



HAL
open science

Analyse des endommagements dans les pipes en matériaux composites

Ammar Maziz

► **To cite this version:**

Ammar Maziz. Analyse des endommagements dans les pipes en matériaux composites. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. ENSTA Bretagne - École nationale supérieure de techniques avancées Bretagne, 2021. Français. NNT : 2021ENTA0019 . tel-04061465

HAL Id: tel-04061465

<https://theses.hal.science/tel-04061465>

Submitted on 6 Apr 2023

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.



THESE DE DOCTORAT DE

L'UNIVERSITE
DE BRETAGNE OCCIDENTALE

COMUE UNIVERSITE BRETAGNE LOIRE

Ecole Doctorale n° 602

Sciences pour l'Ingénieur

Spécialité : « *(Mécanique des Solides, des Matériaux des structures et des surfaces)* »

Par

« **Ammar MAZIZ** »

« **Analyse des endommagements dans les pipes en matériaux composites** »

Thèse présentée et soutenue à « Brest », le « 13/12/ 2021 »

Unité de recherche : Institut de Recherche Dupuy de Lôme UMR CNRS 6027

Thèse N° :

Composition du Jury :

Président du jury :

Mr. Arezki SMAILLI,

Professeur des universités, ENP Alger, Algérie.

Rapporteurs :

Mr. Abdelkhalak EL HAMI

Mr. Krimo AZOUAOUI

Professeur des universités, INSA Rouen, France

Professeur des universités, USTHB, Alger, Algérie.

Examineurs :

Mr. Yacine BELKACEMI

Mr. Mourad NACHTANE

M^{me}. Fatima LMAI

Maître de conférences A, ENP Alger, Algérie.

Maître de conférences, ENSAM-LEM3 Metz, France

Professeur Habilité, Université Hassan II Casablanca, Maroc.

Directeurs de thèse :

Mr. Mostapha TARFAOUI

Mr. Said RECHAK

Professeur des universités, ENSTA Bretagne, France

Professeur des universités, ENP Alger, Algérie.

Invité

Mr. Abdellatif GHENNIQUI

Coordinateur chez Green Energy Park, Benguerir, Maroc.

Abstract:

Damage modelling of hybrid composite materials has played an important role in the design of composite structures. Although numerical models for the progressive damage of filament wound hybrid composite pipes such, matrix cracking, delamination, and fiber failure have been developed in the literature; there is still a need for improvement. This thesis aims to develop damage models suitable for predicting dynamic behaviour and intra-laminar and inter-laminar damage in hybrid composite tubes under internal pressure subjected to dynamic loading such as the impact of an external object. Fracture mechanics and continuum damage mechanics approaches were adopted to build the damage model. A detailed analysis was performed to have an overview of all the damage mechanisms until the final failure. Cohesive elements were inserted into the two-dimensional and three-dimensional models to simulate the initiation and propagation of matrix cracking and delamination in cross-layered laminates. The damage model was implemented in the FE code (Abaqus/Explicit) by a user-defined material subroutine (VUMAT). Subsequently, validations based on test/calculation correlations on real subsystems and/or parts were performed. Damage initiation was predicted based on the stress-strain failure criteria, while the damage evolution law was based on the dissipation of failure energy. The nonlinear behavior of the material in shear was also taken into account and validated against experimental/numerical results. The predictions show excellent agreement with the experimental observations.

Keywords: Composite materials; Natural fiber; Dynamic behavior; Filament winding; Interlaminar and intralaminar damage; Failure criteria.

Résumé :

La modélisation de l'endommagement des matériaux composites hybrides a joué un rôle important dans la conception des structures composites. Bien que des modèles numériques pour l'endommagement progressif des pipes en matériaux composites hybrides à enroulement filamentaire, tels que la fissuration matricielle, le délaminage et la rupture des fibres, aient été développés dans la littérature, des améliorations sont encore nécessaires. Cette thèse vise à développer des modèles d'endommagement adaptés à la prédiction du comportement dynamique et l'endommagement intra-laminaire et inter-laminaire dans les tubes en matériaux composites hybrides sous une pression interne, et soumis à un chargement dynamique tel que l'impact d'un objet externe. Les approches de la mécanique de la rupture et de la mécanique de l'endommagement ont été adoptées pour construire le modèle de dommages. Une analyse détaillée a été réalisée pour avoir une vue d'ensemble de tous les mécanismes d'endommagement jusqu'à la rupture finale. Des éléments cohésifs ont été implémentés dans les modèles bidimensionnels et tridimensionnels pour simuler l'initiation et la propagation d'endommagement interlaminaire (délaminage) dans les stratifiés. Une subroutine a été implémentée dans le code de calcul FE (Abaqus/Explicit) via une VUMAT afin de modéliser l'endommagement intralaminaire. Par la suite, des validations basées sur des corrélations essai/calcul sur des sous-systèmes et/ou des pièces réelles ont été effectuées. L'initiation des dommages est prédite sur la base des critères de rupture contrainte-déformation, tandis que la loi d'évolution des dommages est basée sur la dissipation de l'énergie de rupture. Le comportement non linéaire du matériau en cisaillement a également été pris en compte et validé par rapport aux résultats expérimentaux. Les prédictions montrent un excellent accord avec les observations expérimentales.

Mots clés : Matériaux composites, Fibres naturelles, Comportement dynamique, Enroulement filamentaire, Endommagements intralaminaires et interlaminaires, Critères de rupture.

Remerciements

Une thèse est un long parcours, et c'est le fruit de riches collaborations. Je prends ici le temps de remercier l'ensemble des personnes qui ont participé à l'aboutissement de ce projet de thèse.

Je tiens tout d'abord à remercier chaleureusement Messieurs, Mostapha TARFAOUI, et Saïd RECHAK, mes Directeurs de thèse, de m'avoir fait confiance, pour leur aide précieuse et pour les années de travail que j'ai passées sous leur encadrement. Leur rigueur scientifique et leurs qualités humaines ont fait de cette thèse une expérience enrichissante pour moi.

Je tiens également à remercier Messieurs Abdelkhalak El HAMI, Professeur de l'INSA ROUEN, et Krimo AZOUAOU, Professeur de l'USTHB, de m'avoir fait l'honneur d'accepter de rapporter ce mémoire. Je suis également très reconnaissant à Monsieur, Arezki SMAILLI, professeur de l'ENP d'avoir présidé le jury de thèse. Je remercie Messieurs, Yacine BELKACEMI, Mourad NACHTANE et Mme. Fatima LMAI, d'avoir accepté d'examiner ce modeste travail.

Je passe à présent à la grande famille des doctorants et ex-doctorants de l'ENSTA Bretagne, et l'ENP Alger qui ont fait probablement la richesse. Je citerai plus particulièrement Amokrane, Madjid, Zakaria, Hamza, Samir, et Yan que je remercie pour ces années partagées autour de très bons moments.

Je veux enfin remercier mes proches, pour leur soutien indéfectible et leurs encouragements. Merci à ma famille « étendue » mon frère et à mes sœurs. Les mots ne sont pas assez forts pour témoigner de ma gratitude envers mes parents. Merci de m'avoir donné la force d'aller jusqu'au bout et de m'avoir toujours soutenu dans mes choix.

Table des matières

Introduction Générale	16
Introduction.....	17
Objectifs.....	19
Démarche	21
Organisation des chapitres	22
Références.....	25
Chapitre 1 : Etat de l'art	26
1.1 Etudes des pipes en matériaux composites	27
1.1.1 Enroulement filamentaire	32
1.1.2 Analyses des contraintes et des déformations sous sollicitations statiques....	33
1.2 Eclatement.....	35
1.2.1 Mécanismes d'endommagement causé par l'éclatement.....	37
1.3 Impact sur composites.....	42
1.4 Impact accidentelle sur les structures composites.....	46
1.4.1 Impact basse vitesse.....	47
1.4.2 Impact grande vitesse	47
1.4.3 Facteurs influençant sur les caractéristiques d'impact	48
1.4.3.1 Effet des propriétés des matériaux.....	48
1.4.3.2 Effet de l'épaisseur de l'éprouvette	49
1.4.3.3 Effet de la vitesse du projectile.....	49
1.4.3.4 Effet de la forme et de la masse du projectile.....	50
1.4.4 Mécanismes d'endommagement lors d'un impact à faible vitesse et à faible énergie... ..	51
1.4.5 Description des modes de rupture suite à un impact	52
1.4.5.1 Fissuration de la matrice	53
1.4.5.2 Délaminage	54
1.4.5.3 Rupture des fibres	54
1.4.6 Discussion sur les codes utilisés avec implémentation	55
1.5 Bilan.....	58
Références.....	61
Chapitre 2 : Structures composites tubulaires sous pression interne	67
Introduction	68
2.1 Problème	70
2.2 Procédure d'analyse.....	71
2.2.1 Modèle et analyse des contraintes	71
2.2.2 Conditions aux limites	72

2.2.3	Contraintes 3D	73
2.3	Résultats et discussion	76
2.3.1	Chargements statiques	76
2.3.2	Tubes composites et stratification hybride	80
2.3.3	Liner.....	84
2.4	Structure tubulaire avec plusieurs divisions de couche.....	86
2.5	Validation numérique.....	88
2.6	Conclusion	93
	Références.....	95
Chapitre 3 : Performances à l'impact des structures tubulaires hybrides.....		98
3.1	Investigation expérimentale	101
3.1.1	Description de la procédure expérimentale	101
3.1.2	Matériaux, conditions aux limites et chargement.....	103
3.1.3	Matériaux.....	103
3.1.4	Application de la précontrainte : pression interne	105
3.1.5	Angle d'enroulement	106
3.2	Modélisation 3D Continuum Shell	108
3.2.1	Modèles constitutifs pour la prédiction des dommages.....	108
3.2.2	Réponse matérielle endommagée	108
3.2.3	Critères d'initiation des dommages.....	109
3.2.4	Endommagement intralaminaire.....	110
3.2.5	Endommagement interlaminaire.....	111
3.2.6	Modèle numérique	114
3.3	Résultats et discussion	115
3.3.1	Influence du critère 2D implémenté	115
3.3.2	Chargement statique	118
3.3.3	Formation des dommages	120
3.4	Modélisation 3D solide	126
3.4.1	Développement d'une subroutine VUMAT	126
3.4.2	Modèles et formulations des dommages	126
3.4.2.1	Dégradation progressive du matériau composite.....	127
3.4.3	Critères de défaillance intralaminaire.....	128
3.4.4	VUMAT et Processus d'analyse numérique	132
3.4.5	Mise en œuvre numérique des essais d'impact.....	133
3.4.6	Maillage	133
3.4.7	Conditions aux limites et algorithme de contact	133
3.5	Résultats et discussions	134
3.5.1	Influence du critère implémenté	134
3.5.2	Fissuration matricielle	136

3.5.3	Évaluation des coefficients S_{mc} et S_{mt}	140
3.5.4	Confrontation essai endommageant/simulation numérique et comparaison avec différentes séquences d'empilement employé.....	142
3.5.5	Dissipation de l'énergie et la formation des dommages	147
3.5.6	Formation et tolérances aux dommages	149
3.5.7	Discussions	153
3.6	Conclusion	154
3.7	Références	156
Chapitre 4 : Effet de la forme de l'impacteur		160
4.1	Modélisation par éléments finis	162
4.2	Stratégie de maillage et algorithme de contact	162
4.3	Résultats et discussion	163
4.3.1	1.3.2. Force d'impact initiale.....	163
4.3.2	Force d'impact maximale.....	164
4.3.3	Durée du contact.....	164
4.3.4	Effet des formes des impacteurs sur la déflexion maximale	164
4.3.5	Formation des dommages	168
4.1	Délaminage	174
4.2	Conclusion	177
Références.....		180
Chapitre 5 : Impact sur les tubes hybride verre/palmier-dattier		181
5.1	Les fibres de palmier-dattier en tant que renfort pour matériaux composites ..	182
5.2	Matériaux composites biosourcés	183
5.3	Présentation des fibres végétales.....	183
5.4	Matériaux végétaux du palmier-dattier	184
5.5	Construction de modèle	186
5.6	Propriétés de matériaux.....	187
5.7	Résultats et discussions	188
5.7.1	Vitesse d'impact.....	188
5.7.2	Effet de l'emplacement des plis palmier-dattier/époxy.....	189
5.7.3	Effet du nombre de plis	190
5.8	Endommagement de l'hybride	192
5.9	Conclusion	198
Références.....		200
Conclusion Générale.....		203
Annexes.....		208

Liste des tableaux

Tableau 1: Classement, par ordre de gravité, des endommagements dans les structures métalliques et composites [1]	18
Tableau 1-1: Études numériques d'impact	58
Tableau 2-1: Géométrie des tubes	75
Tableau 2-2: Propriété matérielle du composite utilisé [34], [35].....	76
Tableau 2-3: Stratifié avec différentes orientations.....	76
Tableau 3-1:Géométrie de tube hybride	103
Tableau 3-2:Propriétés des matériaux utilisés.	104
Tableau 3-3: Propriétés des interfaces cohésives.	105
Tableau 3-4: Critère de Hashin 2D.....	110
Tableau 3-5:Critères de rupture de Hashin (1980) [21].	129
Tableau 3-6: Critères de rupture de Hou [22].....	129
Tableau 3-7: Critères de rupture de Hashin/Puck [31].....	130
Tableau 3-8: Critères de rupture de Hashin (Hashin étendu).	130
Tableau 3-9: Déplacement équivalent présenté pour chaque mode [43].....	131
Tableau 3-10: Contrainte équivalente présentés pour chaque mode [43].	131
Tableau 3-11: Paramètres expérimentaux et numériques reflétant la force de contact du tube hybride lors d'un impact.	136
Tableau 3-12: Paramètres expérimentaux et numériques reflétant la réponse globale du tube hybride lors d'un impact.	136
Tableau 3-13: Force de contact expérimental et numérique reflétant la réponse globale de tube hybride lors d'un impact.	142
Tableau 3-14: Durée de contact expérimentale et numérique reflétant la réponse globale du tube hybride lors d'un impact	142
Tableau 4-1: Niveau de l'énergie maximale absorbée (Joule).	177
Tableau 5-1: Propriétés du palmier-dattier/époxy [12], [15], [16], [17].	187
Tableau 5-2: Propriétés du verre/époxy [18],[19],[20].....	188

Liste des figures

Figure 1: Carte du Réseau de Transport du Gaz naturel	19
Figure 2: Carte du Réseau de Transport du Pétrole brut	21
Figure 1-1: Principaux applications des matériaux composites.	28
Figure 1-2: Pipes en époxy renforcé de fibres de verre (PRV) pour l'eau de refroidissement - Images de Future Pipe Industries (FPI).	29
Figure 1-3: Utilisation des tubes composites en PRF dans plusieurs applications à grande échelle.....	30
Figure 1-4: Prévisions de la production de tubes composites en fonction des différentes catégories [5]	31
Figure 1-5: Diffusion de tuyaux composites en PRF [12].	32
Figure 1-6: Procédé d'enroulement filamentaire	33
Figure 1-7: Essai d'éclatement d'un pipe composite [90]	37
Figure 1-8: Rupture par éclatement des pipes hybrides précontraintes avec impact au niveau d'énergie de 20 J. [26].	38
Figure 1-9: Variation de la pression interne pour divers angles d'enroulement [28]	40
Figure 1-10: Variation de la pression d'éclatement avec augmentation de l'angle d'enroulement pour un seul pli [26].	41
Figure 1-11: Résultats expérimentaux de la pression d'éclatement avec un angle d'enroulement croissant pour les éprouvettes [29].	41
Figure 1-12: Test d'impact sur la section cylindrique d'un réservoir [36]	45
Figure 1-13: Endommagements numériques sur la section centrale d'un réservoir sous impact [36].	45
Figure 1-14: Mécanismes d'endommagement observé lors d'un test numérique d'impact [40]	46
Figure 1-15: Formes d'impacteur testées dans les travaux de Mitrevski et al. [56].	50
Figure 1-16: Dommages interlaminaires, au déplacement maximum, obtenus à partir des simulations, avec la région centrale agrandie pour un (a) impacteur hémisphérique (b) impacteur plat [59].	51
Figure 1-17: Représentation schématique des modes de dommages typiques des stratifiés composites, [61].	52
Figure 1-18: Endommagement intralaminare (a) fissure de la matrice en tension, (b) fissure de la matrice en compression (c) fissure de la matrice en cisaillement [62].	52

Figure 1-19: Scénario d'endommagement matriciel et interlaminaire lors d'un impact basse vitesse par un rouleau. En haut, la fissuration matricielle est amorcée par le cisaillement dans l'épaisseur du stratifié. En bas, la fissuration matricielle est amorcée par la traction liée à la flexion du stratifié [67].....	53
Figure 1-20: Radiographie et superposition de la zone de délaminage prédite numériquement [32].	54
Figure 1-21: Rupture des fibres [62]	55
Figure 2-1: Application de la charge dans la structure tubulaire	73
Figure 2-2: Tube en composite multicouche.....	75
Figure 2-3: Comparaison de la variation de contrainte circonférentielle en fonction de l'épaisseur	78
Figure 2-4: Comparaison de la variation de contrainte axiale en fonction de l'épaisseur.....	78
Figure 2-5: Comparaison de la variation de contrainte longitudinale en fonction de l'épaisseur	79
Figure 2-6: Comparaison de la variation de contrainte transversale en fonction de l'épaisseur.	79
Figure 2-7: Comparaison de la variation de contrainte de cisaillement en fonction de l'épaisseur.	80
Figure 2-8: Comparaison de la variation de contrainte radiale en fonction de l'épaisseur.....	80
Figure 2-9: Stratifications de tube composite hybride	81
Figure 2-10: Comparaison de la variation de contrainte circonférentielle en fonction de l'épaisseur.	82
Figure 2-11: Comparaison de la variation de contrainte axiale en fonction de l'épaisseur.....	82
Figure 2-12: Comparaison de la variation de contrainte longitudinale en fonction de l'épaisseur.	83
Figure 2-13: Comparaison de la variation de contrainte transversale en fonction de l'épaisseur.	83
Figure 2-14: Comparaison de la variation de contrainte radiale en fonction de l'épaisseur.....	84
Figure 2-15: Comparaison de la variation de contrainte de cisaillement en fonction de l'épaisseur.	84
Figure 2-16: Contrainte sur la surface interne via l'angle d'enroulement (cas d'hybridation avec un pli de verre/époxy).	85
Figure 2-17: Contrainte sur la surface interne via l'angle d'enroulement (cas d'hybridation avec un pli de carbone /époxy).	86

Figure 2-18: Contrainte dans les directions des fibres à travers l'épaisseur dans le tube multi-angle.	87
Figure 2-19: Contrainte dans les directions des fibres à travers l'épaisseur dans la tube multi-angle.	88
Figure 2-20: Convergence du maillage.	89
Figure 2-21: Modèle EF du tube composite.	90
Figure 2-22: Répartition de la contrainte circonférentielle à travers l'épaisseur pour le stratifié (D) verre/époxy.	90
Figure 2-23: Répartition de la contrainte circonférentielle à travers l'épaisseur pour le stratifié (D) verre/époxy.	91
Figure 2-24: Répartition de la contrainte de cisaillement à travers l'épaisseur pour le stratifié (D) en carbone/époxy.	92
Figure 2-25: Répartition de la contrainte de cisaillement à travers l'épaisseur pour le stratifié (B) en carbone/époxy	92
Figure 2-26: Répartition de la contrainte circonférentielle à travers l'épaisseur pour le stratifié (E) en verre/époxy.	93
Figure 3-1: Banc d'essai d'impact à faible vitesse et pompe hydraulique	102
Figure 3-2: Séquences d'empilement.	103
Figure 3-3: Tube avec des extrémités fermées-ouvertes.	106
Figure 3-4: Tube avec extrémités fermées-fermées	107
Figure 3-5: Loi bilinéaire d'endommagement implémentée dans Abaqus.	112
Figure 3-6: Loi de traction-séparation adoptée pour l'approche CZM.	113
Figure 3-7: Modèle par éléments finis des tubes hybrides, de l'impacteur et d'appui à l'échelle réelle.	114
Figure 3-8: Convergence du maillage.	115
Figure 3-9: Confrontation Test/Simulation pour la séquence d'empilement (VCV) pour différentes énergies d'impact	116
Figure 3-10: Confrontation Test/Simulation pour la séquence d'empilement (CVV) pour différentes énergies d'impact	117
Figure 3-11: Distribution des contraintes dans le tube composite hybride sous chargement combinée de pression interne et d'impact (CVV 20J)	119
Figure 3-12: Phase de contact entre l'impacteur et la surface du tube.	119
Figure 3-13: Distribution des contraintes dans le tube composite hybride sous chargement combinée de pression interne et d'impact (VCV 20J)	120

Figure 3-14: Analyse MEB des dommages à travers l'épaisseur du tube composite hybride, énergie d'impact 20 J.	121
Figure 3-15: Endommagements intralaminaires et interlaminaires d'un tube hybride présurisé soumis à un impact.	122
Figure 3-16: Zone d'endommagement (numérique) prévue pour les plis 2, 4 et 6 sous une énergie d'impact de 20 J pour la séquence d'empilement (CVV).....	123
Figure 3-17: Zone d'endommagement (numérique) prévue pour les plis 2, 4 et 6 sous une énergie d'impact de 20 J. Séquences d'empilement (VCV).....	124
Figure 3-18: Zone d'endommagement prévue pour les plis 2, 4 et 6 sous une énergie d'impact de 20 J. Séquences d'empilement (CVV)	125
Figure 3-19: Implémentation numérique du modèle de dommages (VUMAT) dans le logiciel Abaqus.....	132
Figure 3-20: Comparaison des réponses globales prévues à l'aide de modèles avec différents critères de rupture et avec la même loi équivalente d'évolution des dommages 20J (VCV) .	135
Figure 3-21: Endommagement en traction de la matrice prédit dans chaque pli du tube hybride, Critères de Hou 20J (VCV).....	138
Figure 3-22: Endommagement en traction de la matrice prédit dans chaque pli du tube hybride, Critères de Hashin 3D étendue à 20J (VCV)	138
Figure 3-23: Endommagement en traction de la matrice prédit dans chaque pli du tube hybride, Critères de Hashin-Puck à 20J (VCV)	139
Figure 3-24: Endommagement en traction de la matrice prédit dans chaque pli du tube hybride, Critères de Hashin (1980) à 20J (VCV).....	139
Figure 3-25: Courbes force de contact-temps, déplacement-temps obtenues par différentes valeurs de S _{mc} et S _{mt} et pour une énergie d'impact de 10J (CVV)	141
Figure 3-26: Confrontation Essai/Calcul 3D des courbes de la force de contact et du déplacement, séquence d'empilement (VCV) avec une énergie d'impacts de 5J, 10J, 15J et 20J	144
Figure 3-27: Confrontation Essai/Calcul 3D des courbes de la force de contact et du déplacement, séquence d'empilement (VVC) avec une énergie d'impacts de 5J, 10J, 15J et 20J	145
Figure 3-28: Confrontation Essai/Calcul 3D des courbes de la force de contact et du déplacement, séquence d'empilement (CVV) avec une énergie d'impacts de 5J, 10J, 15J et 20J	146

Figure 3-29: Confrontation Essai/Calcul 3D des courbes de l'énergie absorbée des séquences d'empilement (VCV), (CVV) et (VVC) pour 2 énergies d'impacts (a) 15J et (b) 20J.....	148
Figure 3-30: Analyse des dommages de délaminage à travers l'épaisseur de tubes composite hybride.....	150
Figure 3-31: Prévion de l'endommagement dans la matrice pour un tube hybride sous un impact de 20J (VVC).....	151
Figure 3-32: Prévion de l'endommagement dans la matrice pour un tube hybride sous un impact de 20J (VCV).....	151
Figure 3-33: Prévion de l'endommagement dans la matrice pour un tube hybride sous un impact de 20J (CVV)	152
Figure 3-34: Délaminages prédite par le modèle numérique à travers l'épaisseur du tube en composite hybride.	152
Figure 4-1: Illustrations de la forme de l'impacteur.....	162
Figure 4-2: Maillage structuré d'un tube composite hybride.	163
Figure 4-3: Résultats numériques pour différentes formes d'impacteurs (CVV).....	166
Figure 4-4: Résultats numériques pour différentes formes d'impacteurs (VCV).....	167
Figure 4-5: Prévion de l'endommagement de la matrice cas : (CVV) sous un impacteur de forme conique.....	169
Figure 4-6: Prévion de l'endommagement de la matrice cas : (VCV) sous un impacteur de forme conique.....	169
Figure 4-7: Prévion de l'endommagement de la matrice cas : (CVV) sous un impacteur de forme plate.....	170
Figure 4-8: Prévion de l'endommagement de la matrice cas : (VCV) sous un impacteur de forme plate.....	170
Figure 4-9: Prévion de l'endommagement de la matrice cas : (VCV) sous un impacteur de forme hémisphérique.....	171
Figure 4-10: Prévion de l'endommagement de la matrice cas : (CVV) sous un impacteur de forme hémisphérique.....	171
Figure 4-11: Délaminage : face latérale du modèle EF 3D-CVV, impacteur de forme conique à 20 J.	173
Figure 4-12: Délaminage : face latérale du modèle EF 3D-VCV, impacteur de forme conique à 20 J.	173
Figure 4-13: Délaminage : face latérale du modèle EF 3D-(CVV), impacteur de forme plate à 20 J.	173

