrix cracking on type IV hydrogen high pressure storage vessel behavior,” *Composite Structures*, vol. 111, pp. 98–110, 2014.

Tolérance aux dommages générés par impact de structures composites épaisses. Application aux réservoirs composites hyperbares.

Résumé: Cette thèse s'est déroulée dans le cadre du projet TOLEDO (Tolérance aux dommages par impact des réservoirs hyperbares) piloté par Air Liquide en partenariat avec le CEA Le Ripault et l'institut PPRIME.

L'hydrogène est stocké au sein de réservoirs de type IV à une pression de service de 700 bar.

Ces structures composites présentent comme particularités d'être épaisses (> 30 mm), d'avoir une forte courbure et d'être préchargées en pression lors d'un éventuel impact. Notre travail a montré que ces particularités modifient le type, la quantité et la localisation des différents endommagements couramment observés (rupture de fibres, délaminage et fissuration matricielle). Les endommagements ont pu être quantifiés par le biais de méthodes simples et originales. L'influence des particularités sur le comportement à l'impact a pu être déterminée par l'utilisation de deux dispositifs expérimentaux conçus et réalisés au cours de cette thèse. Le premier permet de précontraindre en tension uniaxiale des plaques composites épaisses. Le second permet de précharger en état de membrane un tube composite ce qui a permis de montrer que le cas d'impact le plus critique vis-à-vis des réservoirs est lorsque ces derniers sont vides. Cette étude a permis de mettre en évidence la criticité des ruptures de fibres sur les pertes de performance au sein des réservoirs hyperbares.

Un modèle numérique prenant en compte la dispersion des contraintes à rupture et des différents types d'endommagements a été développé. Il permet d'introduire un endommagement initial et a confirmé certains résultats expérimentaux.

Mots clés: Matériaux composites carbone/époxy, réservoir hydrogène type IV, Impact, Endommagement

Damage tolerance generated by impact on thick composite structures. Application to hydrogen composite tanks.

Abstract: This thesis took place within the framework of the project TOLEDO (Tolerance in the damage by impact of the hyperbaric reservoirs) managed by Air Liquide in partnership with the CEA Le Ripault and PPRIME institute.

The hydrogen is stored within the type IV vessel at a service pressure of 700 bar.

These composite structures present as peculiarities to be thick (> 30 mm), to have a strong curvature and to be precharged in pressure during a possible impact. Our work showed that these peculiarities modify the type, the quantity and the localization of the various usually observed damages (fiber breakage, delamination and matrix cracking). The damages were able to be quantified by means of simple and original methods. The influence of the peculiarities on the behavior in the impact was able to be determined by the use of two experimental devices designed and realized during this thesis. The first one allows to preload a thick composite plates in uniaxial tension thick composite plates. The second allows to preload in state of membrane a composite pipe and allowed to show that the most critical impact towards reservoirs is when they are empty. This study allowed to highlight the criticality of the fiber breakage on the loss of performance within the hyperbaric reservoirs.

A digital model taking into account the dispersal of the failure stress and various types of damages was developed. It also allows to introduce an initial damage and confirm some experimental results.

Keywords: Carbon/epoxy composite material, hydrogen tank type IV, Impact, Damage