Figure 4-14: Délaminage : face latérale du modèle EF 3D-(VCV), impacteur de forme plate à 20 J.	173
Figure 4-15: Délaminage : face transversale du modèle EF 3D (CVV) et (VCV), impacteur de forme hémisphérique à 20 J	174
Figure 4-16:Endommagement : face transversale des échantillons de tubes hybrides soumis à un impact à faible vitesse (microscope numérique)	175
Figure 4-17: Endommagement : face transversale des échantillons de tubes hybrides soumis à un impact à faible vitesse (microscope numérique)	176
Figure 4-18:Mécanismes d'endommagement interlaminaire et intralaminaire du modèle numérique:.....	177
Figure 5-1: Représentation schématique de la plante à cellule fibreuse [5].....	183
Figure 5-2: Schéma de palmier-dattier [13].	184
Figure 5-3: Schéma d'une palme de palmier-dattier [13].....	185
Figure 5-4: Répartition des palmiers dattiers de l'Algérie par wilaya en 2014 [14].....	185
Figure 5-5:Hybridation entre les deux matériaux (la couleur en bleu indique la fibre de verre et la couleur marron indique les couches de palmier-dattier)	187
Figure 5-6: Courbes de vitesse-temps.	188
Figure 5-7: Simulations numériques d'impact (a) Force de contact (b) Energie (c) déplacement de l'impacteur	190
Figure 5-8: Simulations numériques d'impact (a) Force de contact (b) Energie (c) déplacement de l'impacteur.	191
Figure 5-9:Comparaison de l'endommagement en traction de la matrice prévue pour les configurations (1) à (6).....	195
Figure 5-10:Comparaison de l'endommagement en compression de la matrice prévue dans chaque configuration.	196
Figure 5-11:Comparaison de l'endommagement en traction de la matrice prévue dans les configurations.4 jusqu'à 6 dans la direction radiale	197
Figure 5-12:Comparaison de l'endommagement en compression de la matrice prévue dans chaque configuration dans la direction radiale.....	198

Nomenclature

Symboles	Indications
k_i, k_p	Les raideurs de l'impacteur et de la plaque
μ	La viscosité dynamique (Pa. s)
CVV	Carbone verre verre
VCV	Verre carbone verre
VVC	Verre verre carbone
d_f, d_m, d_s	Les variables internes d'endommagement des fibres, de la matrice et par cisaillement, respectivement.
d	La distance normale
D	Le coefficient de diffusion du milieu (mm^2/s)
D_z	La diffusivité de l'humidité
E_1, E_2, E_3	Les modules de Young (MPa)
E_f	Le module de flexion
g	La gravité ($9,81 \text{ m/s}^2$)
G_{12}, G_{13}, G_{23}	Les coefficients de cisaillement (MPa)
G	Le taux de restitution d'énergie
H	La matrice de compliance
L_e	La longueur caractéristique de l'élément
M	L'opérateur de l'endommagement
S_∞, S_s	La section à l'infinie et de sillage
S_L	La résistance au cisaillement longitudinal du composite
S_T	La résistance au cisaillement transversal du composite
u	Le vecteur de vitesse
U_i, \ddot{U}	Le déplacement et l'accélération de l'impacteur
w	La masse instantanée du matériau
$W_{\text{abs}}, W_{\text{inc}}, W_{\text{ref}}, W_{\text{trans}}$	Les énergies d'absorption, l'énergie incidente, l'énergie réfléchie et transmise respectivement.
w_i	La masse initiale du matériau
w_m	La masse maximale du matériau
X_c	La résistance à la compression dans le sens des fibres
X_t	La résistance à la traction dans le sens des fibres
x, y, z	Les composantes des coordonnées cartésiennes

Y_c	La résistance à la compression dans le sens transversal
Y_t	La résistance à la traction dans le sens transversal
α	Le coefficient de contribution de la contrainte de cisaillement sur la traction des fibres
$\delta_{0eq}, \delta_{feq}$	Les déplacements équivalents respectivement au point de l'initiation de l'endommagement et à l'état de l'endommagement complètement propagée
$\delta_n, \delta_s, \delta_t$	Les déplacement s normale, suivant la première direction de cisaillement et suivant la deuxième direction de cisaillement respectivement.
ε_c	La déformation en compression
$\varepsilon_{I(t)}, \varepsilon_{R(t)}, \varepsilon_{T(t)}$	Les impulsions réfléchies et transmises respectivement.
$\varepsilon_n, \varepsilon_s, \varepsilon_t$	Les déformations nominales, suivant la première direction de cisaillement et suivant la deuxième direction de cisaillement respectivement.
$\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$	Les coefficients de Poisson
$\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{12}$	Les tenseurs des contraintes
$\sigma_n, \sigma_s, \sigma_t$	Les contraintes nominales, suivant la première direction de cisaillement, et suivant la deuxième direction de cisaillement respectivement.
τ	La contrainte en cisaillement
ν	La viscosité cinématique. m^2/s

Abréviations

Abréviations	Indications
ALE	Arbitrary Lagrangian Eulerian
ALLAE	Energie Artificielle
ALLDMD	Energie d'endommagement
ALLIE	Energie interne
ALLKE	Energie cinétique
ALLSE	Energie de déformation
BEM	Blade Element Momentum
CFRP	Les polymères renforcés de fibres de carbone
DCB	Double Cantilever Beam test
ENF	End Notched Flexure test
ETOTAL	Energie Totale
FEA	Finite element analysis
GFRP	Les polymères renforcés de fibres de verre
HAH	Hydrolienne à axe horizontal
HSNFCCRT	Critère de Hashin pour la fibre en compression
HSNFTCRT	Critère de Hashin pour la fibre en traction
HSNMCCRT	Critère de Hashin pour la matrice en compression
HSNMTCRT	Critère de Hashin pour la matrice en tension
LCOE	Levelized Cost of Energy
PRF	Polymère Renforcé de Fibres
RTM	Resin Transfer Moulding
SHPB	Split Hopkinson Pressure Bar
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
VCCT	Virtual Crack Closure Technique
VCE	Virtual Crack Extension

Introduction Générale

Introduction

La réduction des dépenses énergétiques liée au transport de fluides chimiques à haute pression ainsi qu'aux lignes de transport de pétrole et de gaz naturel représente un enjeu majeur qui nécessite de diminuer les coûts lors de la conception des lignes de pipeline en apportant une meilleure tolérance aux dommages de ces dernières.

Afin d'y parvenir, le remplacement des matériaux traditionnels par des matériaux plus légers, tels que les matériaux composites, constitués d'un renfort noyé dans une résine, semble inéluctable, pourvu que les performances structurales et la sécurité ne soient pas dégradées.

Cependant, ces matériaux induisent de nouvelles problématiques concernant la tolérance aux dommages, c'est-à-dire la capacité de la structure à supporter les charges statique et dynamique. La prise en compte de la présence potentielle de ces défauts dans le dimensionnement de la structure se révèle donc nécessaire.

Aujourd'hui, les scientifiques et les ingénieurs se concentrent largement sur les études liées à l'amélioration des performances des produits d'ingénierie dans divers domaines afin de répondre efficacement à la demande croissante de consommation parallèle liée à l'augmentation de la population. Dans ce contexte, le développement de nouveaux matériaux présentant de meilleures propriétés et un faible poids est l'une des activités de recherche les plus importantes de ces dernières décennies. Grâce à ces activités de recherche, des progrès significatifs dans la science des matériaux ont permis de mettre en avant l'utilisation de matériaux composites remplaçant des matériaux d'ingénierie traditionnels à base de métal dans de nombreuses applications telles que l'industrie de la défense, l'industrie aéronautique, les lignes de transmission d'énergie électrique et l'électronique. Par rapport aux matériaux métalliques traditionnels, les matériaux composites polymériques présentent plusieurs propriétés uniques, notamment une résistance et une rigidité spécifique plus élevées, une durée de vie plus longue et un meilleur amortissement. Ces derniers sont considérés comme l'un des types de matériaux composites les plus populaires. Dans une étude menée, l'impact est identifié comme le mode de chargement le plus critique pour les matériaux composites (Tableau 1) [1], [2], [3], [4], [5], [6], [7]. En effet les structures en matériaux composites peuvent être exposées à des charges d'impact de diverses causes au cours de leur durée de vie, ce qui peut causer un niveau de dommage invisible en particulier lors de « petits chocs ». Cette particularité est d'autant plus grave.

Au cours des dernières décennies, les composites d'enroulement filamentaire ont progressivement remplacé le métal pour les pipes, notamment dans les applications de haute

technologie. L'utilisation croissante des composites, associée à la conception complexe de ces matériaux, augmentent la demande d'outils capables de simuler le comportement structurel de ces composants, ce qui réduit la nécessité de procéder à des essais coûteux.

Structures métalliques	Structures composites
1. Développement de fissure par fatigue	
2. Corrosion	1. Dompage d'impact
3. Décohésion de joints	2. Délaminage (incluant la propagation)
4. Fissuration par action conjuguée de la corrosion et d'une contrainte	3. Décohésions
5. Dompage d'impact	

Tableau 1: Classement, par ordre de gravité, des endommagements dans les structures métalliques et composites [1]

Pour les structures tubulaires, l'une des questions de sécurité les plus critiques est l'endommagement induit par l'impact à faible vitesse d'objets externes (toujours se produisant pendant la mise en œuvre et/ou en service). Ces événements peuvent gravement affecter l'intégrité structurelle, ce qui entraîne des situations dangereuses.

En Algérie, depuis près de 10 ans, les entreprises du secteur pétrolier ont introduit des pipes en matériaux composites pour remplacer les pipes métalliques existants et installer de nouvelles lignes, Figures 1 et 2. On estime qu'à moyen terme, le pourcentage d'utilisation des matériaux composites dépassera la technologie conventionnelle des pipes pour le transport des hydrocarbures. Cependant, l'intégrité structurelle et la durée de vie restent plus complexes que celle de l'acier, notamment en raison de propriétés anisotropes des couches en matériaux composites.

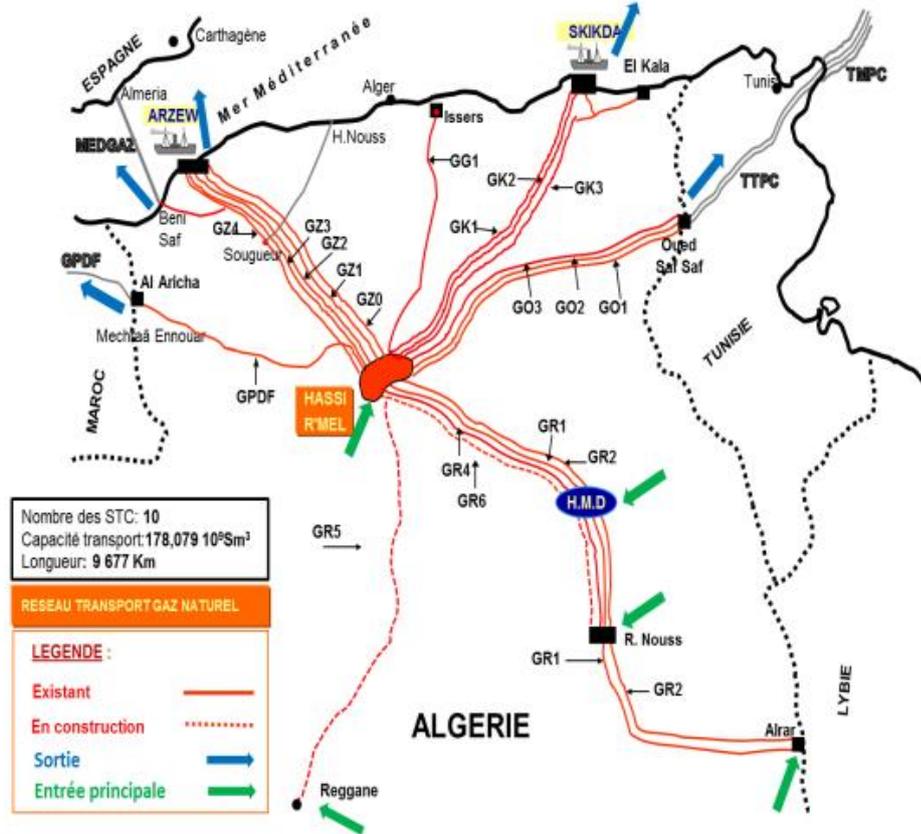


Figure 1: Carte du Réseau de Transport du Gaz naturel

Objectifs

Ce travail de **Thèse** est donc d'autant plus important car il répond à un besoin urgent de secteurs productifs sensible de l'économie.

On vise donc à développer un modèle pour faciliter l'étude des dommages et l'analyse de la défaillance progressive des structures composites à fibres longues unidirectionnelles. Ce modèle devrait être facile à mettre en œuvre et n'augmenterait pas de manière significative le coût de calcul des analyses par éléments finis. En outre, les paramètres du modèle doivent être facilement identifiés et devraient nécessiter des expériences simples. Par conséquent, les objectifs spécifiques de ce travail consistent en :

- Course à l'allégement des structures tubulaires et intégration des matériaux composites dans le secteur énergétique
- Formulation d'un modèle mathématique basé sur la théorie de l'élasticité orthotrope 3D et du cylindre à paroi épaisse axisymétrique, afin de prévoir, avec

une bonne précision, le comportement des structures tubulaires soumises à des charges statiques (la pression interne) pendant le processus de défaillance. Déterminer le champ de contrainte et de déformation dû à la pression interne et développement d'un modèle numérique afin de valider les résultats analytiques.

- Formulation d'un nouveau modèle 3D basé sur la mécanique de l'endommagement (CDM) afin de prévoir, avec une bonne précision, le comportement dynamique des structures tubulaires composites et hybrides pendant le processus d'endommagement.
- Mettre en œuvre une proposition de modèle de matériau en tant que subroutine FORTRAN qui sera par la suite implémentée dans le code de calcul éléments finis ABAQUS. La subroutine est définie comme une VUMAT pour les simulations du comportement dynamique endommageable des structures tubulaires.
- Réaliser un ensemble d'expériences afin d'évaluer avec plus de précision les potentialités et les limites de la proposition de modèle de matériau (VUMAT), en tenant compte des différentes géométries, les séquences d'empilement, le chargement dynamique. La validation des modèles numériques passe par la corrélation avec les résultats expérimentaux, ce qui est nécessaire afin de pouvoir comparer les avantages et inconvénients des modèles ainsi développés.

Nous pensons que les résultats du projet de thèse serviront de base de connaissances pour étendre l'utilisation des tubes composites à d'autres secteurs industriels où ils sont très pertinents tels que l'exploitation minière, l'industrie chimique, l'industrie alimentaire...etc, Pour cette raison, il est essentiel d'identifier des alternatives, telles que la modélisation ou d'autres solutions technologiques, afin de réduire les défaillances et d'estimer correctement la durée de vie des structures tubulaires en matériaux composites.

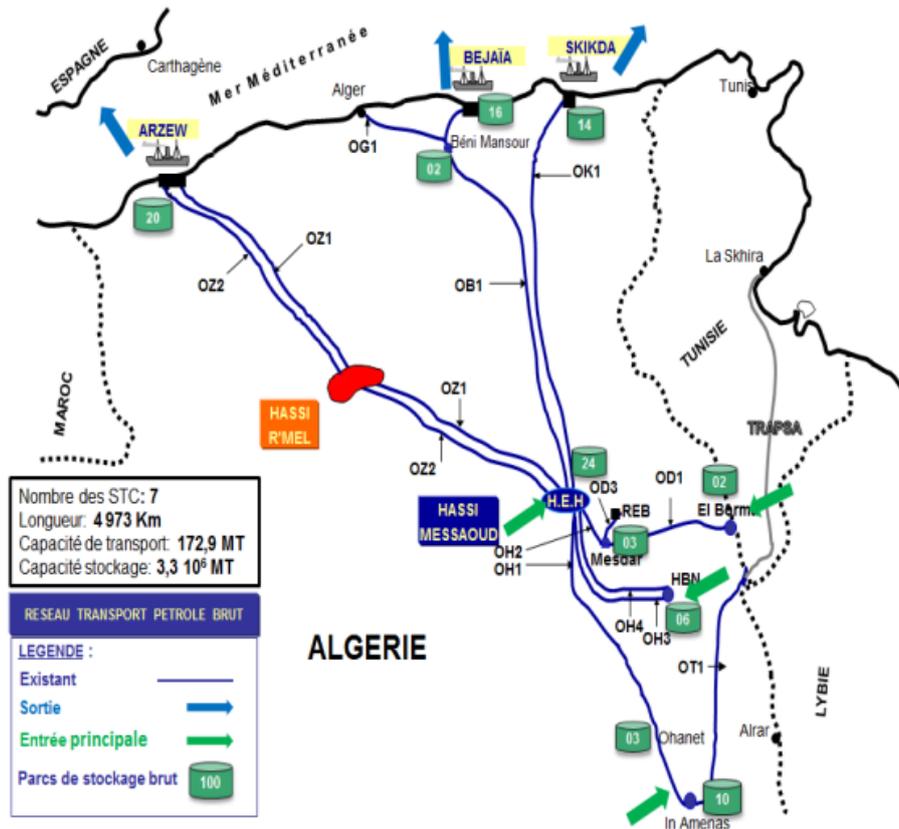


Figure 2: Carte du Réseau de Transport du Pétrole brut

Démarche

Dans ce travail, quatre phases seront considérées afin de traiter fidèlement le problème :

Phase 1 : Observation, analyse et compréhension

Dans un premier temps il s'agit d'observer, d'analyser et de comprendre les mécanismes d'endommagement et de rupture qui s'opèrent dans les matériaux à différents niveaux d'échelle sous l'action de sollicitations statiques et dynamiques. Les interactions entre les chargements locaux et la microstructure devront être particulièrement documentés.

Phase 2 : modèle de ruine / loi de comportement / test numérique.

Dans cette deuxième phase, sur la base des résultats exploratoires précédents, une méthode de modélisation sera proposée pour décrire les principaux phénomènes ruinant. Par méthode, il faut comprendre le développement de lois de comportement en cohérence avec le comportement du matériau ainsi que le développement d'éléments spéciaux si nécessaire. Cette méthode sera implémentée dans un code banc d'essai

Phase 3 : identification des paramètres du modèle / dépouillement.

Dans une troisième phase, proposer des méthodes de caractérisation et d'identification des différents paramètres de cette loi de comportement et définir les méthodes de mise en données (en adéquation avec le procédé de mise en forme).

Phase 4 : Validation calculs/essais structures réelles.

Dans une quatrième phase, réaliser des validations sur la base de corrélations essais/calculs sur des sous- systèmes et/ou pièce réelles.

Organisation des chapitres

Afin de faciliter la lecture de ce rapport de thèse, ce dernier est divisé en cinq chapitres, qui sont

Résumée comme suit :

CHAPITRE 1 : dans le chapitre 1, on introduit l'analyse bibliographique spécifique de l'analyse des contraintes et des déformations dans les tubes en matériaux composites. La prédiction des dommages progressifs induites par le chargement d'impact des tubes en matériaux composites est présentée, ainsi que la théorie utilisée pour le développement de modèles analytiques et numériques. Ensuite, les procédures pour identifier les paramètres du modèle à partir des expériences sont décrites en détail.

CHAPITRE 2 : nous nous intéressons au développement d'un modèle mathématique pour l'analyse des déformations et des contraintes dans les tubes en composite avec une stratification hybride à enroulement multi-angle sous l'action d'une pression interne. Le champ des déformations et des contraintes de chaque couche telles que les contraintes longitudinales (direction des fibres), les contraintes transversales (perpendiculaires à la direction des fibres) et les contraintes de cisaillement dans les couches ont été obtenues. Les résultats numériques des modèles d'éléments finis sont présents, ces derniers étant très proches des résultats théoriques.

CHAPITRE 3 : ce chapitre est principalement consacré à l'étude des impacts sur les tubes pressurisés, produits par l'enroulement de fibres de verre et de carbone. Les tubes sous pression ont été testés expérimentalement sous des charges d'impact à faible vitesse. Différentes séquences d'empilements et différentes énergies d'impact ont été testés afin d'évaluer les dommages induits et la capacité du modèle numérique développé. Les fonctions les plus

avancées disponibles dans le code de calcul éléments finis Abaqus/Explicit ont été utilisées pour simuler le comportement mécanique des tubes. Des modèles avancés avec l'utilisation des méthodes des éléments finis en 2D et 3D ont été utilisées pour simuler les impacts. Ils sont basés sur l'utilisation combinée de modèles de dommages interlaminaires et intralaminaires. Les critères développés par Hashin pour simuler l'endommagement ont été utilisés pour évaluer les dommages intralaminaires (fissuration de la matrice, et rupture des fibres). L'ensemble des modèles constitutifs, y compris le modèle d'endommagement progressif pour les plis en composites, comprenant le modèle d'endommagement continu, les critères de rupture de Hashin 3D ont été utilisés et le modèle adopté pour l'évolution des dommages basé sur un déplacement équivalent, sont établis et codés par un sous-programme de matériau utilisateur (VUMAT) et mis en œuvre sur la base du package ABAQUS/Explicit. La théorie de la zone cohésive, au moyen d'éléments cohésifs, a été utilisée pour modéliser l'apparition et la propagation du délaminage. Les courbes d'impact expérimentales ont été prédites avec précision par le modèle numérique pour les différentes stratifications et énergies d'impact. Ici, les capacités du modèle à simuler les impacts à faible vitesse sur les structures composites à l'échelle réelle ont été prouvés.

CHAPITRE 4 : Un nouveau modèle tridimensionnel non linéaire à éléments finis est établi pour simuler l'effet de la géométrie d'impacteur sur la réponse dynamique et la formation de dommages de tubes hybrides à enroulement filamentaire sous l'impact d'une faible vitesse pour différentes séquences d'empilement. Le tube composite hybride a été impacté en utilisant la forme hémisphérique, conique et plate. En comparaison avec les données expérimentales, le modèle 3D établi a été vérifié par les résultats typiques de la force de contact, de la déflexion, de l'énergie absorbée et la formation des dommages. Le modèle d'éléments finis validé a été utilisé pour étudier l'influence de différentes formes d'impacteurs sur les comportements dynamiques de tubes composites hybrides sous quatre niveaux d'énergie 5, 10, 15 et 20 joules. Les conclusions concernant les effets des géométries d'impacteur sur la réponse mécanique globale ont été fournies par la variation du paramètre d'impact. En outre, les effets d'un impact à faible vitesse sur les caractéristiques globales de dommages de la matrice, des fibres et du délaminage ont été examinés avec précision.

CHAPITRE 5 : La substitution de fibres synthétiques par la fibre de palmier dattier dans les polymères renforcés de fibres utilisés dans l'industrie mécanique est considérée comme une étape efficace vers une plus grande durabilité dans les systèmes de récoltes, une motivation majeure pour la mise en œuvre de la fibre de palmier dattier étant ses plus grands attributs

mécaniques et physiques par rapport à d'autres fibres naturelles. Bien que la simulation numérique soit une approche plus rapide, la plupart des travaux numériques visaient principalement à modéliser les structures composites à fibre naturelle dans les plaques. Par conséquent, il est essentiel d'explorer l'étude numérique des structures composites hybride avec des fibres de palmier dattier sous l'action d'un impact à faible vitesse. Dans ce chapitre, la réponse dynamique et le développement des dommages dans les tubes hybrides palmier/verre sous des impacts à faible vitesse ont été étudiés à l'aide du modèle 3D développé. Les résultats numériques de l'impact unique ont été discutés et comparés variant l'emplacement et le nombre de plis de palmier dattier, les déplacements, temps de contact et de l'absorption d'énergie. En outre, l'effet de l'impact sur les caractéristiques des dommages ont ensuite été examinés en détail.

On termine ce rapport par des conclusions finales basées sur les résultats des chapitres précédents, mettant en corrélation les résultats obtenus et les objectifs fixés. En outre, dans la dernière partie, on trouve des perspectives qui pourraient être éventuellement étudiés lors de travaux futurs.

Références

- [1] Troussel, E. (2013). Prévission des dommages d'impact basse vitesse et basse énergie dans les composites à matrice organique stratifiés (Doctoral dissertation, Ecole nationale supérieure d'arts et métiers-ENSAM)..
- [2] Jung KH, Kim DH, Kim HJ, Park SH, Jhang KY, Kim HS. Finite element analysis of a low-velocity impact test for glass fiber-reinforced polypropylene composites considering mixed-mode interlaminar fracture toughness. *Compos Struct* 2017;160:446–56..
- [3] Tarfaoui M, Gning PB, Collombet F. Damage modelling of impacted tubular structures by using material property degradation approach. *Damage Fract. Mech.*, Springer; 2009, p. 227–35.
- [4] Gning PB, Tarfaoui M, Collombet F, Davies P. Prediction of damage in composite cylinders after impact. *J Compos Mater* 2005;39:917–28.
- [5] Sun CT, Rechak S. Effect of adhesive layers on impact damage in composite laminates. *Compos. Mater. Test. Des.* (eighth Conf., 1988.
- [6] Rechak S, Sun CT. Optimal use of adhesive layers in reducing impact damage in composite laminates. *J Reinf Plast Compos* 1990;9:569–82.
- [7] Rechak, S. (1986). Effect of adhesive layers on impact damage and dynamic response in composite laminates (Doctoral dissertation, Purdue University).

Chapitre 1 : Etat de l'art

Sommaire

Chapitre 1 : Etat de l'art	26
1.1 Etudes des pipes en matériaux composites	27
1.1.1 Enroulement filamentaire	32
1.1.2 Analyses des contraintes et des déformations sous sollicitations statiques	33
1.2 Eclatement.....	35
1.2.1 Mécanismes d'endommagement causé par l'éclatement.....	37
1.3 Impact sur composites.....	42
1.4 Impact accidentelle sur les structures composites.....	46
1.4.1 Impact basse vitesse.....	47
1.4.2 Impact grande vitesse	47
1.4.3 Facteurs influençant sur les caractéristiques d'impact	48
1.4.3.1 Effet des propriétés des matériaux	48
1.4.3.2 Effet de l'épaisseur de l'éprouvette	49
1.4.3.3 Effet de la vitesse du projectile	49
1.4.3.4 Effet de la forme et de la masse du projectile	50
1.4.4 Mécanismes d'endommagement lors d'un impact à faible vitesse et à faible énergie	51
1.4.5 Description des modes de rupture suite à un impact	52
1.4.5.1 Fissuration de la matrice.....	53
1.4.5.2 Délaminage.....	54
1.4.5.3 Rupture des fibres.....	54
1.4.6 Discussion sur les codes utilisés avec implémentation	55
1.5 Bilan.....	58
Références.....	61

Le but de ce chapitre est de donner aux lecteurs quelques pré requis bibliographiques sur les pipes en matériaux composites sous charges statiques de la pression interne et charges dynamiques lors d'un impact accidentel. En effet, la criticité de la pression interne et l'impact pour les structures composites a conduit à de nombreuses études expérimentales, analytiques et numériques. Les modèles analytiques et numériques sont initialement construits pour avoir une meilleure compréhension des mécanismes d'endommagement au cours des chargements statiques et dynamique, dans le but de compléter progressivement les essais expérimentaux par des tests virtuels et de rationaliser ainsi les campagnes expérimentales. Du fait des nombreux travaux liés à ces conditions, plusieurs synthèses sont disponibles dans la littérature.

1.1 Etudes des pipes en matériaux composites

Les structures en matériaux composites ont été largement utilisées avec succès dans de nombreuses applications d'ingénierie, notamment dans l'aérospatiale, la marine, les pièces automobiles, les industries pétrolière et gazière et les biens de consommation, Figure 1-1. Cela est dû à leurs propriétés physiques et mécaniques attrayantes, en particulier leur rapport résistance/poids, leur résistance à la fatigue, et à la corrosion. D'autres caractéristiques telles que la facilité d'installation, la grande durabilité, les faibles coûts de maintenance et de cycle de vie les rendent plus souhaitables que les matériaux conventionnels tels que l'acier. De plus, en raison de leur nature anisotrope, les matériaux composites peuvent être adaptés à des applications spécifiques pour atteindre les plus hauts niveaux de performance requis. Cela permet aux ingénieurs de concevoir des structures composites adaptées aux systèmes de charge et donne la possibilité de fabriquer des formes difficiles à réaliser avec des matériaux conventionnels. Les composites à matrice époxy renforcée de fibres de verre et carbone (PRF) sont les deux types les plus utilisés.

Le présent travail concerne les applications dans l'industrie pétrolière et gazière offshore, en particulier dans les pipelines composites pour les liquides aqueux. Les structures tubulaires en matériaux composites sont généralement conçues pour résister à des pressions élevées. Leur structure légère, à parois relativement fines, facilite la manipulation et le transport ce qui réduit les coûts d'installation. Leurs propriétés de résistance à la corrosion ont conduit à une utilisation intensive dans l'industrie offshore pour le transport de fluides hautement corrosifs (y compris l'eau de mer, l'eau aérée et les hydrocarbures). Les structures tubulaires en matériaux composites sont fabriquées par le procédé d'enroulement filamentaire et sont généralement soumis à une combinaison de pression interne et des charges accidentelles qui est l'impact à

faible vitesse. L'une des raisons pour lesquelles les tubes en matériaux composites ont proliféré récemment dans l'industrie du pétrole et du gaz et pour le transport de fluides corrosifs est leurs excellentes propriétés mécaniques. Celles-ci dépendent fortement des types de résine utilisées, de l'orientation des fibres, ainsi que de la fraction volumique du renfort fibreux utilisé. Contrairement aux métaux, qui sont des matériaux homogènes et isotropes, le pipe est considéré comme étant de nature orthotrope, Figure 1-2. Les propriétés mécaniques de ces pipes sont distinctes dans trois plans mutuellement perpendiculaires, où l'intersection de ces plans est connue comme les axes principaux du matériau. Cette propriété permet aux ingénieurs de concevoir des pipes de manière à ce qu'ils aient une plus grande résistance et une plus grande rigidité dans la direction de la charge appliquée.



Figure 1-1: Principaux applications des matériaux composites.

Les rapports des industries de fabrication des pipes en matériaux composites ont indiqué que l'utilisation des structures tubulaires composites a contribué à la croissance enregistrée par de nombreux secteurs, et à l'expansion de leurs applications dans une grande variété d'applications. L'applicabilité des pipes en matériaux composites dans divers secteurs industriels est illustrée à la Figure 1-3.



Figure 1-2: Pipes en époxy renforcé de fibres de verre (PRV) pour l'eau de refroidissement - Images de Future Pipe Industries (FPI).

D'après les données de marketing, il a été observé que les pipes en PRF ont davantage été identifiés pour le transport efficace de milieux chauds et chimiques plutôt que pour l'économie de poids. Les associations de l'industrie des pipes prévoient le taux de croissance des productions de pipes en PRF sur le marché mondial. En conséquence, l'objectif estimé de 4,2 milliards de dollars d'ici 2023 sera atteint avec un taux de croissance annuel composé de 3,1 % de 2018 à 2023 [5]. D'après les prévisions, il a été observé que la demande supplémentaire des pipes en PRF dans le domaine du pétrole et du gaz, de l'irrigation, de l'offshore, des industries chimiques et de transformation, du pétrole et de l'essence naturelle, et des applications d'assainissement sous-marin est inévitable [6], [7], [8]. La sélection appropriée d'ingrédients rentables et l'émergence de technologies de pointe ou de méthodes de fabrication peuvent réduire le coût de production des pipes en composites. Tous ces facteurs peuvent fournir des opportunités pour la croissance des industries pétrolières et gazières pour atteindre un taux de croissance annuel moyen de 8,4% au cours de la période de prévision. Les données prévisionnelles ont été publiées par les industries de pipes en matériaux composites sous divers aspects, comme le montre la Figure 1-4.

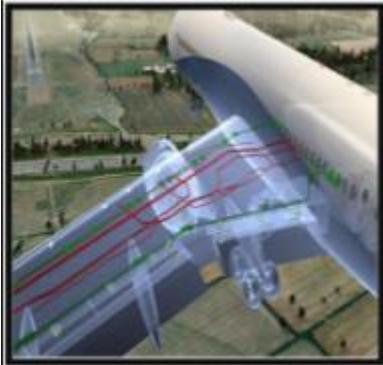


Figure 1-3: Utilisation des tubes composites en PRF dans plusieurs applications à grande échelle

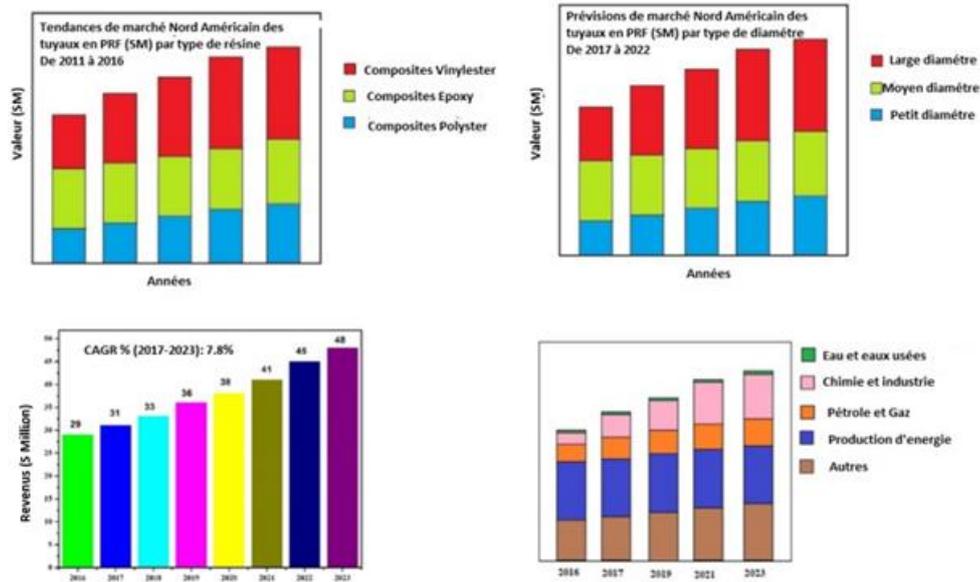


Figure 1-4: Prévisions de la production de tubes composites en fonction des différentes catégories [5] .

Il est bien connu que la demande de pipes en matériaux composites augmente pour une large gamme d'applications depuis les années 1950, comme le montre la Figure 1-5 [9], [10]. Les performances intéressantes et les avantages de coûts des pipes composites renforcés de fibre de verre attirent de plus en plus de consommateurs. En général, Ils peuvent présenter un rapport résistance/poids élevé, une excellente résistance à la corrosion, un faible coefficient de friction, une faible conductivité thermique, une meilleure stabilité dimensionnelle et un coût d'installation et de maintenance plus faible [11], [12], [13].

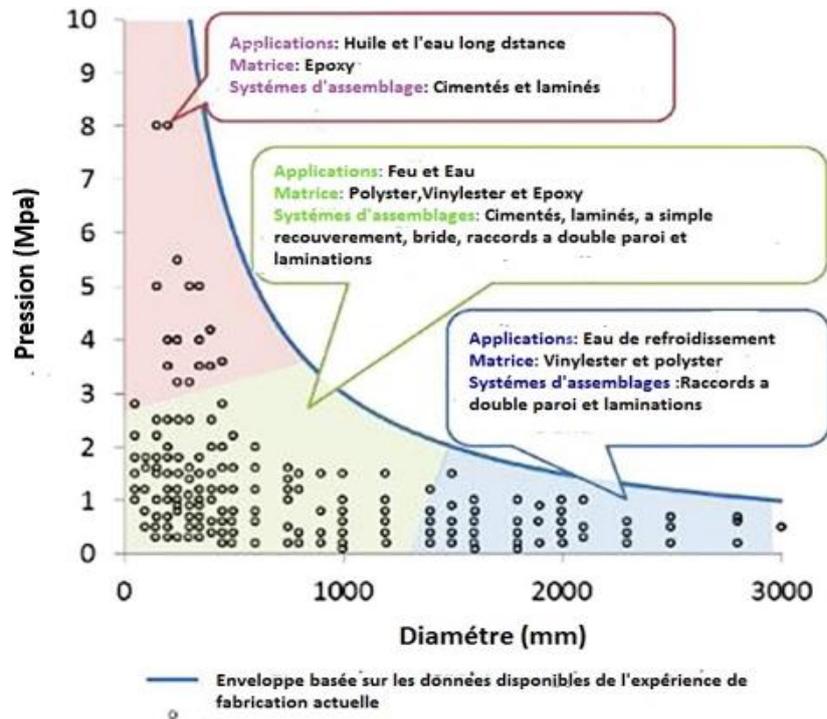


Figure 1-5: Diffusion de tuyaux composites en PRF [12].

Les pipes composites ont été analysées par plusieurs chercheurs sous divers aspects, conformément à la demande croissante d'application des structures tubulaires dans une large gamme de systèmes de tuyauterie. Les progrès technologiques dans le domaine des méthodes de production, d'une part, et l'utilisation des structures tubulaires dans l'infrastructure des pays en développement, d'autre part, ont incité les centres industriels et de recherche à évaluer les caractéristiques de ces structures sous différents angles, en donnant un aperçu de leurs performances. Les récents développements des techniques de calcul ont permis aux chercheurs d'explorer des problèmes plus difficiles. Les contraintes de conception des pipes en matériaux composites se répartissent en catégories d'exigences à court et à long terme, conformément aux règles et réglementations internationales. Pour les charges plus courantes, on trouve : (I) la pression hydrostatique qui nécessite des bonnes analyses des contraintes/déformations, (II) les charges d'impact qui présente le chargement le plus critique dans les structures tubulaires composites, ce phénomène demande la compréhension du comportement mécanique et des méthodes d'évaluation des défaillances et/ou comportement mécanique afin d'éviter les dégâts.

1.1.1 Enroulement filamentaire

L'enroulement filamentaire est une technique de fabrication permettant de créer une structure tubulaire en matériaux composites. Le processus consiste à enrouler des filaments sous des

tensions variables sur un moule ou un mandrin mâle. Les mandrins tournent pendant qu'un chariot se déplace horizontalement, en déposant les fibres selon le motif souhaité (Figure 1-6). Les filaments les plus courants sont le carbone ou le verre et sont enduits de résine synthétique au fur et à mesure qu'ils sont enroulés. Une fois que le mandrin est complètement recouvert à l'épaisseur souhaitée, le mandrin est placé dans un four pour la phase de polymérisation (solidifier la résine). Une fois que la résine a durci, le mandrin est retiré, laissant le produit final creux.

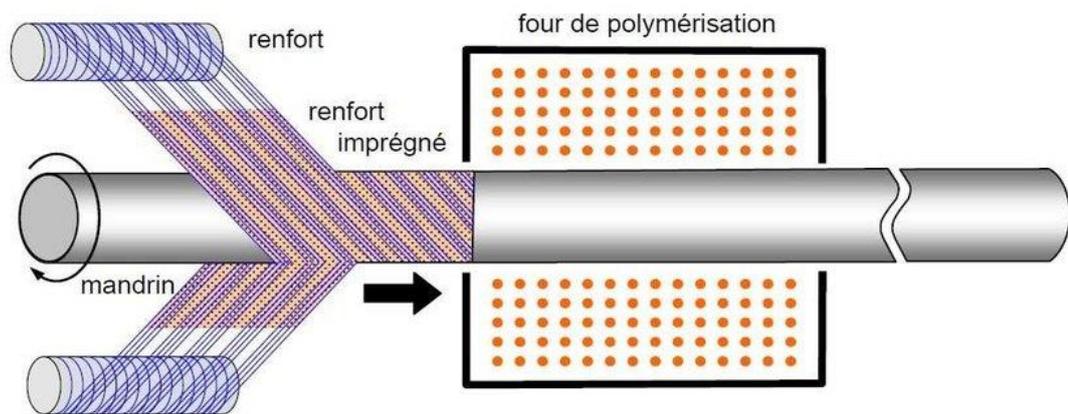


Figure 1-6: Procédé d'enroulement filamentaire

Le bobinage de filaments est bien adapté à l'automatisation, où la tension sur les filaments peut être soigneusement contrôlée. Les filaments qui sont appliqués avec une tension élevée donnent un produit final plus rigide et plus résistant ; une tension plus faible entraîne la flexibilité. L'orientation des filaments peut également être soigneusement contrôlée de manière à ce que les couches successives sont pliées ou orientées différemment de la couche précédente. L'angle à laquelle la fibre est déposée déterminera les propriétés du produit final. Un "cerceau" à angle élevé fournira la résistance à l'écrasement, tandis qu'un modèle à angle plus faible (connu sous le nom fermé ou hélicoïdal) offrira une plus grande résistance à la traction. Les propriétés mécaniques de la pièce enroulée en hélice dépendent fortement de l'angle d'enroulement.

1.1.2 Analyses des contraintes et des déformations sous sollicitations statiques

À ce jour, un grand nombre d'études traitant les caractéristiques mécaniques des tubes composites réalisées par enroulement filamentaire soumis à une charge de fatigue [5-6], à une pression interne et externe [7-8], à une charge de compression et d'écrasement [9-10] et à une

charge d'impact [11-13], ont été publiées et sont référencées dans la littérature. Certaines sont présentées dans cette section.

L'utilisation des structures tubulaires en matériaux composites renforcés de fibres dans les applications industrielles impose des performances de plus en plus élevées, La pression interne est considérée comme l'une des principales sources de contrainte dans les pipelines [14], et la capacité d'un tube à supporter en toute sécurité la pression interne du niveau de service est considérée comme l'une des principales caractéristiques de la conception technique des pipelines et de l'évaluation de leur intégrité [14]. L'analyse des contraintes et des déformations dans les structures tubulaires est considérée comme la première démarche de la caractérisation des performances mécaniques. Les études réalisées dans ce domaine se répartissent en trois groupes principaux de méthodes numériques, analytiques et expérimentaux sur les tubes composites à paroi mince et épaisse. Dans ce contexte on peut citer :

Xia et al. [15] ont développé une solution approchée pour obtenir les composantes des contraintes et des déformations d'un tube soumis à une pression interne sur la base de l'élasticité anisotrope 3D. Ils ont également envisagé un accouplement à l'extension de cisaillement pour les couches. Trois tubes carbone/époxy constitués de quatre plis avec les configurations suivantes $[\pm 55]_2$, $[\pm 55/\pm 30]$ et $[\pm 55/-30/+30/-55]$ ont été analysés. Les résultats ont mis en évidence l'importance de la séquence d'empilement. Les mêmes auteurs ont présenté une solution exacte pour les tubes composites à paroi épaisse, sous pliage pur, en utilisant la théorie classique des plaques stratifiées [16]. Ils ont étudié des tubes sandwich dont le noyau était en résine et les peaux étaient des couches enroulées avec le procédé de l'enroulement filamentaire. Dans une autre étude, les mêmes auteurs ont présenté deux méthodes d'évaluation des contraintes et des déformations des tubes réalisés par enroulement filamentaire soumis à une charge transversale en utilisant la théorie des poutres composites et de construction multicouche [17]. Un tube sandwich a été analysée expérimentalement et analytiquement et les résultats des observations expérimentales ont été comparés aux valeurs données par les calculs analytiques [16]. Guedes et al.[18] ont développé une solution approximative pour l'analyse des contraintes dans les tubes composites sous charge transversale qui était plus précise que les méthodes développées par Xia et al. [17] et dont la formulation, simple, provenait de l'élasticité 2D. Les résultats de la méthode développée étaient en bon accord avec la modélisation par éléments finis (FEM) pour une charge concentrée. Dans une autre investigation, Guedes et al. [19] ont analysé des pipes en composites enterrés sous une charge transversale vérifié par une étude expérimentale, les pipes peuvent subir une grande déflexion sans dommage et donc la théorie des petites déformations n'est plus valable car la relation entre la déflexion maximale et la

déformation maximale n'est plus linéaire. Une solution approximative a été proposée en utilisant la théorie de la poutre de grandes déflexions (CBTLD) basée sur la théorie de la déformation finie supposant que les structures tubulaires enterrés sont des structures annulaires comprimées par une charge transversale. Les résultats obtenus montraient les mêmes tendances mais ne correspondaient pas exactement à la solution du modèle développé par les éléments finis. Ainsi, une loi simple a été proposée entre la déflexion maximale et la déformation maximale à la section critique. Bakaiyan et al. [20] ont également analysé la charge thermomécanique des tubes composites soumis à une pression interne et à un gradient de température et la méthode utilisée était la thermo-élasticité 3D, deux configurations de plis ($[\pm 55]_2$ et $[\pm 35/90]_2$) ont été analysées.

Rafiee et al. [21] ont réalisé une modélisation stochastique par éléments finis pour étudier les variations des composants de contrainte dans un tube en PRV industriel avec une configuration de plis de $[90/\pm 60]_3$ comme étude de cas. Ils ont supposé que la fraction volumique des fibres varie entre 50% et 60% et que l'angle d'enroulement des couches croisées est conforme à $60^\circ \pm 1,5^\circ$ comme pratique normale associée à des incohérences d'enroulement de filaments discontinus. Ils ont montré que l'influence des variations de l'angle d'enroulement, même pour de très petites valeurs, est beaucoup plus prononcée que la fluctuation de la fraction volumique des fibres.

1.2 Eclatement

Dans cette section, on s'intéresse à l'analyse de l'éclatement de divers tubes composites et de leurs résultats scientifiques avec des justifications appropriées. Un des phénomènes le plus observé lors de chargements critiques tels que la pression interne et l'impact d'un objet externe est l'éclatement qui est l'explosion de la structure tubulaire en service, ce qui peut entraîner des dégâts. Pour cela, des essais hydrostatiques sont universellement connus et acceptés comme moyen de démontrer l'aptitude en service d'un composant sous pression, Figure 1-7. Après des tests, on peut s'attendre à ce qu'un pipeline sous pression puisse contenir en toute sécurité l'exploitation prévue selon les normes. Le niveau de confiance qu'un pipeline est apte au service, augmente à mesure que le rapport entre la pression d'essai et la pression de fonctionnement augmente. L'aspect bénéfique des essais hydrostatiques ne s'applique pas seulement à une nouvelle structure qui sera mise en service pour la première fois. Une prestation similaire revient à un élément en service si cet élément est mis hors service après une période de fonctionnement et soumis à un test hydrostatique. Un essai de "revalidation" de ce dernier type assure soit qu'aucune détérioration significative de la composante en fonction du temps a eu

lieu ou que tout segment qui est significativement dégradé sera révélé et éliminé [22]. Cependant, ces tests sont coûteux et demande une maîtrise et un savoir afin d'éviter l'erreur. Hawa et al. [23], [24] ont étudié les performances des composites verre/époxy par rapport à la résistance à l'éclatement sous différents niveaux d'énergie : 5, 7.5 et 10 J. Les tubes composites à enroulement filamentaire de 2,5 mm d'épaisseur ont été fabriqués avec un angle d'orientation de l'enroulement de $\pm 55^\circ$. Les résultats ont montré que des dommages plus importants se produisaient lorsque la charge d'impact était plus élevée. En outre, les valeurs de contraintes et de déformations axiales les plus élevées ont été observées à la charge d'impact minimale, qui était 50% et 63% plus élevée que les autres charges sous pression d'eau statique. L'analyse a permis de conclure que la résistance à l'éclatement dépendait principalement de la région endommagée des éprouvettes impactés. Le phénomène d'éclatement provoque la rupture complète de la fibre et la fissuration de la matrice avec des délaminages entre les différents plis qui constituent la structure tubulaire composite. Donc, des échecs répétés aux tests peuvent en fait réduire la confiance dans la sécurité démontrée par l'essai, et ces échecs ajouteront certainement de manière significative au coût du test et à une durée de la mise hors service. Dans les travaux précédents, un compromis est mis sur l'angle d'enroulement pour les tubes sous pression et qui est donné comme étant à $54,74^\circ$ par l'analyse en utilisant des séries des tests expérimentaux après la validation des modèles numérique, des techniques de maillages sont adopté afin de déduire l'angle optimale. Il est clair que plus l'orientation des fibres est modifiée par rapport à 55° , plus la pression d'échec de la première couche baisse, mais ce phénomène il reste toujours non résolu c'est bien que les structures tubulaires diffèrent en terme des matériaux, des géométries et de façon de dégradation, d'autre part, le couplage entre différents mécanismes d'endommagement rend le processus de plus en plus compliqué à la prédiction.

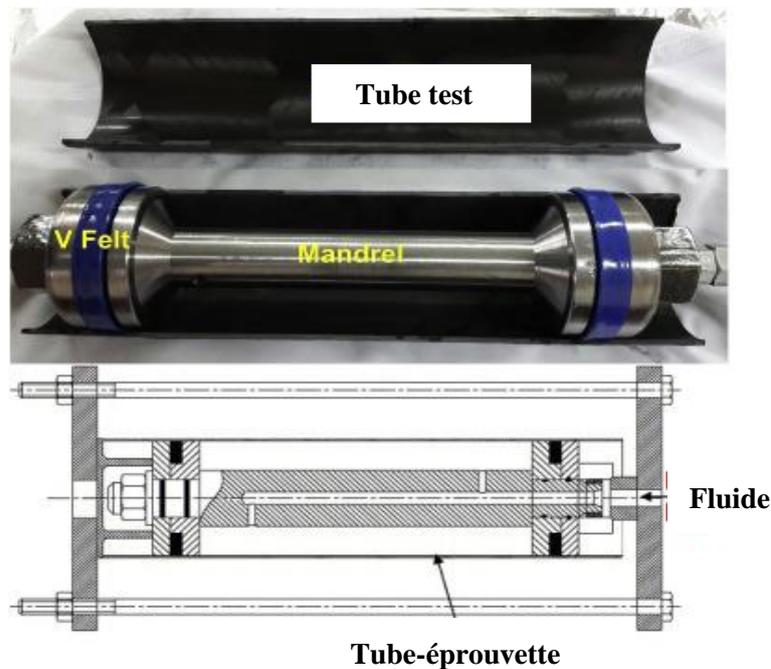


Figure 1-7: Essai d'éclatement d'un pipe composite [90] .

1.2.1 Mécanismes d'endommagement causé par l'éclatement

L'analyse d'éclatement a été effectuée par l'application d'une charge de fatigue sur un tube en matériaux composite verre/époxy avec une orientation des fibres à $\pm 55^\circ$ fabriquées par le procédé de l'enroulement filamentaire. La pression interne de 250 bar a été appliquée de manière cyclique à l'aide d'une commande hydraulique de servovalve. Les procédures décrites dans la norme ASTM D2992 ont été suivies [25]. Les constatations permettent de noter trois mécanismes de défaillance dans les pipes, Figure 1-8 :

- 1- Le blanchiment qui représente la rupture de l'interface fibre/matrice et les délaminages.
- 2- La formation de trous.
- 3- L'endommagement final avec les fuites qui valide l'éclatement du tube.

Ces mécanismes de défaillances ont été démontrés à l'aide des captures de dommages avec les ultrasons dans le but de comprendre et prédire l'initiation et la propagation des dommages. La Figure 1-8 illustre l'initiation et la propagation des dommages en commençant par le point de départ de la défaillance, du blanchiment vers le délaminage. Le contrôle de la propagation de l'effet de blanchiment est une tâche complexe qui demande la compréhension de l'ensemble des mécanismes couplés dans les matériaux composites et afin d'obtenir des propriétés améliorées et compétitives dans les matériaux composites utilisés. L'effet de l'orientation des fissures sur la résistance à l'éclatement dans les pipes composite verre E/époxy avec un

enroulement de $\pm 55^\circ$ a été étudié expérimentalement par Tarakçioğlu et al. [25]. Une pression interne a été appliquée à l'aide d'un appareil à extrémité ouverte. Le résultat a révélé que la résistance à l'éclatement augmentait avec l'angle de la fissure. La résistance maximale à l'éclatement a été observée pour l'angle de fissure normal (90°) par rapport à la direction axiale puisque la force axiale était responsable de la contrainte qui pouvait déplacer la fissure transversalement lorsque l'angle de la fissure augmentait. De plus, la diminution de la longueur de la fissure due à l'augmentation de l'angle de la fissure était également un autre facteur de l'amélioration de la résistance à l'éclatement. Cependant, la zone de délaminage a été observée pour l'angle de fissure fixe avec une pression interne accrue. Gemi et al. [26] ont étudié l'effet de la résistance à l'éclatement sur des échantillons de tubes composites hybrides endommagés par l'impact. Les composites hybrides ont été fabriqués par la combinaison de fibres de verre, de carbone et la résine époxy, de configuration variable, tels que verre/verre/carbone (VVC) ou carbone/verre/carbone (CVC). L'énergie absorbée des composites hybrides lors d'un impact a diminué pour les pressions internes élevées en raison d'une rigidité accrue du matériau. La résistance à l'éclatement des pipes a été prédite pour l'échantillon impacté à 20 J (énergie maximale) avec l'état de précontrainte à une pression variable. Le tube précontraint à une pression interne maximale de 32 bars a montré une meilleure résistance à l'éclatement en raison de la zone moins endommagée par rapport aux basses pressions de 4 et 16 bars. D'autre part, la présence de fibre de carbone sur la surface extérieure a montré une résistance à la formation de fissures radiales contre la charge d'impact, Figure 1-8.



Figure 1-8: Rupture par éclatement des pipes hybrides précontraintes avec impact au niveau d'énergie de 20 J. [26].

L'analyse d'éclatement est l'une des études nécessaires aux structures tubulaires en matériaux composites standards ou hybrides pour prédire leurs performances en temps réel dans le domaine énergétique du pétrole et du gaz ainsi que dans les industries chimiques. La performance des pipes composites sous pression variable à température ambiante ainsi qu'en conditions hydrothermales doit être étudiée. Par conséquent, l'influence des différents milieux de transport de densité, tels que l'eau, les liquides chauds, les gaz et les produits chimiques, doit être analysée en même temps que les paramètres requis. De plus, différentes conditions des appuis peuvent développer un moment de flexion et une charge de compression en plus du poids propre du fluide. Par conséquent, les propriétés telles que l'impact à faible vitesse, la fatigue, la compression et le moment de flexion sont importantes à étudier pour les pipes composites avec une pression interne variable pour des applications appropriées. En outre, les rapports sur les tubes composites analysés avec leur épaisseur de paroi sont également limités. Les cylindres composites épais peuvent être analysés par une méthode efficace proposée par Tsai et al. [27]. Martins et al. [28] ont analysé des éprouvettes-tubes fabriqués avec différentes stratifications ($\pm 45^\circ$, $\pm 55^\circ$, $\pm 60^\circ$ et $\pm 75^\circ$) soumis à une pression interne. Un modèle avec l'utilisation des éléments finis a été développé avec l'implémentation de différentes propriétés utilisant le sous-programme utilisateur (UMAT). Une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux a été effectuée pour évaluer l'utilisation de certains critères de rupture disponibles et du modèle de dommage intégré sur le code commercial ABAQUS pour l'analyse d'endommagement progressif des matériaux composites. La Figure (1.9) montre la variation en fonction du temps de la pression interne pour un angle d'enroulement différent. Une meilleure performance du tube composite a été obtenue pour un angle d'enroulement de $\pm 55^\circ$, résistant à un niveau de pression allant jusqu'à 49.5 bar. Les mécanismes d'endommagement tels que la fissuration matricielle et la rupture des fibres ont été dominants dans toutes les éprouvettes. Cependant, la rupture par éclatement n'a été observée qu'à l'angle d'enroulement supérieur de $\pm 75^\circ$, alors que la rupture par fuite s'est produite dans tous les tubes composites. D'autre part, Ils ont conclu que le tube composite avec revêtement pouvait offrir une meilleure performance contre l'analyse d'éclatement. De plus, il a été rapporté que l'orientation des fibres n'a pas seulement influencé la défaillance structurelle, mais aussi la défaillance fonctionnelle du tube composite. Le comportement de la structure était simulé sans prendre en considération le délaminage qui présente l'inconvénient de ce modèle et qu'il indique que la prédiction fut approximative et l'utilisation de modèles 3D en introduisant les dommages intra-laminaire et inter-laminaire est une tâche indispensable afin de prédire avec précision les dommages induits par ce type de chargement. Des méthodologies de prévision de ruine des structures tubulaires

composites soumis à une pression interne sont nécessaires afin de proposer un outil de dimensionnement destiné aux industriels de différents secteurs d'activités utilisant ces tubes composites. D'autre part, les tubes en verre E/époxy ont été étudiés par l'analyse d'éclatement en fonction de la température pour les orientations symétriques et antisymétriques des plis avec des angles d'enroulement variables [29]. Un essai de pression a été effectué sous une pression hydraulique d'une capacité de 250 bar avec une évolution cyclique de 10 bar. La Figure 1-9 montre la performance à l'éclatement dans différentes conditions.

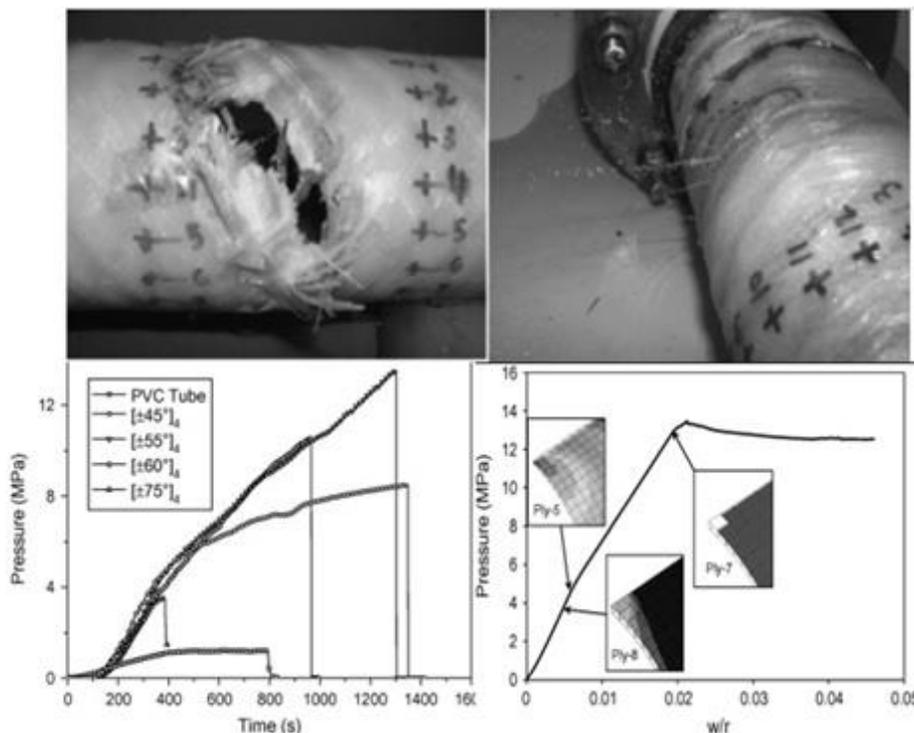


Figure 1-9: Variation de la pression interne pour divers angles d'enroulement [28]

La pression d'éclatement maximale a été étudiée dans une stratification antisymétrique. Une contrainte thermique et une perte de propriétés mécaniques dues à la viscosité de la matrice ont été attribuées à la rupture par éclatement à basse pression. La pression d'éclatement augmente pour devenir maximale pour un angle de 55°. La résistance à l'éclatement la plus élevée a été obtenue à partir d'un angle de fissure en surface de 90° (Figures 1-10 et 1-11).

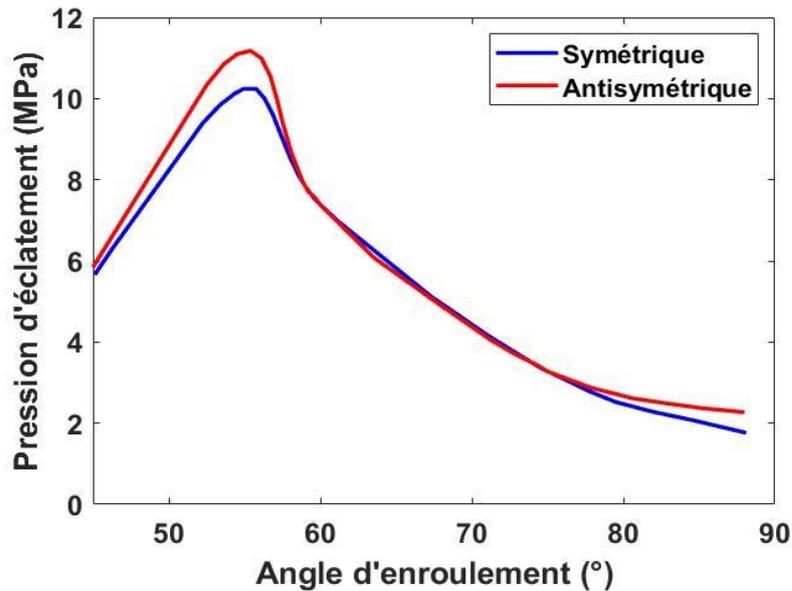


Figure 1-10: Variation de la pression d'éclatement avec augmentation de l'angle d'enroulement pour un seul pli [29].

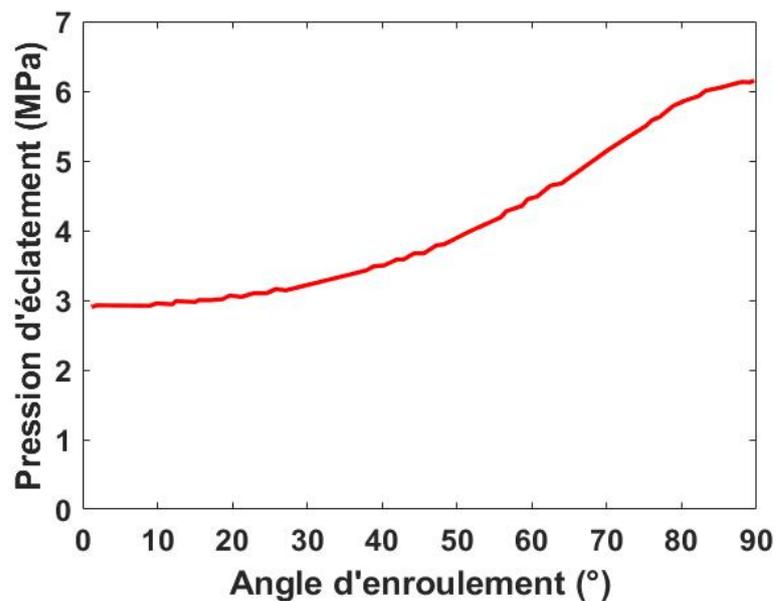


Figure 1-11: Résultats expérimentaux de la pression d'éclatement avec un angle d'enroulement croissant pour les éprouvettes [29].

Les chercheurs ont développé des modèles numériques pour reproduire le comportement de la structure composite tubulaire observé lors des essais expérimentaux en intégrant l'effet du nombre de plis, la symétrie et les critères de rupture. En procédant à une étude comparative, la pression de rupture est en accord avec la pression d'éclatement expérimentale des tubes composites. En revanche, les modèles développés restent limités, car l'utilisation de la méthode des éléments finis permettra le découplage entre les différents mécanismes d'endommagement,

et ce qui nous éloigne de la réalité qu'on observe sur les éprouvettes avec les tests expérimentaux, par exemple le mécanisme de délaminage n'a pas été pris en compte sachant que ce dernier est considéré comme un mode d'endommagement majeur, puisqu'il réduit considérablement la résistance en compression. C'est pourquoi la bonne prévision de délaminage est une priorité pour les numériciens. Toutefois, le critère de ruptures employé (Tsai-Wu) conduit à une pression d'échec la plus précise parmi tous les critères utilisés sans prise en compte des contraintes hors plan. D'autres part, certains chercheurs ont étudié l'éclatement des tubes composites après l'endommagement. Comme nous l'avons vu, de nombreux travaux de recherche ont été menés pour caractériser les performances mécaniques des tubes en matériaux composites sous l'effet d'éclatement sous différents points de vue. Certains aspects importants et difficiles doivent encore être mieux compris et discutés, des modèles numériques innovant doivent être développés avec l'implémentation de différents paramètres identifiés par des tests expérimentaux, afin d'analyser et de prédire l'endommagement d'une façon plus précise.

1.3 Impact sur composites

Au cours des dernières décennies, les composites à enroulement filamentaire (à base de fibres de carbone et des fibres de verre) ont progressivement remplacé le métal pour les structures tubulaires dans les applications de pointe. L'utilisation croissante des composites, associée à la conception complexe de ces matériaux, augmente la demande d'outils spécialisés capables de simuler le comportement structurel de ces composants, réduisant ainsi la nécessité d'essais coûteux. La capacité de la conception des tubes à résister à des charges autres que la pression interne doit être démontrée par une série d'essais expérimentaux d'impact. Il s'agit de l'une des exigences de conception les plus sévères qui doivent être remplies pour leur commercialisation. Dans ce scénario, la disponibilité d'outils numériques capables de simuler correctement l'événement d'impact peut réduire les coûts de la campagne expérimentale pendant la phase de conception. De plus, les structures tubulaires peuvent être optimisées numériquement afin de répondre aux mêmes exigences de sécurité mais en réduisant le coût de production (bénéfice élevé compte tenu du nombre d'unités produites). L'effet de l'impact sur les structures réalisées par enroulement filamentaire n'est pas encore bien compris et, plus encore, sa simulation numérique est extrêmement compliquée.

Dans la littérature, on trouve des investigations sur les tubes en matériaux composites soumis à des sollicitations de type impact qui traitent de nombreux paramètres qui influent sur la réponse dynamique. Plusieurs séries d'essais expérimentaux et d'hypothèses différenciant le

grand nombre de modèles disponibles pour le calcul sur le processus d'impact ont été décrites. Citons les investigations récentes dans le domaine de recherche. Gning et al. [1] ont effectué une série de test sur les éprouvettes fabriqués par le procédé de l'enroulement filamentaire avec un diamètre de 55 mm et un angle d'enroulement de $\pm 55^\circ$. La propagation des dommages a été analysée en détail à l'aide des techniques de contrôle non destructif (les ondes ultrasoniques et la technique de pénétration d'un colorant). L'influence de la pression d'éclatement sur la rupture à l'impact a été évaluée par des essais d'implosion, ce qui implique une diminution de la pression d'éclatement avec une augmentation de l'énergie d'impact. Tarfaoui et al. [3] ont étudié l'influence des échelles et de la taille sur la défaillance et la réponse dynamique des tubes en matériaux composites. Ils ont constaté que les paramètres de fabrication affectaient dans une large mesure la réponse dynamique. La nature des dommages associés à la charge statique et dynamique a été examinée, les résultats ont montré que la profondeur de pénétration, la force et la durée de contact sont tous liés à la taille des éprouvettes. Farhood et al. [30] ont mené des expériences sur les effets de l'hybridation sur la résistance à la compression des tubes hybrides renforcés par des fibres de carbones et de verre réalisés par enroulement filamentaire. Pour les deux cas, avant et après l'impact, des fortes fluctuations dans les courbes de la force de contact ont été observées et du déplacement avec une réponse à l'impact caractéristique de la présence d'une grande sévérité des dommages sur les échantillons, principalement en raison de l'énergie d'impact élevée et de l'absence de pression interne sur les échantillons testés. Gemi et al. [26] ont étudié la réponse à un impact à faible vitesse lorsque le tube est soumis à une pression interne. Il s'avère que l'augmentation de la pression interne génère des dommages progressifs. Les effets de l'hybridation et de la séquence d'empilement dans diverses études ont été rapportés par Mahdi et al. [31]. Shi et al. [32] ont proposé un modèle d'évolution des dommages pour prédire différents scénarios dans une plaque circulaire soumise à un impact à faible vitesse. Les données expérimentales confrontées au modèle numérique montrent un bon accord. Avec les mêmes données, Zhou et al. [33] ont utilisé un autre modèle éléments finis 3D basé sur un modèle de dommages progressifs modifié pour évaluer la réponse dynamique et l'apparition de dommages dans des stratifiés composites soumis à un impact à faible vitesse. Les deux méthodes permettent de montrer un bon accord avec les résultats expérimentaux. Dans un autre travail basé sur les premiers résultats expérimentaux, Zhou et al. [34] ont simulé des impacts répétés sur la même plaque circulaire pour analyser l'accumulation des dommages.

La procédure complète de caractérisation des tubes en matériaux composites à enroulement filamentaire est présentée par Perilo et al. [35]. Deux typologies différentes de composites ont été utilisées afin d'évaluer la performance de la méthodologie de test développée. Les

éprouvettes sous forme tubulaire ont été produites avec du verre/vinylester et du carbone/époxy si bien que la majorité des structures utilisées dans différents secteurs sont fabriquées par ce types de fibres. La procédure complète de caractérisation a été rapportée. Les différentes techniques d'essai ont été analysées et une description détaillée de la méthode utilisée a été présentée. Les résultats obtenus ont clairement montré la nécessité d'évaluer les propriétés du matériau sur la structure tubulaire réelle. En effet, la méthode d'essai classique sur les plaques composites n'est plus utile pour évaluer les propriétés réelles. Des structures tubulaires fabriquées par le procédé d'enroulement filamentaire doivent être utilisées pour définir les propriétés dont on a besoin dans les modèles numériques. Après la caractérisation, Perilo et al. [36] ont testé des réservoirs fabriqués par le procédé d'enroulement filamentaire. Les cuves ont été produites avec un revêtement interne en polyéthylène recouvert de fibre de verre E et d'une résine de vinylester, Figure 1-12. Les éprouvettes ont été testées sous quatre énergies d'impact 20 j, 40 j, 60 j et 80 j. Les résultats, sous forme d'énergie absorbée, force de contact et le déplacement de l'impacteur, ont été discutés en détails. Un modèle numérique réalisé avec des éléments finis 3D a été utilisé pour simuler les impacts. Il est basé sur l'utilisation combinée de modèles de dommages interlaminaires et intralaminaires. Les critères de défaillance de Puck et Hashin ont été utilisés pour évaluer les dommages intralaminaires (fissuration de la matrice et rupture des fibres). La théorie de la zone cohésive, au moyen d'éléments cohésifs, a été utilisée pour modéliser l'apparition et la propagation du délaminage. Les critères de rupture et le modèle de dégradation développé ont été codés et implémentés dans le code commercial Abaqus pour prédire les mécanismes d'endommagement induit par l'impact. La Figure 1-13 montre la fissuration matricielle et les délaminages obtenues numériquement. En général, le modèle numérique a réussi à reproduire les mécanismes d'endommagement (Figure 1-13). Les auteurs ont justifié la différence entre les résultats numériques et expérimentaux par le fait que les propriétés utilisées ne représentent pas les propriétés réelles des matériaux et que la complexité de la géométrie avec plusieurs constituants a entraîné la diminution de la précision du modèle. D'autre part, le principe de la mécanique d'endommagement continue n'a pas été implémenté car, de nos jours, ce dernier représente le principe le plus utilisée pour modéliser les mécanismes d'endommagement due à des chargements appliqués.

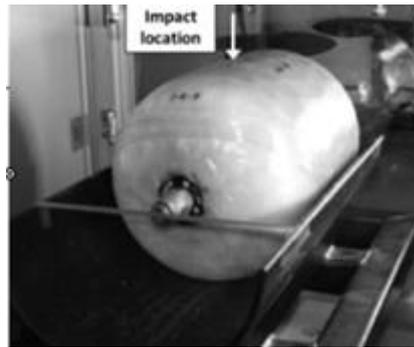


Figure 1-12: Test d'impact sur la section cylindrique d'un réservoir [36]

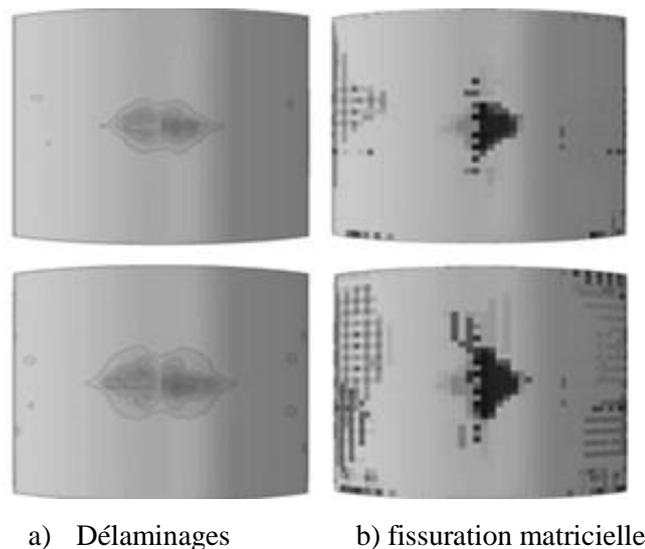


Figure 1-13: Endommagements numériques sur la section centrale d'un réservoir sous impact [36].

Wu et al. [37] ont mené une investigation portée sur le comportement à l'impact d'un cylindre composite enveloppé de fibres de carbone soumis à l'impact avec différentes formes de projectile. La morphologie des cylindres et les mécanismes de l'endommagement ont été analysés expérimentalement. Les processus d'endommagement et les énergies absorbées par les cylindres après l'impact ont été présentés. Un modèle éléments finis a été développé pour la confrontation avec les résultats expérimentaux. Les résultats numériques étaient raisonnablement en accord avec les tests pour l'historique de la force de contact et du déplacement et la prise en compte de la pression interne a été discutés. Le modèle présenté n'a pas réussi à reproduire l'endommagement intralaminaire avec l'utilisation des éléments Shell, de plus l'endommagement interlaminaire n'était pas pris en considération. Les mêmes tests ont été répétés avec l'augmentation de l'énergie d'impact pour prédire la perforation. Wu et al. [38] ont présenté une étude sans la prise en compte du délaminage (Figure 1-14). Donc, jusqu'à

aujourd'hui, peu de chercheurs ont réussi à simuler les mécanismes couplés dans les structures tubulaires ou les réservoirs fabriqués par le procédé d'enroulement filamentaire. Reproduire l'ensemble des mécanismes d'endommagement observés dans les tests expérimentaux est une tâche très complexe, la majorité des investigations ont été rapporté sans la prédiction de ces dommages inter et interlaminaire, ce qui minimise la fidélité des modèles numériques et entraîne une perte de confiance des autorités pour la certification de ce type de structures.

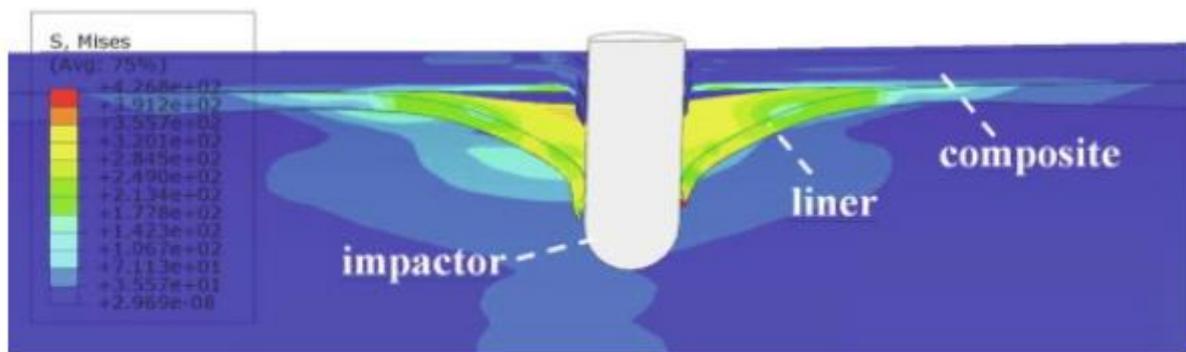


Figure 1-14: Mécanismes d'endommagement observé lors d'un test numérique d'impact [40]

1.4 Impact accidentelle sur les structures composites

Pendant la durée de vie d'une structure, on peut s'attendre à ce que des impacts des objets externes se produisent. Un exemple d'impact en service se produit pendant les décollages et les atterrissages des avions. Pendant le processus de fabrication ou pendant la maintenance, les outils peuvent impacter la structure ; dans ce cas, l'énergie d'impact est faible. Les structures en matériaux composites sont plus susceptibles d'être endommagées par un impact qu'une structure métallique similaire. Les dommages causés par l'impact des structures composites ne peuvent souvent pas être détectés par des moyens visuels. Ces dommages internes peuvent entraîner de graves dégâts comme par exemple la chute de la résistance. Par conséquent, les effets de l'impact accidentelle sur les structures composites doivent être compris, et des mesures appropriées doivent être prises dans le processus de conception pour tenir compte de ces événements. Les effets de l'impact sur les performances mécaniques ont contribué à limiter l'utilisation des matériaux composites. Pour ces raisons, le problème du phénomène d'impact sous ses différentes natures a fait l'objet d'une attention particulière dans la littérature. La compréhension du processus d'initiation et de développement des dommages dus aux impacts et l'identification des paramètres sont importants pour la formulation de modèles numériques des dommages pour la conception de structures résistantes aux chocs et pour le développement

de matériaux innovants. Pour décrire le comportement de la cible dans des conditions d'un impact, un aspect important d'un modèle de prédiction de la dynamique Explicite est la précision de calcul. Pour certains cas simples, la charge structurelle peut être modélisée par un simple système de masse-ressort ou par l'utilisation du système quasi-statique en considérant le bilan énergétique d'un système. Mais en général, les systèmes sont plus complexes. Les théories de poutre, de plaque ou de coque ou solide sont nécessaires pour modéliser la structure 2D et 3D avec l'utilisation des modèles élasto-plastiques (voir Chapitres 3, 4 et 5).

1.4.1 Impact basse vitesse

La vitesse de l'impacteur est considérée comme le critère le plus fiable pour catégoriser le phénomène d'impact [4]. Les impacts à faible vitesse peuvent être définis comme des événements qui peuvent se produire dans la plage de 1 à 10 m/s selon la rigidité de la cible, les propriétés des matériaux et la masse et la rigidité du projectile [39]. Un impact à faible vitesse peut se produire en service ou pendant les activités de maintenance et peut être considéré comme l'une des charges les plus dangereuses sur les stratifiés composites car il peut affecter leurs performances. L'utilisation des poids de chute (masse tombante) est devenue la norme. Une unité de test d'impact de chute de poids permet de simuler une grande variété de conditions réelles d'impact et recueille des données détaillées sur les performances [40]. L'un des avantages du système de chute est que le plus grand nombre de géométries peuvent être examinées, ce qui permet de tester des composants plus complexes.

1.4.2 Impact grande vitesse

Pendant le vol, le décollage et l'atterrissage, les structures et équipements de l'aéronef, tels que les ailes, le bord d'attaque de l'aile sont exposés à des charges d'impact à grande vitesse. L'une des principales causes est la collision avec des oiseaux, en raison de leur forte probabilité d'occurrence et de leurs conséquences [41]. Lorsqu'un oiseau heurte un avion, les vitesses relatives entre les deux objets est si élevée que la structure peut subir des dommages et une défaillance instantanée. Cette situation peut être simulée par des essais d'impact à grande vitesse. Les essais d'impact à grande vitesse fournissent des dommages plus sévères qui pourraient conduire à la rupture immédiate du matériau. Diverses applications exigent une capacité de survie structurelle contre l'impact à grande vitesse de pièces de moteur, d'aubes de turbine et d'autres débris [42]. Il est important que ces matériaux soient très résistants à la pénétration des projectiles à grande vitesse. Tout d'abord, il est important de comprendre les

termes liés aux essais d'impact à grande vitesse. Les essais d'impact à grande vitesse signifient la collision entre deux ou plusieurs corps. Le projectile est un terme qui désigne tout objet qui est lancé avec une certaine vitesse. La cible est le terme utilisé pour désigner tout objet fixe ou mobile qui peut être frappé par le projectile. Au début des années 1950, la technologie des canons à gaz légers n'avait pas encore atteint des vitesses intéressantes, mais le potentiel théorique des canons à gaz et leur position en tant que lanceurs les plus rapides disponibles ont permis aux laboratoires gouvernementaux des États-Unis et d'Europe, ainsi que par quelques entreprises commerciales impliquées dans des activités de défense de lancer plusieurs activités de recherche et des campagnes d'essais [43]. Ces travaux de recherche ont permis d'étudier la pénétration et la perforation de stratifiés en polymères renforcés de fibres (PRF) à l'aide de projectiles de face plate, à extrémité hémisphérique, à pointe conique et à nez tronconique lors d'un impact à grande vitesse [44]. D'après les études antérieures, la plupart des essais d'impact ont porté sur des stratifiés minces, dont l'épaisseur ne dépassait pas 2 ou 3 mm. On cite Aslan et al. [45] et Raju et al. [46] qui ont étudié les essais d'impact à grande vitesse sur des stratifiés épais.

1.4.3 Facteurs influençant sur les caractéristiques d'impact

Cette section traite des paramètres qui affectent les performances des matériaux composites lors d'essais d'impact à basse vitesse et à grande vitesse. Les paramètres les plus importants affectant la capacité balistique d'une plaque cible semblent être le projectile (taille, forme, densité et dureté), la plaque cible (dureté/résistance, ductilité, microstructure et épaisseur) et les conditions d'impact (la vitesse d'impact, l'angle d'attaque et l'attitude du projectile). Plusieurs paramètres, tels que le rapport entre l'épaisseur de la cible et le diamètre du projectile, la forme du nez du projectile et les matériaux utilisés, sont connus pour affecter les mécanismes de pénétration.

1.4.3.1 Effet des propriétés des matériaux

Naik et al. [47] ont étudié le comportement à l'impact balistique d'un tissu bidimensionnel composé de fibres de verre E noyées dans une résine époxy à armure unie et d'un composite carbone-T300/époxy à armure serpentine. D'après les résultats, la limite balistique est plus élevée pour le verre-E/époxy que pour le carbone-T300/époxy.

1.4.3.2 Effet de l'épaisseur de l'éprouvette

La plupart des études de recherche ont porté sur l'effet de l'épaisseur sur les essais d'impact à basse et grande vitesse d'une structure composite, car c'est un facteur important dans l'obtention de la réponse à l'impact. Dans le scénario d'impact à grande vitesse, les composites épais se comportent différemment des composites minces [48]. Au début des années 80, Shen et al. [49] ont réalisé une étude sur les essais d'impact de stratifiés (CFRP) de différentes épaisseurs et ont découvert que les changements d'épaisseur affectaient le mode de rupture du stratifié. Pour les cibles épaisses, les dommages étaient dus aux fortes contraintes de contact générées par le projectile. Gellert et al. [50] ont constaté que l'absorption d'énergie dans les cibles minces en PRV est largement indépendante de la géométrie du nez du projectile. Shaktivesh et al. [51] ont étudié l'effet de l'épaisseur les résultats obtenues montrent que la somme de l'énergie absorbée par différents mécanismes conduit à une tendance croissante, presque constante puis croissante pour la vitesse limite balistique lorsque l'épaisseur de la cible augmente.

1.4.3.3 Effet de la vitesse du projectile

Pour les essais d'impact à grande vitesse, les vitesses des projectiles dépendent de la pression du canon à gaz. Cependant, pour les essais d'impact à faible vitesse, la vitesse de la masse tombante dépend de la hauteur du puits de chute. Lesard et al. [52] ont étudié l'effet de l'énergie d'impact sur quatre plaques composites renforcées de fibres différentes. Ils ont découvert que les plaques en polymère renforcées de fibres de carbone présentent les meilleures performances structurelles en cas d'impact à faible vitesse, et que pour les impacts à grande vitesse, un composite hybride contenant des fibres de carbone et de verre présente les meilleures performances structurelles. Pour les charges d'impact à faible vitesse, la magnitude de la vitesse d'impact influence la force de contact et la déflexion de la structure sandwich. Lee et al. [53] ont montré que la force maximale augmentait avec la vitesse de l'impacteur. Dans les impacts balistiques (contact court entre l'impacteur et la cible), les dommages sont localisés et clairement visibles par inspection externe, tandis qu'un impact à faible vitesse implique un long temps de contact entre l'impacteur et la cible, ce qui produit une déformation globale de la structure avec des dommages internes non détectés à des points éloignés de la région de contact [54].

1.4.3.4 Effet de la forme et de la masse du projectile

Dans le cadre d'un scénario d'impact à grande vitesse, les formes de projectiles utilisées sont les suivantes : émoussé, conique, hémisphérique, conique et ogive (Figure 1-15). Pour l'essai d'impact à faible vitesse, les formes d'impacteur/de percuteur utilisées sont les suivantes : émoussé, conique et hémisphérique. Des études reportées dans la littérature montrent que l'effet du nez du projectile sur les plaques cibles varie en fonction de divers paramètres tels que l'épaisseur de la plaque cible, la vitesse d'impact du projectile, le rapport entre l'épaisseur de la cible et le diamètre du projectile et l'angle ou le rayon du nez des projectiles. Différents chercheurs ont fait varier différents paramètres pour étudier l'effet de la forme du nez du projectile sur les plaques cibles. Cependant, une étude systématique de l'influence de la forme du nez du projectile, de l'épaisseur de la plaque cible et de la vitesse d'impact du projectile sur le comportement des plaques d'aluminium reste nécessaire. Corran et al. [55] ont montré que l'énergie critique d'impact dépend du rayon du nez du projectile. Mitrevski et al. [56], [60] ont étudié l'effet de la forme de l'impacteur sur les performances d'impact de la masse tombante de composites carbone/époxy tissés minces. Ils ont conclu que l'éprouvette impactée par la forme conique absorbe plus d'énergie [57], [58].

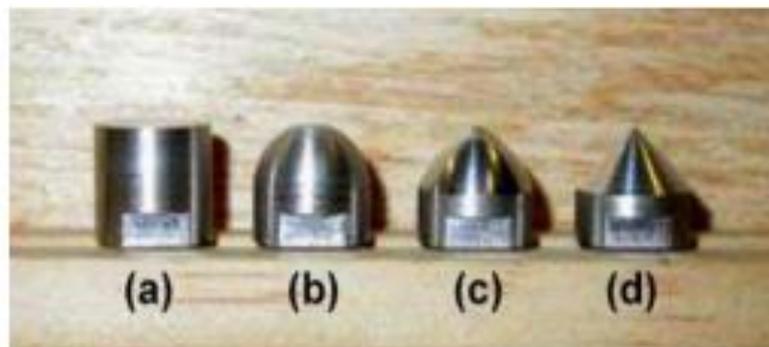


Figure 1-15: Formes d'impacteur testées dans les travaux de Mitrevski et al. [56]

La Figure 1-16 montre que l'impacteur hémisphérique provoque des dommages localisés sur toute l'épaisseur de la plaque composite. Ces dommages intralaminaires de part en part de l'épaisseur augmentent régulièrement en étendue vers la face arrière de l'éprouvette. En revanche, pour la forme plate, les dommages intralaminaires sont très concentrés sur la face arrière de l'éprouvette et s'étendent sous la zone d'impact [59].

En conclusion chaque forme d'impacteur produit une réponse dynamique et des mécanismes d'endommagement différents et certainement que le changement de masse affecte aussi l'énergie d'impact appliquée et c'est ce que fait l'objet du chapitre 5.

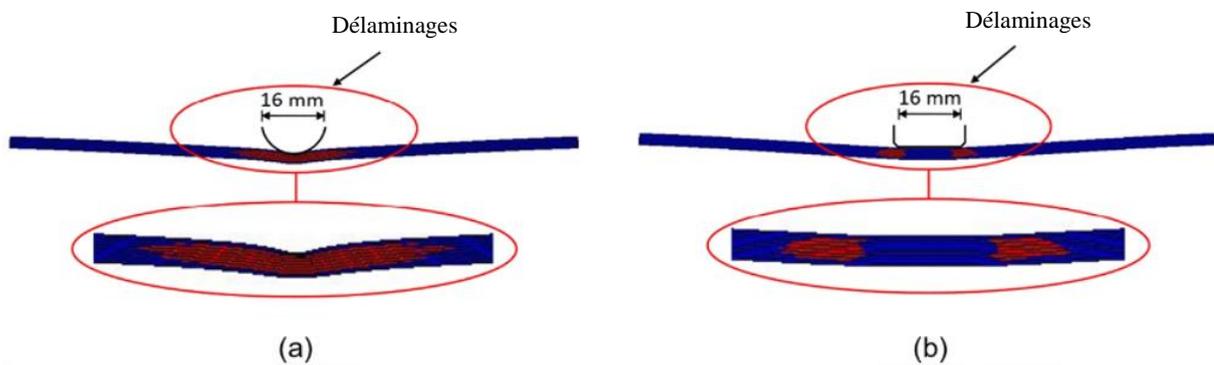


Figure1-16: Dommages interlaminaires, au déplacement maximum, obtenus à partir des simulations, avec la région centrale agrandie pour un (a) impacteur hémisphérique (b) impacteur plat [59].

1.4.4 Mécanismes d'endommagement lors d'un impact à faible vitesse et à faible énergie

L'hétérogénéité et la nature anisotrope des matériaux composites impliquent de nombreuses formes de dégradations comme : la fissuration de la matrice, le délaminage et la rupture des fibres qui représente les modes d'endommagement les plus courant dans les structures composites [60]. Ces modes peuvent se développer à l'intérieur, dans l'épaisseur du matériau, sans que l'on discerne la face impactée. Chaque mécanisme de rupture absorbe une certaine proportion de l'énergie et est responsable de la chute de l'énergie, puis de la décélération du projectile. La forme typique des dommages internes causés par un impact sur des composites stratifiés est conique dans l'épaisseur, la zone endommagée s'étendant de l'avant vers l'arrière, comme le montre les Figures 1-17 et 1-18. La dégradation commence par la fissure de la matrice, qui se divise en deux types : les fissures de traction et les fissures de cisaillement.

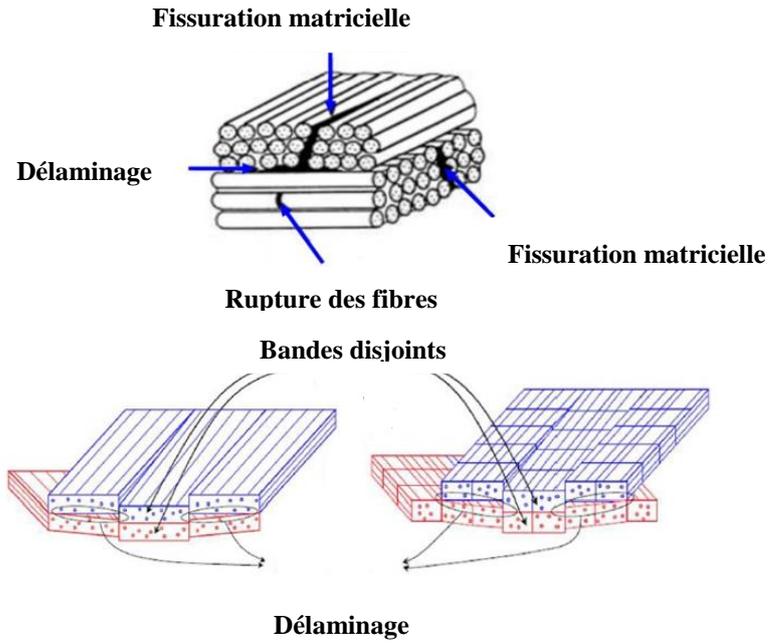


Figure 1-17: Représentation schématique des modes de dommages typiques des stratifiés composites, [61].

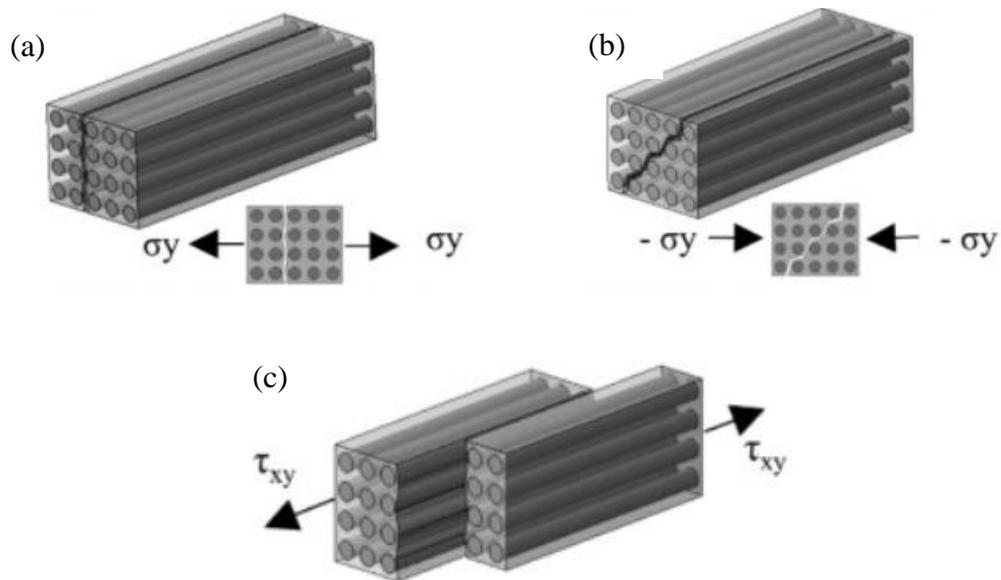


Figure 1-18: Endommagement intralaminare (a) fissure de la matrice en tension, (b) fissure de la matrice en compression (c) fissure de la matrice en cisaillement [62].

1.4.5 Description des modes de rupture suite à un impact

Les comportements et les dommages causés par un impact dépendent de nombreux paramètres tels que la forme, la vitesse et l'énergie du projectile /de l'impacteur, les conditions aux limites et la séquence d'empilement [63]. En outre, les structures composites renforcées de

fibres présentent divers modes de dommages tels que la rupture des fibres, la fissuration matricielle et le délaminage. Ces différents modes de dommages apparaissent ensemble sous l'action d'un impact [64]. La réponse des stratifiés a des chargements de type impact est importante. Lors d'un impact, des dommages internes peuvent se développer dans les stratifiés composites et peuvent s'étendre autour de la zone d'impact [65], réduisant la rigidité et la résistance du composite. La plupart de l'énergie cinétique du projectile est dépensée dans la déformation de la structure cible avant la perforation en raison de la meilleure rigidité à la flexion des structures cible.

1.4.5.1 Fissuration de la matrice

La fissuration matricielle est le premier type de dommage, généralement causée par un impact à faible vitesse et se produit parallèlement aux fibres en raison de la tension, de la compression et du cisaillement. La fissuration par cisaillement (inclinaison de 45°) et la fissuration par flexion (inclinaison verticale) sont des exemples de fissuration matricielle, Figure 1-19. Il s'agit des premiers dommages qui affectent la structure mais qui ne sont pas visibles à l'œil nu. La réponse à l'impact de la structure n'est pas affectée par la fissuration matricielle [24] qui peut diminuer les propriétés de cisaillement interlaminaire et de résistance à la compression sur la résine ou l'interface fibre/résine. La microfissuration peut avoir un effet très négatif sur les propriétés d'une résine à haute température [66].

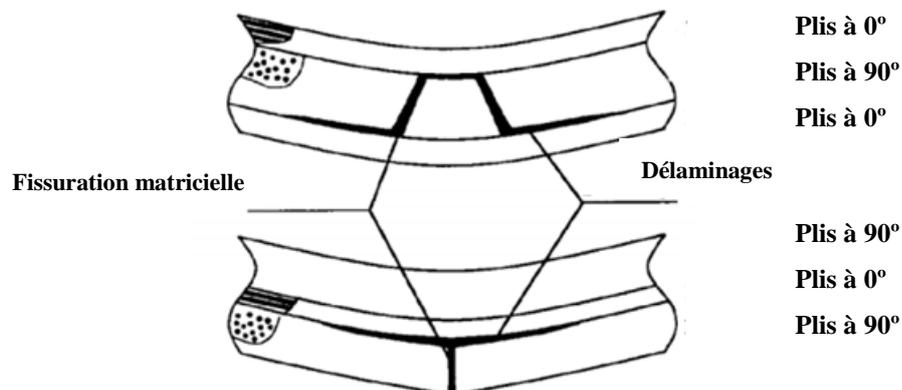


Figure 1-19: Scénario d'endommagement matriciel et interlaminaire lors d'un impact basse vitesse par un rouleau. En haut, la fissuration matricielle est amorcée par le cisaillement dans l'épaisseur du stratifié. En bas, la fissuration matricielle est amorcée par la traction liée à la flexion du stratifié [67].

1.4.5.2 Délaminage

Lors d'un impact à faible vitesse, le mécanisme de dommage le plus critique dans les composites est le délaminage, Figure 1-19. Des délaminages se forment entre les couches du stratifié. Ils peuvent être provoqués par des fissures de la matrice lorsque le seuil d'énergie est atteint ou par un impact à faible énergie. Le délaminage peut réduire considérablement la résistance à la compression du stratifié après l'impact [1], [68]. Les fissures de flexion et les fissures de cisaillement sont également responsables du mécanisme de délaminage. Les délaminages sont fréquemment générés dans les stratifiés composites en raison d'impacts hors plan, et de nombreuses campagnes expérimentales et études analytiques sur les dommages causés par des impacts à faible vitesse ont été menées en supposant des chutes d'outils [3], [69], [70], [68].

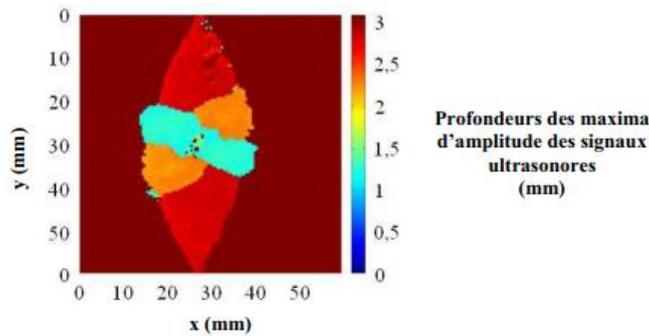


Figure 1-20: Radiographie et superposition de la zone de délaminage prédite numériquement [32].

1.4.5.3 Rupture des fibres

L'arrachement et la rupture des fibres sont les modes les plus fréquents lors des essais de choc à faible vitesse et notamment à grande vitesse [72]. La rupture des fibres se produit en raison du champ de contrainte élevé et des effets d'indentation. Le projectile induit une force de cisaillement et des contraintes de flexion élevées dans la partie non impactée de l'éprouvette. La rupture des fibres est située au voisinage de la fissuration matricielle lorsqu'elle est importante. La rupture de fibres est un dommage précurseur de la ruine de la structure par pénétration de projectile/impacteur, Figure 1-21.

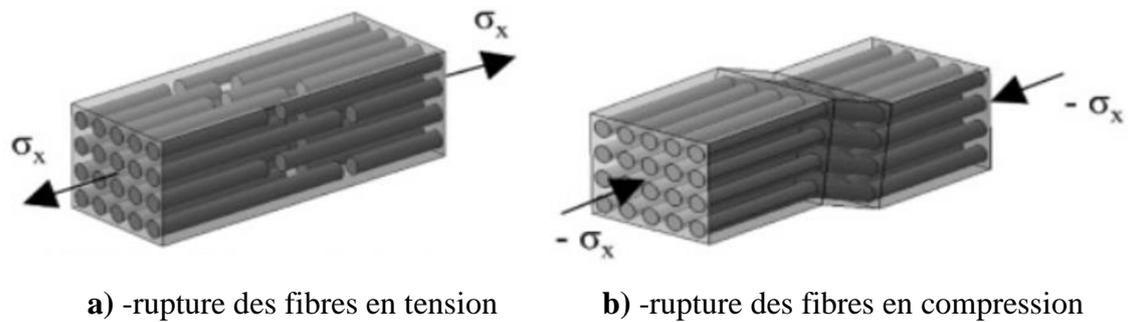
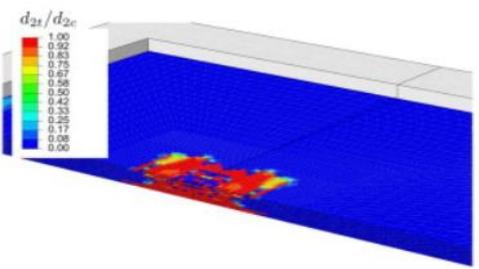
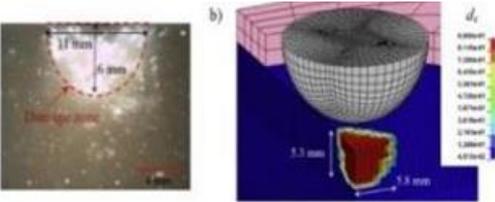
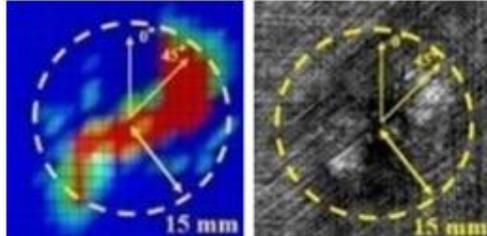
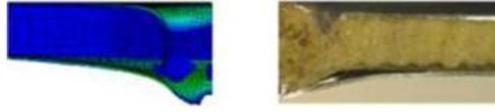


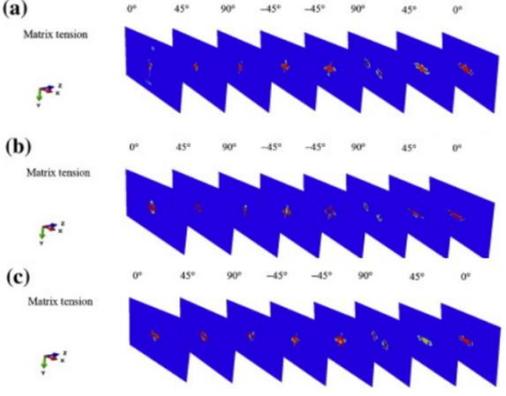
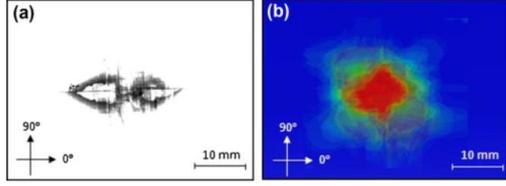
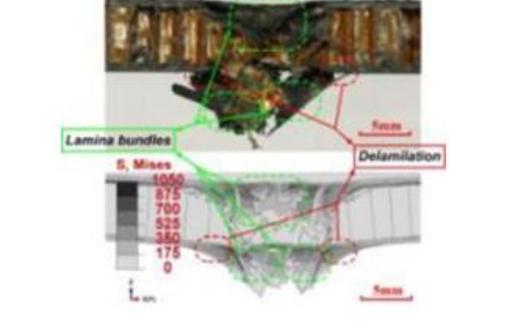
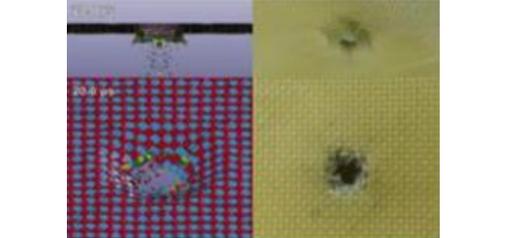
Figure 1-21: Rupture des fibres [62]

1.4.6 Discussion sur les codes utilisés avec implémentation

Pour effectuer l'analyse par éléments finis, différents codes commerciaux ont été utilisés, tels que ABAQUS, LS-Dyna, entre autres. Ils sont utilisés dans le but de simuler l'impact à faible vitesse afin de prédire le comportement du composite. Dans ce qui suit, nous allons essayer de résumer quelques travaux qui utilisent ces codes dans leur modèle avec l'implémentation de lois de comportement ou de critères. Dans de nombreux travaux, des chercheurs parlent de l'implémentation de modèle dans les codes commerciaux d'éléments finis ABAQUS/Explicite ou ABAQUS/Standard par le biais des sous-programmes utilisateur VUMAT ou UMAT. Zhang et al. [71] ont modélisé leur problématique via une VUMAT d'ABAQUS/Explicite avec les éléments cohésifs pour modéliser les dommages interlaminaires et les critères de Hashin pour l'intra-laminaire. Les résultats numériques obtenus ont été validés par des données expérimentales en termes de courbes énergie-temps, force-temps et force-déplacement, ce qui permet de vérifier l'efficacité du modèle éléments finis proposé. De même, de nombreux auteurs mettent en œuvre les dommages interlaminaires et intralaminaires dans le même ensemble illustré précédemment tels que Pettermann et al.[72], Singh et al.[73], Liu et al. [59] avec seulement la validation de leurs résultats qui changent d'un auteur à l'autre. Par exemple, Feng et al. [74] et Shi et al. [32] valident leurs résultats par une technique non destructive de radiographie aux rayons X. Long et al. [75] et Lou et al. [76] utilisent une autre technique non destructive, l'échographie, pour valider leurs résultats. Li et al. [77] ont comparé les résultats numériques avec ceux des techniques non destructives que sont la radiographie et l'échographie, et ont trouvé un bon accord. Topac et al. [78] ont validé le modèle numérique en utilisant les observations expérimentales en temps réel. Et puis Pagliarulo et al. [79] ont comparé différentes techniques non destructives (ultrasons, thermographie et holographie) avec une simulation théorique du délaminage attendu. La technique destructive (DT) a été utilisée

pour confirmer les résultats. Hasson et al. [86], [87], [88], [89] ont développé des modèles numériques pour analyser la réponse dynamique des panneaux sandwichs en composites sous des charges hydrodynamiques dues au slamming. Enfin, de nombreux travaux ont été réalisés dans le cadre de la simulation numérique effectuée sur plusieurs types de matériaux à l'aide de codes différents. Ainsi, certaines de ces différentes études sont présentées dans le Tableau 1-1.

Auteurs	Modèle	Codes	Matériaux	Régime d'impact	Résultats
Sin et Mahajan [73]	-Hashin -CZM	Abaqus/ Explicit	Graphite/époxy Stratifié : [0 ₂ /90 ₂ /0 ₂ /90 ₂ /0 ₂] _s	Basse vitesse	 Endommagement de la matrice en tension à 20J
Morada et al. [80] [18]	-CDM -CZM	LS-Dyna	Sandwich : ATH/époxy	Basse vitesse	 Zone endommagée à 40J: (a) expérimentale, (b) numérique.
K.-H. Jung et al [81]	-CDM -CZM	LS-Dyna	Fibres de verre Renforcé de polypropylène: [45/0/-45/90] _{2s}	Basse vitesse	 Comparaison de dommages interlaminaires (délaminage): numérique (LS- Dyna) Vs Essais
Asaee et Taheri [82]	-Hashin -CZM	Abaqus/ Explicite	Tissu 3D Fibre de verre (3DFGF)	Basse vitesse	 Comparaison de l'endommagement à travers l'épaisseur Essais/Calcul

Liu et al. [59]	-Puck, Hashin et Chang– Chang -CZM	Abaqus/ Explicite	Stratifié composite : [02/452/902/- 452]s [902/02/-452/- 452]s	Basse vitesse	 <p>Matrice en tension (a) Puck, (b) Hashin et (c) Chang–Chang</p>
Shi et al[59]	-Hashin -Puck	Abaqus /Explicite	Stratifié Composite	Basse vitesse	 <p>Endommagement induit par l'impact</p>
Chen et al. [77]	-Hashin -CZM	Abaqus /Explicit	Sandwich avec une mousse nide	Basse vitesse	 <p>Comparaison des dommages confrontation Essais/calcul</p>
Park et al. [83]	Yarn	Abaqus /Explicit	STF imprégné Tissu de Kevlar	Grande vitesse	 <p>Comparaison des formations de trous de pénétration d'impact entre les résultats numériques et expérimentaux pour les FST à 5 couches de Kevlar imprégné</p>

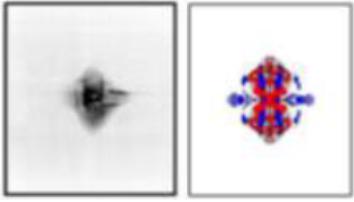
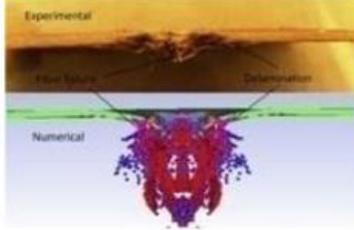
<p>Higuchi et al. [84]</p>	<p>-Hashin -CDM</p>	<p>LS-Dyna</p>	<p>Stratifié Composite PRC [0/90]4s</p>	<p>Grande vitesse</p>	<p>Expérimentale Numérique</p>  <p>Comparaison entre l'expérience et les dommages internes prévus de l'interface</p> <p>2/3</p>
<p>Ansari et al. [85]</p>	<p>Hashin</p>	<p>Autodyn hydro</p>	<p>Stratifié Composite PRC 0/90]4</p>	<p>Balistique</p>	 <p>Dommages dans la plaque cible composite</p>

Tableau 1-1: Études numériques d'impact

Plusieurs études numériques ont été présentées dans cette section. Ces modèles permettent de simuler les états de contrainte et de déformation à l'apparition et à l'évolution des deux catégories de dommages : intralaminaires et interlaminaires. Cette discussion nous a permis de conclure que le critère de Hashin reste le plus utilisé pour la prédiction du critère d'initiation dans les dommages intralaminaires. Les critères de rupture des composites stratifiés ne peuvent être considérés comme un sujet résolu. Ceci nous conduit à l'impossibilité de recommander un critère comme le plus approprié en règle générale. Ainsi, pour la prédiction des dommages interlaminaires, le modèle de la zone cohésive est le plus utilisé. Ensuite, pour le critère de propagation, le critère de Benzeggagh-Kenane (B-K) est le plus utile.

1.5 Bilan

Ce chapitre avait pour but de donner au lecteur des repères bibliographiques, afin de mieux comprendre la complexité des sollicitations statique et dynamique qui affectent le comportement des structures composites tubulaires par une analyse des travaux existant et des résultats que nous avons l'intention d'utiliser comme base de notre travail. On présente dans ce chapitre les différentes réponses à la pression interne ou à l'éclatement et à l'impact à faible et à grande vitesse rencontrées (indentation, pénétration) ainsi que les différents modes de rupture

pouvant survenir surtout dans le cas de chargement dynamique (fissuration matricielle, délaminage et ruptures de fibres).

L'ensemble des modèles analytiques proposés dans la littérature qui analyse les contraintes dans les structures tubulaires se concentrent sur des modèles 2D. C'est pour cette raison que le Chapitre 2 est dédié plus particulièrement à une étude analytique 3D du comportement d'un tube composite et hybride dans des conditions de charge hydrostatique. Le but est de proposer des améliorations par rapport aux modèles existants en terme de la qualité, et finalement à une réduction du coût de calcul. Les expériences ont été conçues pour être compatibles avec la procédure actuellement utilisée par Future Tube Industries (FPI), en utilisant l'ensemble des techniques.

La nature tridimensionnelle complexe de l'impact le rend sensible à un grand nombre de paramètres tels que la vitesse de l'impacteur, la masse de l'impacteur, les conditions aux limites de la cible, la géométrie de la cible ainsi que les propriétés des constituants du stratifié. Une partie de ce chapitre évoque les différentes modélisations avec implémentations disponibles dans la littérature. Dans les modèles basés sur la mécanique de l'endommagement continu, les dommages ne sont pas représentés directement mais par leurs effets sur le comportement du matériau. De plus, la majorité des simulations numériques a recours à des prévisions des dommages d'impact à basse vitesse qui utilise des algorithmes de dynamique explicite, qui permettent de gérer plus facilement les non-linéarités liées au chargement d'impact (géométries, contact...). L'ensemble des modèles utilisé pour simuler l'impact dans les tubes composites sont des modèles découplés sans prise en compte de l'endommagement interlaminaire, pour cela il est nécessaire de contribuer dans ce contexte et de proposer un modèle robuste qui peut simuler fidèlement les événements observés dans l'expérimentale (objet du chapitre 3).

Des modèles adoptés ont été simulés avec des codes commerciaux avec implémentation d'une subroutine (VUMAT), ainsi que des éléments cohésifs pour modéliser le délaminage. Par suite, une étude paramétrique sur l'effet de la forme de l'impacteur sur la réponse dynamique des tubes hybrides et l'influence sur la tolérance et la résistance des dommages par la méthode de flexibilité implémentée dans le code de calcul par éléments finis sera brièvement présentée (Chapitre 4). Bien qu'il existe plusieurs matériaux composites utilisés par les industries des tubes, cependant, l'exploration de ces matériaux appliqués dans les structures tubulaires dans le cadre de la recherche scientifique n'a pas été examinée en profondeur. À partir de l'analyse détaillée de la littérature, il a été observé que l'analyse d'éclatement était principalement étudiée pour les tubes en composite verre/époxy dans différentes conditions. Par conséquent, il existe une possibilité pour la production de tubes composites utilisant d'autres fibres, telles que des

fibres végétales pour certaines applications. Bien que peu de tubes composites hybrides aient fait l'objet d'études d'impact, il reste encore beaucoup à investiguer concernant la production des tubes composites hybrides utilisant diverses combinaisons de fibres et c'est ce qu'il fait l'objet du chapitre 5.

Références

- [1] Gning, P. B., Tarfaoui, M., Collombet, F., Riou, L., & Davies, P. (2005). Damage development in thick composite tubes under impact loading and influence on implosion pressure: experimental observations. *Composites Part B: Engineering*, 36(4), 306-318..
- [2] Kim, J. H., Pierron, F., Wisnom, M. R., & Syed-Muhamad, K. (2007). Identification of the local stiffness reduction of a damaged composite plate using the virtual fields method. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 38(9), 2065-2075..
- [3] Tarfaoui, M., Gning, P. B., Davies, P., & Collombet, F. (2007). Scale and size effects on dynamic response and damage of glass/epoxy tubular structures. *Journal of composite materials*, 41(5), 547-558.
- [4] Cantwell, W. J., & Morton, J. (1991). The impact resistance of composite materials—a review. *composites*, 22(5), 347-362.
- [5] Growth Opportunities in the Global FRP Pipe Market. 2018., n.d.
- [6] Sadaq, S. I., Kumar, V. S., Ahmed, G. S., & Irfan, M. (2015). Experimental investigation and impact analysis of GFRP composite laminates. *Materials Today: Proceedings*, 2(4-5), 2808-2816.
- [7] Cai, Z. B., Chen, Z. Q., Qian, H., Tang, L. C., Zhou, Z. R., & Zhu, M. H. (2017). Impact fretting wear behavior of 304 stainless steel thin-walled tubes under low-velocity. *Tribology International*, 105, 219-228.
- [8] Evans, K. E., & Alderson, K. L. (1992). Low velocity transverse impact of filament-wound pipes: Part 2. Residual properties and correlations with impact damage. *Composite Structures*, 20(1), 47-52..
- [9] Laney, P. (2002). Use of composite pipe materials in the transportation of natural gas. INEEL Field Work Proposal, (4340-70)..
- [10] FRP Pipe Paulin failures and lessons to be learned (2008), pp. 1-40. n.d.
- [11] Strong, A. B. (2008). *Fundamentals of composites manufacturing: materials, methods and applications*. Society of manufacturing engineers..
- [12] ISO 14692–1. Petroleum and natural gas industries – Glass-reinforced plastics (GRP) piping – Part 1: Vocabulary, symbols, applications and materials (2017:), p. 67. n.d.
- [13] Ellul, B., Camilleri, D., Grech, J., & Muscat, M. (2016). Filament wound composite pressure vessels and pipes subject to an internal pressure: an experimental and material characterization study. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 138(6).
- [14] Antaki, G. A. (2003). *Piping and pipeline engineering: design, construction, maintenance, integrity, and repair*. CRC Press. .
- [15] Xia, M., Takayanagi, H., & Kemmochi, K. (2001). Analysis of multi-layered filament-wound composite pipes under internal pressure. *Composite structures*, 53(4), 483-491.
- [16] Xia, M., Takayanagi, H., & Kemmochi, K. (2002). Bending behavior of filament-wound fiber-reinforced sandwich pipes. *Composite structures*, 56(2), 201-210..

- [17] Xia, M., Takayanagi, H., & Kemmochi, K. (2001). Analysis of transverse loading for laminated cylindrical pipes. *Composite Structures*, 53(3), 279-285..
- [18] Guedes, R. M. (2006). Stress analysis of transverse loading for laminated cylindrical composite pipes: An approximated 2-D elasticity solution. *Composites science and technology*, 66(3-4), 427-434.
- [19] Guedes, R. M. (2009). Stress–strain analysis of a cylindrical pipe subjected to a transverse load and large deflections. *Composite structures*, 88(2), 188-194.
- [20] Bakaiyan, H., Hosseini, H., & Ameri, E. (2009). Analysis of multi-layered filament-wound composite pipes under combined internal pressure and thermomechanical loading with thermal variations. *Composite Structures*, 88(4), 532-541..
- [21] Rafiee, R., Fakoor, M., & Hesamsadat, H. (2015). The influence of production inconsistencies on the functional failure of GRP pipes. *Steel and Composite Structures*, 19(6), 1369-1379.
- [22] Du, X. X., Lambert, M. F., Chen, L., Jing Hu, E., & Xi W. Tube burst detection, localization, and quantification using the transient pressure damping method. *J Hydraul Eng* 146(11), 04020077 n.d.
- [23] Hawa A, Abdul Majid MS, Afendi M, Haslan M, Pranesh K, Amin NAM. Burst Strength of Glass Fibre/Epoxy Composite Pipes Subjected to Impact Loading. *Appl Mech Mater* 2015;786:121–5.
- [24] Sjoblom, P. O., Hartness, J. T., & Cordell, T. M. (1988). On low-velocity impact testing of composite materials. *Journal of composite materials*, 22(1), 30-52.
- [25] Tarakçioğlu, N., Gemi, L., & Yapici, A. (2005). Fatigue failure behavior of glass/epoxy±55 filament wound pipes under internal pressure. *Composites science and technology*, 65(3-4), 703-708..
- [26] Gemi, L., Kara, M., & Avci, A. (2016). Low velocity impact response of prestressed functionally graded hybrid pipes. *Composites Part B: Engineering*, 106, 154-163.
- [27] Roy AK, Tsai SW. *Design of Thick Composite Cylinders*. 1988.
- [28] Martins, L. A., Bastian, F. L., & Netto, T. A. (2012). Structural and functional failure pressure of filament wound composite tubes. *Materials & Design (1980-2015)*, 36, 779-787..
- [29] Onder, A., Sayman, O., Dogan, T., & Tarakcioglu, N. (2009). Burst failure load of composite pressure vessels. *Composite structures*, 89(1), 159-166..
- [30] Farhood NH, Karuppanan S, Ya HH OM. Effects of Carbon Fiber Hybridization on the Compressive Strength of Glass-Carbon/Epoxy Hybrid Composite Tubes before and after Low Velocity Impact. *Key Eng Mater* 2019;796:30-7.
- [31] Mahdi, E., Hamouda, A. M. S., Sahari, B. B., & Khalid, Y. A. (2003). Effect of hybridisation on crushing behaviour of carbon/glass fibre/epoxy circular–cylindrical shells. *Journal of Materials Processing Technology*, 132(1-3), 49-57.
- [32] Shi, Y., Swait, T., & Soutis, C. (2012). Modelling damage evolution in composite laminates subjected to low velocity impact. *Composite Structures*, 94(9), 2902-2913.
- [33] Zhou, J., Wen, P., & Wang, S. (2019). Finite element analysis of a modified progressive damage model for composite laminates under low-velocity impact. *Composite Structures*, 225, 111113..

- [34] Zhou, J., Wen, P., & Wang, S. (2020). Numerical investigation on the repeated low-velocity impact behavior of composite laminates. *Composites Part B: Engineering*, 185, 107771.
- [35] Perillo, G., Vacher, R., Grytten, F., Sørbø, S., & Delhay, V. (2014). Material characterisation and failure envelope evaluation of filament wound GFRP and CFRP composite tubes. *Polymer testing*, 40, 54-62.
- [36] Perillo, G., Vacher, R., Grytten, F., Sørbø, S., & Delhay, V. (2014). Material characterisation and failure envelope evaluation of filament wound GFRP and CFRP composite tubes. *Polymer testing*, 40, 54-62.
- [37] Wu, Q., Chen, X., Fan, Z., Jiang, Y., & Nie, D. (2017). Experimental and numerical studies of impact on filament-wound composite cylinder. *acta mechanica solida sinica*, 30(5), 540-549.
- [38] Wu, Q., Wang, Q., Ren, S., Zu, L., Zhang, Q., & Zhang, G. (2021). Perforation of carbon fiber-wound composite cylinders struck by hemispherical and conical-nosed impactors. *Composite Structures*, 259, 113455.
- [39] Shivakumar, K. N., Elber, W., & Illg, W. (1985). Prediction of low-velocity impact damage in thin circular laminates. *AIAA journal*, 23(3), 442-449.
- [40] Mathivanan, N. R., & Jerald, J. (2010). Experimental investigation of low-velocity impact characteristics of woven glass fiber epoxy matrix composite laminates of EP3 grade. *Materials & Design*, 31(9), 4553-4560.
- [41] Pernas-Sánchez, J., Pedroche, D. A., Varas, D., López-Puente, J., & Zaera, R. (2012). Numerical modeling of ice behavior under high velocity impacts. *International Journal of Solids and Structures*, 49(14), 1919-1927.
- [42] Sun, C. T., & Potti, S. V. (1996). A simple model to predict residual velocities of thick composite laminates subjected to high velocity impact. *International Journal of Impact Engineering*, 18(3), 339-353.
- [43] Swift HF. *Light-Gas Gun Technology: A Historical Perspective*. n.d.
- [44] Wen, H. M. (2000). Predicting the penetration and perforation of FRP laminates struck normally by projectiles with different nose shapes. *Composite structures*, 49(3), 321-329.
- [45] Aslan, Z., Karakuzu, R., & Okutan, B. (2003). The response of laminated composite plates under low-velocity impact loading. *Composite structures*, 59(1), 119-127.
- [46] Raju, B. B., Liu, D., & Dang, X. (1998). Thickness effects on impact response of composite laminates. *TACOM RESEARCH DEVELOPMENT AND ENGINEERING CENTER WARREN MI*.
- [47] Naik, N. K., & Shirao, P. (2004). Composite structures under ballistic impact. *Composite structures*, 66(1-4), 579-590..
- [48] Naik, N. K., & Doshi, A. V. (2008). Ballistic impact behaviour of thick composites: Parametric studies. *Composite structures*, 82(3), 447-464.
- [49] Shen, Y. O., Yang, F. J., Cantwell, W. J., Balawi, S., & Li, Y. (2014). Geometrical effects in the impact response of the aluminium honeycomb sandwich structures. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 33(12), 1148-1157..
- [50] Gellert, E. P., Cimpoeru, S. J., & Woodward, R. L. (2000). A study of the effect of target

- thickness on the ballistic perforation of glass-fibre-reinforced plastic composites. *International Journal of Impact Engineering*, 24(5), 445-456..
- [51] Nair, N. S., Kumar, C. V. S., & Naik, N. K. (2013). Ballistic impact performance of composite targets. *Materials & Design*, 51, 833-846.
- [52] Hosseinzadeh, R., Shokrieh, M. M., & Lessard, L. (2006). Damage behavior of fiber reinforced composite plates subjected to drop weight impacts. *Composites science and technology*, 66(1), 61-68.
- [53] Lee, L. J., Huang, K. Y., & Fann, Y. J. (1993). Dynamic responses of composite sandwich plate impacted by a rigid ball. *Journal of Composite Materials*, 27(13), 1238-1256.
- [54] Farooq, U., & Gregory K. Finite element simulation of low velocity impact damage morphology in quasi-isotropic composite panels under variable shape impactors. *Eur J Sci Res* 2009;25(4):636-648.
- [55] Corran, R. S. J., Shadbolt, P. J., & Ruiz, C. (1983). Impact loading of plates—an experimental investigation. *International Journal of Impact Engineering*, 1(1), 3-22.
- [56] Mitrevski, T., Marshall, I. H., Thomson, R., Jones, R., & Whittingham, B. (2005). The effect of impactor shape on the impact response of composite laminates. *Composite Structures*, 67(2), 139-148..
- [57] Mitrevski, T., Marshall, I. H., Thomson, R. S., & Jones, R. (2006). Low-velocity impacts on preloaded GFRP specimens with various impactor shapes. *Composite structures*, 76(3), 209-217.
- [58] Mitrevski, T., Marshall, I. H., & Thomson, R. (2006). The influence of impactor shape on the damage to composite laminates. *Composite Structures*, 76(1-2), 116-122.
- [59] Liu, P. F., Liao, B. B., Jia, L. Y., & Peng, X. Q. (2016). Finite element analysis of dynamic progressive failure of carbon fiber composite laminates under low velocity impact. *Composite Structures*, 149, 408-422.
- [60] Abi Abdallah, E., Bouvet, C., Rivallant, S., Broll, B., & Barrau, J. J. (2009). Experimental analysis of damage creation and permanent indentation on highly oriented plates. *Composites Science and Technology*, 69(7-8), 1238-1245..
- [61] Shyr, T. W., & Pan, Y. H. (2003). Impact resistance and damage characteristics of composite laminates. *Composite structures*, 62(2), 193-203.
- [62] Shah, S. Z. H., Karuppanan, S., Megat-Yusoff, P. S. M., & Sajid, Z. (2019). Impact resistance and damage tolerance of fiber reinforced composites: A review. *Composite Structures*, 217, 100-121..
- [63] Chib, A. (2006). Parametric study of low velocity impact analysis on composite tubes (Doctoral dissertation).
- [64] Kim, E. H., Rim, M. S., Lee, I., & Hwang, T. K. (2013). Composite damage model based on continuum damage mechanics and low velocity impact analysis of composite plates. *Composite Structures*, 95, 123-134.
- [65] Straznicky, P. V., Laliberté, J. F., Poon, C., & Fahr, A. (2000). Applications of fiber-metal laminates. *Polymer Composites*, 21(4), 558-567.
- [66] FAA. *Advanced Composite Materials*. Federal Aviation Administration. Volume 1 of Aviation

- Maintenance Technician Handbook - Airframe. s.l.: AMT Exams, 2012, pp. 7-1 - 7-5. n.d.
- [67] Choi, H. Y., & Chang, F. K. (1992). A model for predicting damage in graphite/epoxy laminated composites resulting from low-velocity point impact. *Journal of composite materials*, 26(14), 2134-2169.
- [68] Prichard, J. C., & Hogg, P. J. (1990). The role of impact damage in post-impact compression testing. *Composites*, 21(6), 503-511.
- [69] Tarfaoui, M., Gning, P. B., & Hamitouche, L. (2008). Dynamic response and damage modeling of glass/epoxy tubular structures: Numerical investigation. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(1), 1-12..
- [70] Richardson, M. O. W., & Wisheart, M. J. (1996). Review of low-velocity impact properties of composite materials. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 27(12), 1123-1131.
- [71] Zhang, C., Duodu, E. A., & Gu, J. (2017). Finite element modeling of damage development in cross-ply composite laminates subjected to low velocity impact. *Composite Structures*, 173, 219-227..
- [72] Schwab, M., & Pettermann, H. E. (2016). Modelling and simulation of damage and failure in large composite components subjected to impact loads. *Composite Structures*, 158, 208-216.
- [73] Singh, H., Namala, K. K., & Mahajan, P. (2015). A damage evolution study of E-glass/epoxy composite under low velocity impact. *Composites Part B: Engineering*, 76, 235-248.
- [74] Feng, D., & Aymerich, F. R. A. N. C. E. S. C. O. (2014). Finite element modelling of damage induced by low-velocity impact on composite laminates. *Composite Structures*, 108, 161-171..
- [75] Long, S., Yao, X., & Zhang, X. (2015). Delamination prediction in composite laminates under low-velocity impact. *Composite Structures*, 132, 290-298.
- [76] Lou, X., Cai, H., Yu, P., Jiao, F., & Han, X. (2017). Failure analysis of composite laminate under low-velocity impact based on micromechanics of failure. *Composite Structures*, 163, 238-247.
- [77] Li, N., & Chen, P. H. (2016). Micro–macro FE modeling of damage evolution in laminated composite plates subjected to low velocity impact. *Composite Structures*, 147, 111-121.
- [78] Topac, O. T., Gozluklu, B., Gurses, E., & Coker, D. (2017). Experimental and computational study of the damage process in CFRP composite beams under low-velocity impact. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 92, 167-182.
- [79] Pagliarulo, V., Rocco, A., Langella, A., Riccio, A., Ferraro, P., Antonucci, V., ... & Lopresto, V. (2015). Impact damage investigation on composite laminates: comparison among different NDT methods and numerical simulation. *Measurement Science and Technology*, 26(8), 085603
- [80] Morada, G., Ouadday, R., Vadean, A., & Boukhili, R. (2017). Low-velocity impact resistance of ATH/epoxy core sandwich composite panels: Experimental and numerical analyses. *Composites Part B: Engineering*, 114, 418-431..
- [81] Jung, K. H., Kim, D. H., Kim, H. J., Park, S. H., Jhang, K. Y., & Kim, H. S. (2017). Finite element analysis of a low-velocity impact test for glass fiber-reinforced polypropylene composites considering mixed-mode interlaminar fracture toughness. *Composite Structures*, 160, 446-456.

- [82] Asaee, Z., & Taheri, F. (2016). Experimental and numerical investigation into the influence of stacking sequence on the low-velocity impact response of new 3D FMLs. *Composite Structures*, 140, 136-146.
- [83] Park, Y., Kim, Y., Baluch, A. H., & Kim, C. G. (2015). Numerical simulation and empirical comparison of the high velocity impact of STF impregnated Kevlar fabric using friction effects. *Composite Structures*, 125, 520-529.
- [84] Higuchi, R., Okabe, T., Yoshimura, A., & Tay, T. E. (2017). Progressive failure under high-velocity impact on composite laminates: Experiment and phenomenological mesomodelling. *Engineering Fracture Mechanics*, 178, 346-361.
- [85] Ansari, M. M., Chakrabarti, A., & Iqbal, M. A. (2017). An experimental and finite element investigation of the ballistic performance of laminated GFRP composite target. *Composites Part B: Engineering*, 125, 211-226.
- [86] Hassoon OH, Tarfaoui M, El Moumen A, Benyahia H, Nachtane M. Numerical evaluation of dynamic response for flexible composite structures under slamming impact for naval applications. *Appl Compos Mater* 2018;25:689–706.
- [87] Hassoon OH, Tarfaoui M, Alaoui AEM, El Moumen A. Mechanical behavior of composite structures subjected to constant slamming impact velocity: An experimental and numerical investigation. *Int J Mech Sci* 2018;144:618–27.
- [88] Hassoon OH, Tarfaoui M, El Moumen A. Progressive damage modeling in laminate composites under slamming impact water for naval applications. *Compos Struct* 2017;167:178–90.
- [89] Hassoon OH, Tarfaoui M, El Moumen A, Qureshi Y, Benyahia H, Nachtane M. Mechanical performance evaluation of sandwich panels exposed to slamming impacts: Comparison between experimental and SPH results. *Compos Struct* 2019;220:776–83.
- [90] Üstün, T., Ulus, H., Karabulut, S. E., Eskizeybek, V., Şahin, Ö. S., Avcı, A., & Demir, O. (2016). Evaluating the effectiveness of nanofillers in filament wound carbon/epoxy multiscale composite pipes. *Composites Part B: Engineering*, 96, 1-6.

Chapitre 2 : Structures composites tubulaires sous pression interne

Sommaire

Chapitre 2 : Structures composites tubulaires sous pression interne.....	67
Introduction	68
2.1 Problème	70
2.2 Procédure d'analyse.....	71
2.2.1 Modèle et analyse des contraintes	71
2.2.2 Conditions aux limites	72
2.2.3 Contraintes 3D.....	73
2.3 Résultats et discussion	76
2.3.1 Chargements statiques	76
2.3.2 Tubes composites et stratification hybride	80
2.3.3 Liner.....	84
2.4 Structure tubulaire avec plusieurs divisions de couche.....	86
2.5 Validation numérique.....	88
2.6 Conclusion	93
Références.....	95

Introduction

Récemment, les matériaux composites sont devenus le nerf de la réussite et de la technologie. Selon les résultats fournis par les chercheurs sur le terrain, la majorité des structures sont fabriquées par de nombreux types de matériaux composites, notamment dans le secteur hydraulique et aéronautique. Les tubes en matériaux composites sont utilisés dans les lignes de transmission à basse et moyenne pression, dans les systèmes de collecte et dans les réseaux de distribution de gaz. Les enroulements filamenteux présentent d'excellentes performances mécaniques. La fibre de verre est particulièrement caractérisée par une résistance élevée à la ténacité et une faible élasticité. Le polymère (la matrice) présente une résistance élevée à l'élasticité et une faible résistance à la compression. La fibre de carbone a une résistance à la traction, une élasticité élevée et une résistance à la rupture moindre. Une des caractéristiques des structures fabriquées par l'enroulement filamenteux avec différentes fibres est leur capacité à minimiser et à remédier aux défauts qui se produisent en raison de facteurs environnementaux ou de fabrication. Les fibres peuvent également être hybridées. Plus encore, l'incorporation de fibres de verre aux fibres de carbone peut améliorer les propriétés mécaniques des composites. Les tubes composites hybrides verre/carbone sont généralement conçus pour résister à une pression élevée ; leur structure légère et à paroi mince facilite la manipulation et le transport. L'une des propriétés mécaniques essentielles d'un tube composite est sa durée de vie, ce qu'il pousse les chercheurs à estimer l'intégrité et la fiabilité d'un système de tuyauterie. Le comportement des tubes en matériaux composites a attiré l'attention de plusieurs chercheurs. Certains se sont focalisés sur l'étude expérimentale des tubes composites en verre/époxy soumis à la pression hydrostatique [1], [2], et d'autres ont analysé la fatigue et l'impact de ces structures [3], [4], [5], [6], [7], [8], [9], [10], [11], [12], [13]. Quelque que soient l'utilisation et le milieu traversé par les tubes, ce dernier reste exposé au risque d'endommagement, soit par des interférences externes ou environnementales. Parmi les phénomènes importants pouvant altérer la durée de vie des tubes en matériaux composites est quand ces structures sont soumises à des chargements statiques, pour cela la concentration sur l'aspect modélisation qui comprend bien une partie développement mathématique est importante afin de réduire les coûts d'études et les séries des tests expérimentaux. Les structures fabriquées par le procédé de l'enroulement filamenteux peuvent conduire à une résistance plus uniforme, alors qu'il n'existe pas ou peu de méthode d'analyse comparative pour le calcul de la déformation et des contraintes des tubes en matériaux composites avec variation de l'angle d'enroulement. Peu d'études comparatives sur les fibres dans les structures composites tubulaires ont été reportées dans la littérature utilisant

des investigations analytiques ; ces études portent principalement sur les charges de rupture optimales, les contraintes, l'épaisseur de la couche, le rayon du tube et les angles d'enroulement. Dans la littérature, il existe quelques études sur la détermination des propriétés mécaniques des tubes composites. Citons Tarakçioğlu et al. [14], qui ont étudié la fatigue des pipes composites à enroulement filamentaire sous pression interne cyclique. Les tests ont été effectués à différentes charges ; les niveaux de blanchiment, de fuite et de défaillance finale de la structure testé ont été observés. Gemi et al. [15] ont étudié l'effet des séquences d'empilement sur la formation de dommages dans les tubes composites hybrides sous pression interne et impact à faible vitesse. Une étude comparative a été menée pour prévoir les dommages sur trois configurations. Bakaiyan et al. [16] ont analysé les tubes composites soumis à une pression interne combinée avec un chargement thermomécanique avec des variations thermiques. Martins et al. [17] ont étudié l'effet du rapport de la contrainte circonférentielle/axiale sur la rupture des tubes composites, une étude comparative menée entre deux conditions aux limites et le modèle numérique ont été validés par des résultats expérimentaux. Khalil et al. [18] ont étudié l'influence des contraintes radiales sur la résistance de la structure tubulaire composite sous différentes combinaisons de charge axiale et de pression interne par des observations expérimentales. Il a été conclu que les termes de contrainte radiale n'avaient pas un effet significatif sur les résultats expérimentaux. Rousseau et al. [19] ont étudié l'effet du degré d'entrelacement des fibres sur les performances mécaniques des tubes composites et leurs caractéristiques sous différents chargements. Rafie et al. [20] ont présenté la modélisation et l'évaluation expérimentale des pressions de défaillance fonctionnelle dans les tubes en polyester renforcé de fibres de verre. Cette étude a révélé que l'effet négatif de valeurs plus élevées de fractions volumiques de fibres sur la défaillance fonctionnelle des tubes composites pouvait être surmonté par une sélection appropriée des angles d'enroulement pour les couches transversales dans la construction de la paroi du tube, ce qui est une découverte importante et utile pour la procédure de conception des tubes en matériaux composites. Dans un autre travail, Rafie et al. [21] ont étudié expérimentalement et numériquement la défaillance structurelle d'un tube composite à enroulement filamentaire soumis à une pression interne. Les résultats montrent que la méthode de CDM estime précisément l'endommagement du tube. Benyahia et al. [22] ont étudié les propriétés mécaniques de tubes composites soumis à différentes températures. Il a été observé que la rigidité de la structure change progressivement avec l'augmentation ou la diminution de la température et provoque une variation du déplacement à la rupture. Il y a également une variation de la limite élastique. Benyahia et al. [23] dans un autre travail ont étudié la prédiction de la résistance à l'entaille pour les structures composites

cylindriques dans des conditions de charge de traction. Ces résultats ont montré que la variation de la limite d'élasticité dépend de la taille et du nombre d'entailles. Rafie et al. [4] ont étudié la fatigue des tubes composites par une approche analytique. Un très bon accord entre les résultats analytiques et expérimentaux valide la procédure proposée. Melo et al. [24] ont prédit la pression de rupture du premier pli de manière théorique en utilisant l'analyse par éléments finis et les critères de rupture de Hoffman et Tsai-Hill. Tarfaoui et al. [25], [26], [27], [25], [28], [29], [30], [31] ont menées des travaux de recherche sur les hydroliennes à axe horizontal sous charges hydrodynamiques, hydrostatiques et d'impacts. Liu et al. [32] ont prédit analytiquement l'effondrement par flambage des tubes composites, le modèle est basé sur l'analyse des contraintes des anneaux composites écrasés. Hocine et al. [33] ont analysé la partie cylindrique de la cuve renforcée par enroulement filamentaire sous pression interne, en utilisant des approches analytiques. Les résultats obtenus ont été confrontés aux données expérimentales et numériques ce qui a permis de valider le modèle analytique.

2.1 Problème

Peu d'études comparatives entre les fibres qui renforce une structure tubulaire composite ont été rapportées dans la littérature à l'aide d'investigations analytiques ; ces études concernent principalement les charges de rupture optimales, les contraintes, l'épaisseur de la couche, le rayon du tube et les angles d'enroulement. L'objectif de ce chapitre est d'analyser les contraintes d'une structure tubulaire composite sous une pression interne de 10 MPa. Cette étude repose sur une approche analytique utilisant l'élasticité orthotrope 3D et la théorie du cylindre axisymétrique, les contraintes et la déformation du cylindre composite avec différents angles d'enroulement et différents matériaux avec un nombre quelconque de couches composites, lorsque la structure tubulaire est soumise à une pression interne. La première partie décrit les approches analytiques du comportement mécanique, les relations entre la répartition des contraintes dans la direction de l'épaisseur et des fibres orientées avec chaque angle d'enroulement des structures composites tubulaires fabriquées avec deux types de fibres : verre/polymère (GFRP) et carbone/polymère (CFRP). Après avoir comparé le comportement de ces deux matériaux, on procède à une hybridation des fibres. L'effet des séquences d'empilement dans les structures composites hybrides est discuté. Dans la dernière partie, les résultats obtenus sont confrontés aux données du modèle numérique développé par le code commercial ANSYS Workbench 14.0 pour valider les approches théoriques.

2.2 Procédure d'analyse

2.2.1 Modèle et analyse des contraintes

Considérons un cylindre à paroi épaisse avec un rayon intérieur r_0 , et un rayon extérieur r_n . Chaque pli alternée peut être considérée comme une couche de comportement orthotrope. Les filaments enroulés sont divisés en n couches avec un rayon extérieur r_i ($i = 1, 2, \dots, n$), avec différents types de filaments et d'angles d'enroulement pour chaque couche. La structure tubulaire est soumise à une pression interne uniforme q_a , une pression externe q_b et éventuellement à une force axiale T_z , le long de l'axe z , Figure 2-1.

Seul un déplacement dans la direction radiale r et dans la direction axiale z se produit. En outre, pour chaque pli (i), les déplacements et les contraintes sont définis dans les formules suivantes :

$$\begin{aligned} u_r &= u_r^{(i)}(r), u_\theta^{(i)}(r) = 0 \\ u_z &= u_z^{(i)}(z) = \varepsilon_r^{(i)} = \frac{du_r^{(i)}}{dr}, \varepsilon_\theta^{(i)} = \frac{u_r^{(i)}}{r}, \varepsilon_z^{(i)} = \frac{du_z^{(i)}}{dz} = \varepsilon_0 \end{aligned} \quad (2.1)$$

L'équation d'équilibre pour chaque couche est donnée par :

$$\frac{d\sigma_r^{(i)}}{dr} + \frac{\sigma_r^{(i)} - \sigma_\theta^{(i)}}{r} = 0, (i = 1, 2, 3, \dots, n) \quad (2.2)$$

Avec (i) qui correspondant à un nombre quelconque de couches orthotropes.

Pour un stratifié, les propriétés effectives de la couche peuvent être calculées avec \bar{C}_{ij}^- , ($i, j=1, 2, 3$), et elles représentent les propriétés mécaniques d'une couche orthotrope, pour la couche (i), la relation orthotrope de la loi de comportement contrainte-déformation peut être écrite comme suit :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_z^{(i)} \\ \sigma_\theta^{(i)} \\ \sigma_r^{(i)} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{C}_{11}^{(i)} & \bar{C}_{12}^{(i)} & \bar{C}_{13}^{(i)} \\ \bar{C}_{12}^{(i)} & \bar{C}_{22}^{(i)} & \bar{C}_{23}^{(i)} \\ \bar{C}_{13}^{(i)} & \bar{C}_{23}^{(i)} & \bar{C}_{33}^{(i)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_z^{(i)} \\ \varepsilon_\theta^{(i)} \\ \varepsilon_r^{(i)} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{C}_{zz}^{(i)} & \bar{C}_{z\theta}^{(i)} & \bar{C}_{zr}^{(i)} \\ \bar{C}_{z\theta}^{(i)} & \bar{C}_{\theta\theta}^{(i)} & \bar{C}_{\theta r}^{(i)} \\ \bar{C}_{zr}^{(i)} & \bar{C}_{\theta r}^{(i)} & \bar{C}_{rr}^{(i)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_z^{(i)} \\ \varepsilon_\theta^{(i)} \\ \varepsilon_r^{(i)} \end{Bmatrix} \quad (2.3)$$

Si l'on considère la définition de l'équation (2.1), en remplaçant l'équation (2.3) par l'équation (2.2), on trouve :

$$\frac{d^2 u_r^{(i)}}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du_r^{(i)}}{dr} - \frac{\bar{C}_{\theta\theta}^{(i)}}{\bar{C}_{rr}^{(i)}} \frac{u_r^{(i)}(r)}{r^2} = \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)}}{\bar{C}_{rr}^{(i)}} \frac{\varepsilon_0}{r} \quad (2.4)$$

La solution est :

$$u_r^{(i)}(r) = D_1^{(i)} r^{s_i} + D_2^{(i)} r^{-s_i} + t_1^{(i)} \varepsilon_0 r \quad (2.5)$$

Où

$$s_i = \sqrt{\bar{C}_{\theta\theta}^{(i)} / \bar{C}_{rr}^{(i)}}, \quad t_1^{(i)} = \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)}}{\bar{C}_{rr}^{(i)} - \bar{C}_{\theta\theta}^{(i)}}$$

$D_1^{(i)}$ and $D_2^{(i)}$ peuvent être exprimées par des conditions limites, des conditions de déplacement et de continuité des contraintes dans la direction r.

En substituant l'équation (2.5) à l'équation (2.1), on trouve l'équation (2.3) :

$$\begin{aligned} \sigma_r^{(i)} &= d_1^{(i)} D_1^{(i)} r^{s_i-1} + d_2^{(i)} D_2^{(i)} r^{-s_i-1} + d_3^{(i)} \varepsilon_0 \\ \sigma_\theta^{(i)} &= d_4^{(i)} D_1^{(i)} r^{s_i-1} + d_5^{(i)} D_2^{(i)} r^{-s_i-1} + d_6^{(i)} \varepsilon_0 \\ \sigma_z^{(i)} &= d_7^{(i)} D_1^{(i)} r^{s_i-1} + d_8^{(i)} D_2^{(i)} r^{-s_i-1} + d_9^{(i)} \varepsilon_0 \end{aligned} \quad (2.6)$$

Où

$$\begin{aligned} d_1^{(i)} &= \bar{C}_{\theta r}^{(i)} + \bar{C}_{rr}^{(i)} s_i & d_6^{(i)} &= \bar{C}_{z\theta}^{(i)} + (\bar{C}_{\theta\theta}^{(i)} + \bar{C}_{\theta r}^{(i)}) \cdot t_1^{(i)} \\ d_2^{(i)} &= \bar{C}_{\theta r}^{(i)} - \bar{C}_{rr}^{(i)} s_i & d_7^{(i)} &= \bar{C}_{z\theta}^{(i)} + \bar{C}_{zr}^{(i)} s_i \\ d_3^{(i)} &= \bar{C}_{zr}^{(i)} + (\bar{C}_{\theta r}^{(i)} + \bar{C}_{rr}^{(i)}) t_1^{(i)} & d_8^{(i)} &= \bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)} s_i \\ d_4^{(i)} &= \bar{C}_{\theta\theta}^{(i)} + \bar{C}_{\theta r}^{(i)} s_i & d_9^{(i)} &= \bar{C}_{zz}^{(i)} + (\bar{C}_{z\theta}^{(i)} + \bar{C}_{zr}^{(i)}) \cdot t_1^{(i)} \\ d_5^{(i)} &= \bar{C}_{\theta\theta}^{(i)} - \bar{C}_{\theta r}^{(i)} s_i \end{aligned}$$

2.2.2 Conditions aux limites

Pour la première et la dernière surface de la couche, on peut donner les conditions limites (Figure 2-1 et 2-2)

$$\sigma_r^{(i)}|_{r=r_0} = -q_a, \quad \sigma_r^{(i)}|_{r=r_n} = -q_b \quad (2.7)$$

À une interface de couche donnée ($r=r_i$), la contrainte dans la direction radiale et le déplacement satisfont :

$$\sigma_r^{(i)}|_{r=r_i} = \sigma_r^{(i+1)}|_{r=r_i} \quad (i=1, 2, 3, \dots, n-1) \quad (2.8)$$

$$u_r^{(i)}(r_i) = u_r^{(i+1)}r_i$$

En outre, l'équilibre exprimé dans la direction z donne :

$$2\pi \sum_{i=1}^n \int_{r_{i-1}}^{r_i} \sigma_z^{(i)} r dr = T_z + q_a \pi r_0^2 - q_b \pi r_n^2 \quad (2.9)$$

Les conditions qui ont été montrées précédemment conduisent à un ensemble d'équations, où la formulation des constantes intégrales et les déformations axiales sont définies par :

$$\{q_i\} = \{K\}\{\delta\} \quad (2.10)$$

Où :

K=

$$\begin{bmatrix} a_{1,1} & a_{1,2} & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & a_{1,2n+1} \\ 0 & a_{2,2} & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & a_{2,2n-1} & a_{2,2n} & a_{2,2n+1} \\ \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & a_{2i+1,2i-1} & a_{2i+1,2i} & a_{2i+1,2i+1} & a_{2i+1,2i+2} & \dots & 0 & 0 & a_{2i+1,2n+1} \\ 0 & 0 & \dots & a_{2i+1,2i-1} & a_{2i+1,2i} & a_{2i+1,2i+1} & a_{2i+1,2i+2} & \dots & 0 & 0 & a_{2i+1,2n+1} \\ \dots & \dots \\ a_{2n+1,1} & a_{2n+1,2} & \dots & a_{2n+1,2i-1} & a_{2n+1,2i} & a_{2n+1,2i+1} & a_{2n+1,2i+2} & \dots & a_{2n+1,2n-1} & a_{2n+1,2n} & a_{2n+1,2n+1} \end{bmatrix}$$

Où :

$$\{\delta\} = \{D_1^{(1)}, D_2^{(1)}, \dots, D_1^{(i)}, D_2^{(i)}, \dots, D_1^{(n)}, D_2^{(n)}, \varepsilon_0\}^T$$

$$\{q_i\} = \{-q_a, -q_b, 0, \dots, 0, T_z/\pi + q_a r_0^2 - q_b r_n^2\}^T$$

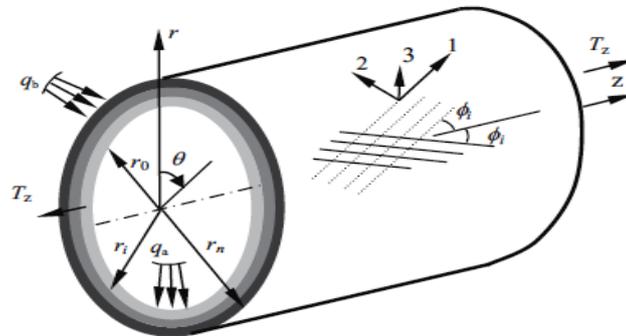


Figure 2-1: Application de la charge dans la structure tubulaire .

2.2.3 Contraintes 3D

Les contraintes dans l'équation (2.6) sont des valeurs typiques de chaque pli orthotrope dans un système de coordonnées global. Les contraintes dans les ordres de fibres, telles que les contraintes longitudinales, transversales et de cisaillement dans un stratifié, peuvent être résolues par une relation contrainte-déformation sur l'axe. En premier lieu nous avons besoin de déformations sur l'axe par transformation des coordonnées hors axe. En partant de la déformation dans Eq (2.5) et de la définition de la déformation Eq (2.1), nous trouvons :

$$\begin{aligned}\varepsilon_r^{(i)} &= D_1^{(i)} s_i r^{s_i-1} + D_2^{(i)} s_i r^{-s_i-1} + t_1^{(i)} \varepsilon_0 \\ \varepsilon_\theta^{(i)} &= D_1^{(i)} r^{s_i-1} + D_2^{(i)} r^{-s_i-1} + t_1^{(i)} \varepsilon_0 \\ \varepsilon_z^{(i)} &= \varepsilon_0\end{aligned}\quad (2.11)$$

A partir de l'équation (2.8), nous trouvons les déformations dans la direction des fibres :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1^{(i)} \\ \varepsilon_2^{(i)} \\ \varepsilon_3^{(i)} \\ \gamma_{23}^{(i)} \\ \gamma_{13}^{(i)} \\ \gamma_{12}^{(i)} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} n_i^2 r^{s_i-1} n_i^2 r^{-s_i-1} m^2 + n_i^2 t_1^{(i)} \\ m_i^2 r^{s_i-1} m_i^2 r^{-s_i-1} m^2 + n_i^2 t_1^{(i)} \\ s_i r^{s_i-1} s_i r^{-s_i-1} t_1^{(i)} \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 2m_i n_i r^{s_i-1} 2m_i n_i r^{-s_i-1} 2m_i n_i (t_1^{(i)} - 1) \end{bmatrix} \begin{pmatrix} D_1^{(i)} \\ D_2^{(i)} \\ \varepsilon_0 \end{pmatrix}\quad (2.12)$$

De même, les contraintes dans la direction des fibres sont :

$$\begin{aligned}\sigma_1^{(i)} &= [n_1^2 C_{11}^{(i)} + m C_{12}^{(i)} + s_i C_{13}^{(i)}] D_1^{(i)} r^{s_i-1} + [n_1^2 C_{11}^{(i)} + m C_{12}^{(i)} - \\ & s_i C_{13}^{(i)}] D_2^{(i)} r^{-s_i-1} + C_{11}^{(i)} (m_1^2 + n_i^2 t_1^{(i)}) + C_{12}^{(i)} (n_1^2 + m_i^2 t_1^{(i)}) + C_{13}^{(i)} t_1^{(i)} \varepsilon_0 \\ \sigma_2^{(i)} &= [n_1^2 C_{12}^{(i)} + m C_{22}^{(i)} + s_i C_{23}^{(i)}] D_1^{(i)} r^{s_i-1} + [n_1^2 C_{21}^{(i)} + m C_{22}^{(i)} - \\ & s_i C_{23}^{(i)}] D_2^{(i)} r^{-s_i-1} + C_{12}^{(i)} (m_1^2 + n_i^2 t_1^{(i)}) + C_{22}^{(i)} (n_1^2 + m_i^2 t_1^{(i)}) + C_{23}^{(i)} t_1^{(i)} \varepsilon_0 \\ \sigma_3^{(i)} &= [n_1^2 C_{31}^{(i)} + m C_{32}^{(i)} + s_i C_{33}^{(i)}] D_1^{(i)} r^{s_i-1} + [n_1^2 C_{31}^{(i)} + m C_{32}^{(i)} - \\ & s_i C_{33}^{(i)}] D_2^{(i)} r^{-s_i-1} + C_{31}^{(i)} (m_1^2 + n_i^2 t_1^{(i)}) + C_{32}^{(i)} (n_1^2 + m_i^2 t_1^{(i)}) + C_{33}^{(i)} t_1^{(i)} \varepsilon_0 \\ \tau_{12}^{(i)} &= 2m_i n_i G_{12} (D_1^{(i)} r^{s_i-1} + D_2^{(i)} r^{-s_i-1} + (t_1^{(i)} - 1) \varepsilon_0\end{aligned}\quad (2.13)$$

Après les développements mathématiques, qui nous donneront un chemin vers le calcul des déplacements et des contraintes des différents plis du stratifié. Dans cette partie, nous nous sommes intéressés à analyser le comportement des tubes composites fabriqués en carbone/époxy et en verre/époxy. Dans la dernière partie, nous abordons l'analyse structurelle afin d'étudier le comportement mécanique de tube composite hybride sous charge de pression hydrostatique interne.

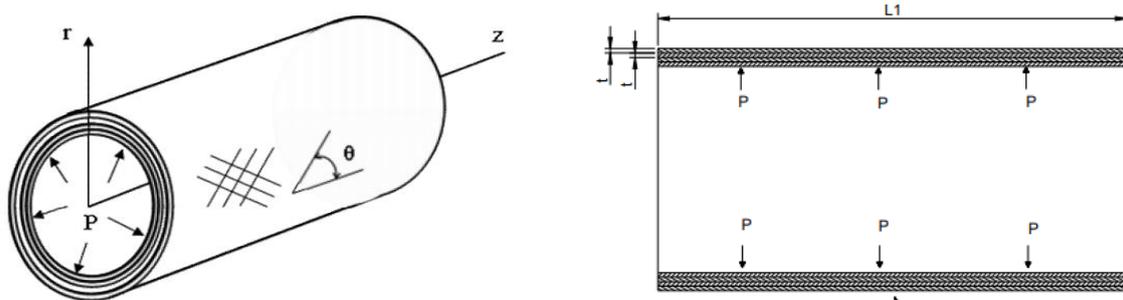


Figure 2-2: Tube en composite multicouche.

Dans l'étude analytique, on a analysé des tubes composites soumis à une pression interne de 100 bar en utilisant différents angles d'orientation. Dans l'analyse, on utilise les constantes matérielles des fibres de carbone et des fibres de verre E tirées de la littérature. Les tubes ont une épaisseur de 2 mm, soit 0,5 mm pour chaque pli. La géométrie de tube est indiquée dans le Tableau 2-1. Les propriétés des matériaux utilisés dans l'analyse sont indiquées dans le Tableau 2-2. Pour quantifier l'effet de l'orientation sur le comportement de la structure, plusieurs cas ont été étudiés, comme le montre le Tableau 2-3.

Rayon interne, R_i (mm)	Rayon externe, R_e (mm)	Longueur de Tube, L (mm)	Séquence d'empilement
50	52	200	$[\pm\theta]_2$

Tableau 2-1: Géométrie des tubes

Propriétés	AS4/3501-6	Verre/époxy
E_X (MPa)	113600	25760
E_Y (MPa)	9650	8824
E_Z (MPa)	9650	8824
ν_{XY}	0.334	0.14
ν_{XZ}	0.54	0.22
G_{XY} (MPa)	6000	4965
X_T (MPa)	1720	699.98
Y_T (MPa)	55.2	78.29
Z_T (MPa)	55.2	78.29
X_C (MPa)	1170	382.63
Y_C (MPa)	207	119.61
Z_C (MPa)	207	119.61

Tableau 2-2: Propriété matérielle du composite utilisé [34], [35].

Structure	stratification
A	[30/-30/30/-30]
B	[45/-45/45/-45]
C	[50/-50/50/-50]
D	[55/-55/55/-55]
E	[65/-65/65/-65]

Tableau 2-3: Stratifié avec différentes orientations.

2.3 Résultats et discussion

2.3.1 Chargements statiques

Dans cette partie, nous nous sommes intéressées à l'analyse du comportement mécanique des tubes en matériaux composites sous l'action de la pression interne. Différentes orientations ont

été étudiées pour quantifier leurs effets sur les contraintes dans les trois axes (x,y,z). Les contraintes circonférentielles, axiales, et radiales sont illustrées dans les Figures 2-3 à 2-5. La contrainte circonférentielle diminue d'une façon significative par rapport à l'épaisseur vers l'extérieur, dont le maximum et le minimum apparaissent respectivement sur la surface intérieure et extérieure du tube. L'influence de l'orientation des plis du tube composite verre/époxy et carbone/époxy est présentée dans l'ensemble des cas. On remarque que le rapport entre la contrainte axiale et la contrainte circonférentielle varie en fonction de l'épaisseur dans les deux matériaux utilisés et n'est plus d'une constante de 2. Les contraintes pour le stratifié (E) sont plus importantes que pour les autres stratifiés (A, B, C et D). La contrainte radiale est la plus faible, dont l'extremum apparaît sur la surface intérieure en raison de la pression appliquée. Les valeurs des contraintes dans les plis du carbone/époxy restent plus importantes par rapport à celles du verre/époxy.

La Figure 2-4 montre la répartition des contraintes axiales avec différents angles d'orientation de chaque pli. Pour la majorité des orientations, la valeur de la contrainte diminue de la surface interne à la surface externe. Cette contrainte est plus élevée pour le cas (A) et nous constatons que les contraintes sont égales au milieu de l'épaisseur de tube (1 mm) dans l'ensemble des configurations.

Les contraintes longitudinales, transversales et de cisaillement sont illustrées sur les Figures 2-5, 2-6 et 2-7. La contrainte longitudinale diminue par rapport à l'épaisseur vers l'extérieur, dont le maximum et le minimum apparaissent sur la surface intérieure et extérieure, respectivement et l'orientation (D) est la plus importante dans les deux stratifiés.

On observe que l'orientation (A) atteint la contrainte ultime pour les deux matériaux, pour la contrainte transversale et son comportement similaires aux contraintes axiales et la contrainte de cisaillement sur la surface intérieure est légèrement plus grande que celle de la surface extérieure. La valeur de la contrainte pour le carbone/époxy est plus élevée que celle du verre/époxy et la variation par rapport à l'angle est presque la même. Cependant, si l'angle diminue, la contrainte de cisaillement diminue et pour l'orientation (A), elle devient la plus importante. En outre, comme le montre la Figure 2-8, la contrainte radiale est similaire car l'application de la pression est dans la direction radiale ; par conséquent, les deux cas donnent les mêmes résultats.

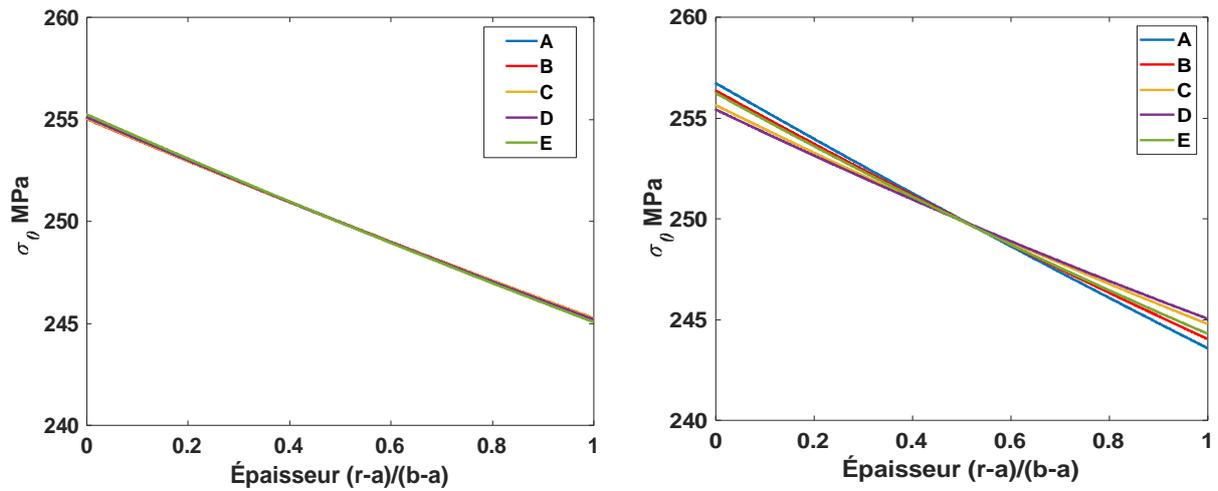


Figure 2-3: Comparaison de la variation de contrainte circonférentielle en fonction de l'épaisseur

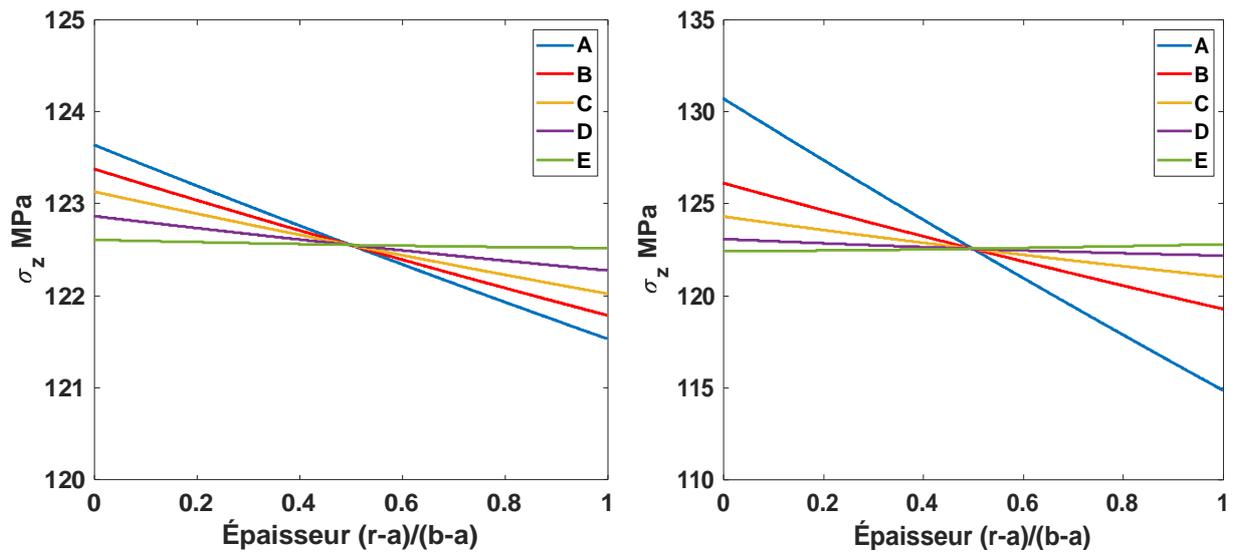


Figure 2-4: Comparaison de la variation de contrainte axiale en fonction de l'épaisseur.

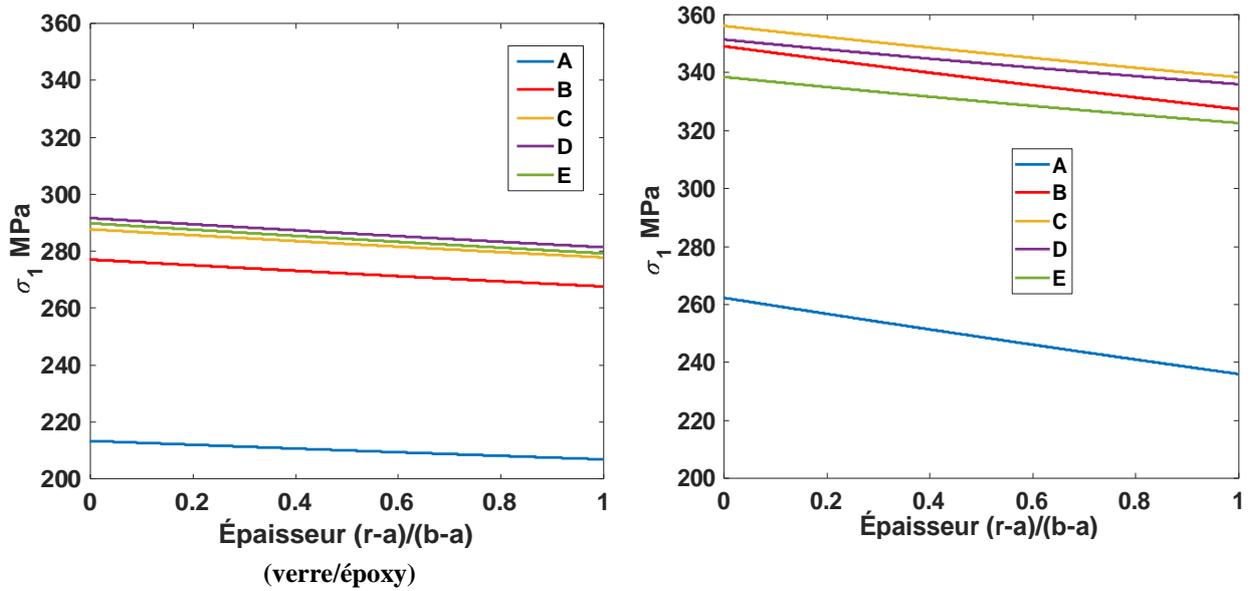


Figure 2-5: Comparaison de la variation de contrainte longitudinale en fonction de l'épaisseur

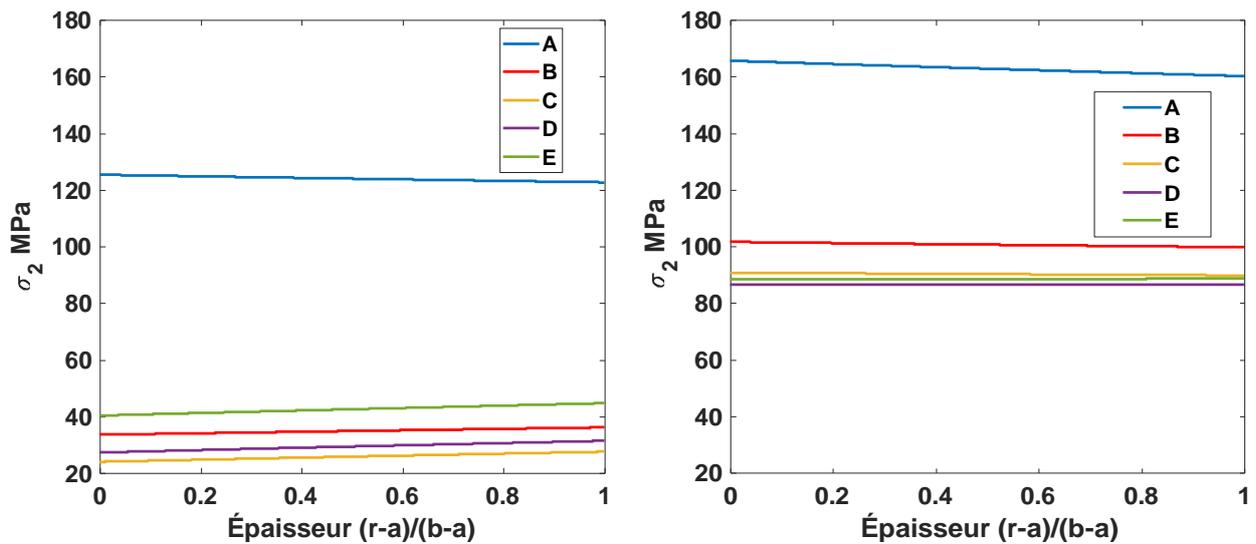


Figure 2-6: Comparaison de la variation de contrainte transversale en fonction de l'épaisseur.

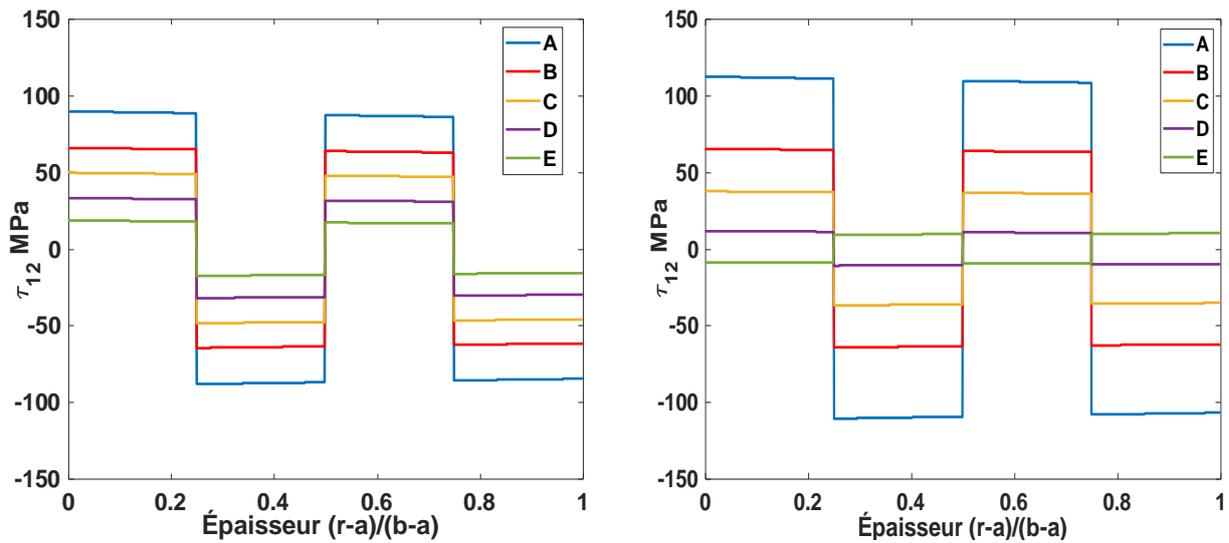


Figure 2-7: Comparaison de la variation de contrainte de cisaillement en fonction de l'épaisseur.

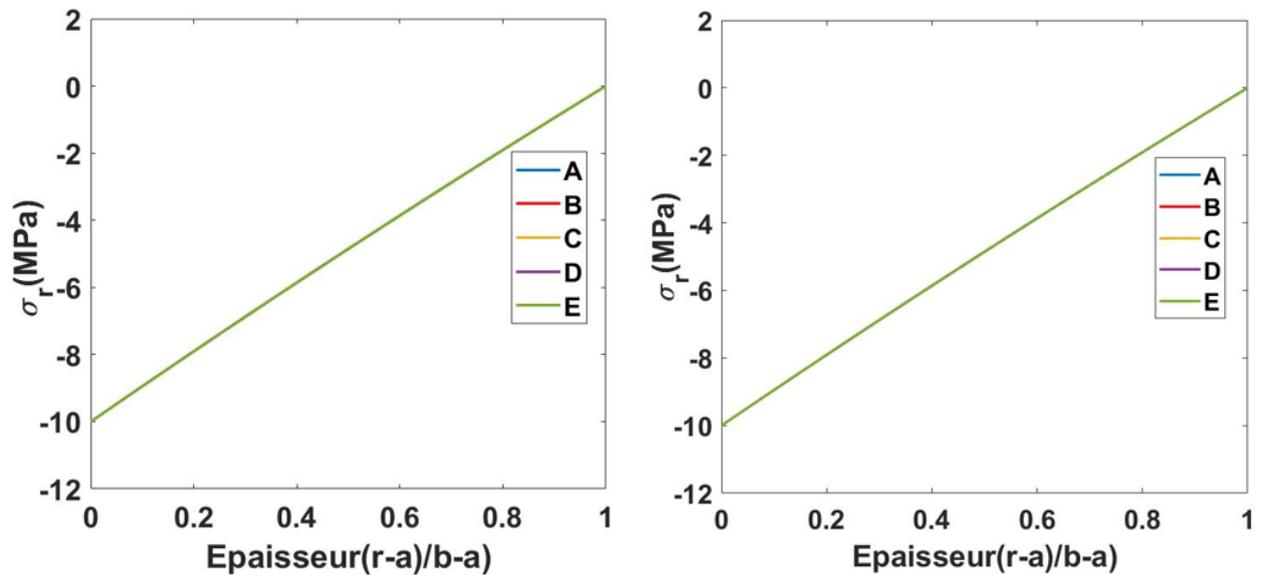


Figure 2-8: Comparaison de la variation de contrainte radiale en fonction de l'épaisseur.

2.3.2 Tubes composites et stratification hybride

Dans cette deuxième partie, nous étudions les contraintes dans les tubes composites hybrides sous pression interne en se basant sur le même modèle analytique.

Des analyses ont été effectuées pour prévoir les limites des contraintes. Chaque couche des tubes composites a été examinée pour différents angles d'orientation. Les contraintes

circconférentielles et de cisaillement ont été calculées pour chaque couche. Par la suite, les effets des angles d'orientation ont été examinés pour toutes les séquences.

Nous considérons ici les mêmes paramètres que nous avons déjà utilisés dans la première partie ; la seule différence réside dans l'empilement et l'emplacement des couches. Dans la première partie, une analyse structurelle est effectuée afin d'étudier le comportement mécanique de l'hybride sous l'action d'une pression interne.

- (a) La première et la quatrième couche fibres de verre E /époxy ; la deuxième et la troisième couche carbone/époxy (AS4/3501-6), Figure 2-9.
- (b) La première et la quatrième couche carbone/époxy (AS4/3501-6), la deuxième et la troisième couche fibres de verre E /époxy, Figure 2-9.

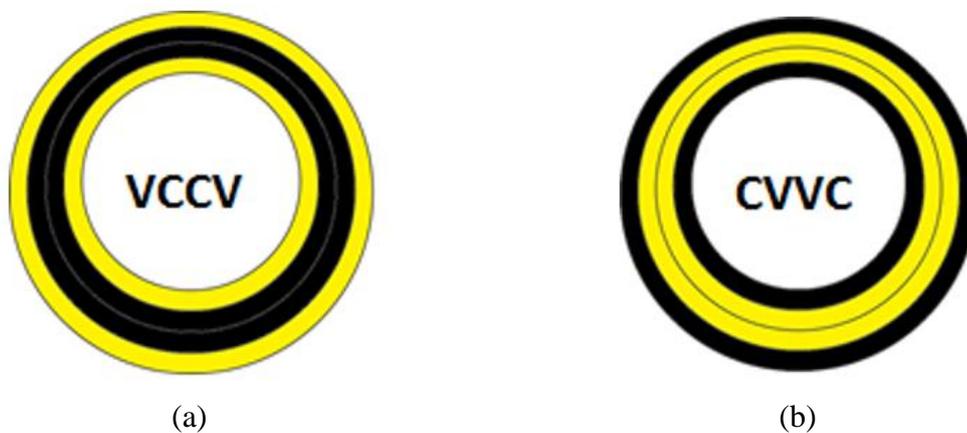


Figure 2-9: Stratifications de tube composite hybride

La Figure 2-10 montre la répartition des contraintes circonférentielle dans les tubes hybrides (a) et (b) avec les effets de l'orientation sur le comportement mécanique. On remarque que, dans le cas des plis carbone/époxy, la contrainte circonférentielle pour le stratifié (E) est plus importante que les autres stratifiés ; en revanche, la valeur de cette contrainte dans le stratifié (A) est plus important pour les plis verre/époxy. La contrainte diminue à partir de la surface du carbone/époxy vers les surfaces du verre/époxy ; la cause est liée aux propriétés matérielles de fibre de carbone et sa dureté. Cependant, comme le montre la Figure 2-11, la contrainte axiale dans le stratifié (A) est supérieure dans les couches de stratification du carbone/époxy, et elle est la plus importante pour le stratifié (E) pour le verre/époxy. Ainsi, on peut constater que les contraintes produisent des comportements différents selon la direction des fibres (orientation) et dans l'ordre de stratification des plis. Les Figures 2-12 et 3-13 illustrent le comportement des contraintes longitudinales et transversales respectivement. Pour la contrainte longitudinale, elle

est la plus importante pour le stratifié (E) avec la séquence carbone/époxy et pour (D) dans le cas du verre/époxy. Pour les contraintes transversales, elles ont les valeurs maximales pour le stratifié (A). La Figure 2-14 montre la répartition de la contrainte radiale sur un tube composite hybride et une diminution de sa valeur de la surface intérieure à la surface extérieure pour toutes les différentes orientations. La Figure 2-15 montre la variation de la contrainte de cisaillement du tube composite hybride. Au cas où la valeur de l'angle de l'orientation diminue, la contrainte de cisaillement diminue.

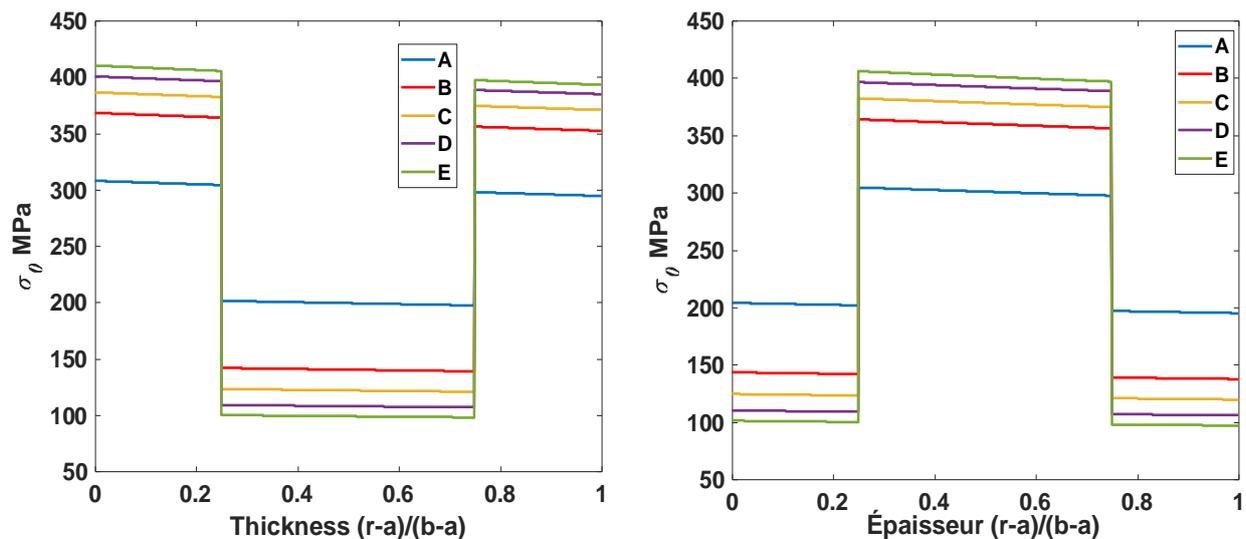


Figure 2-10: Comparaison de la variation de contrainte circonférentielle en fonction de l'épaisseur.

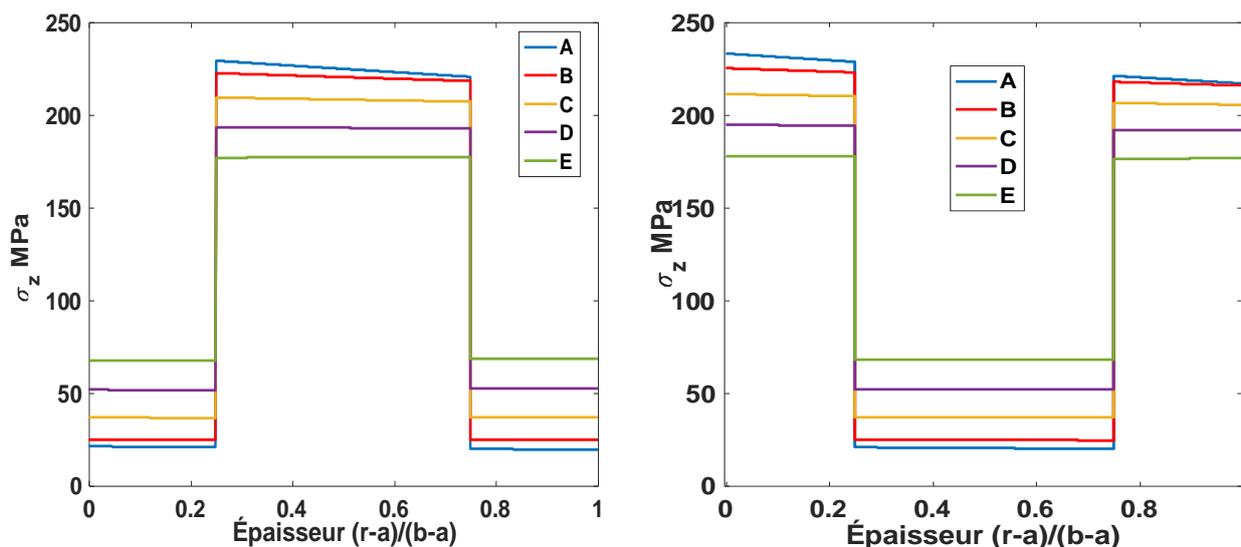


Figure 2-11: Comparaison de la variation de contrainte axiale en fonction de l'épaisseur.

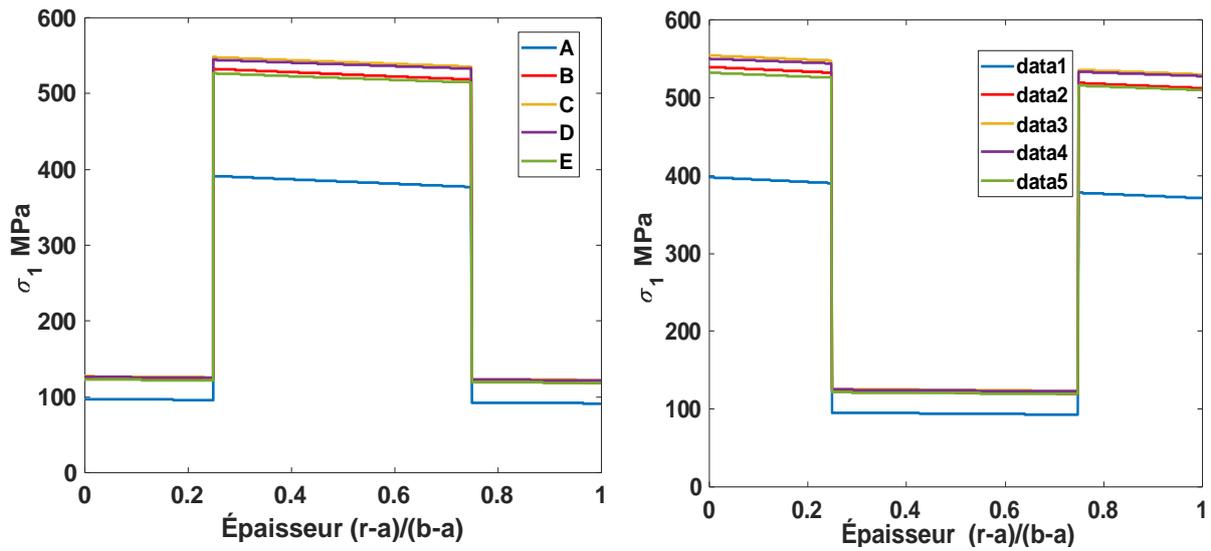


Figure 2-12: Comparaison de la variation de contrainte longitudinale en fonction de l'épaisseur.

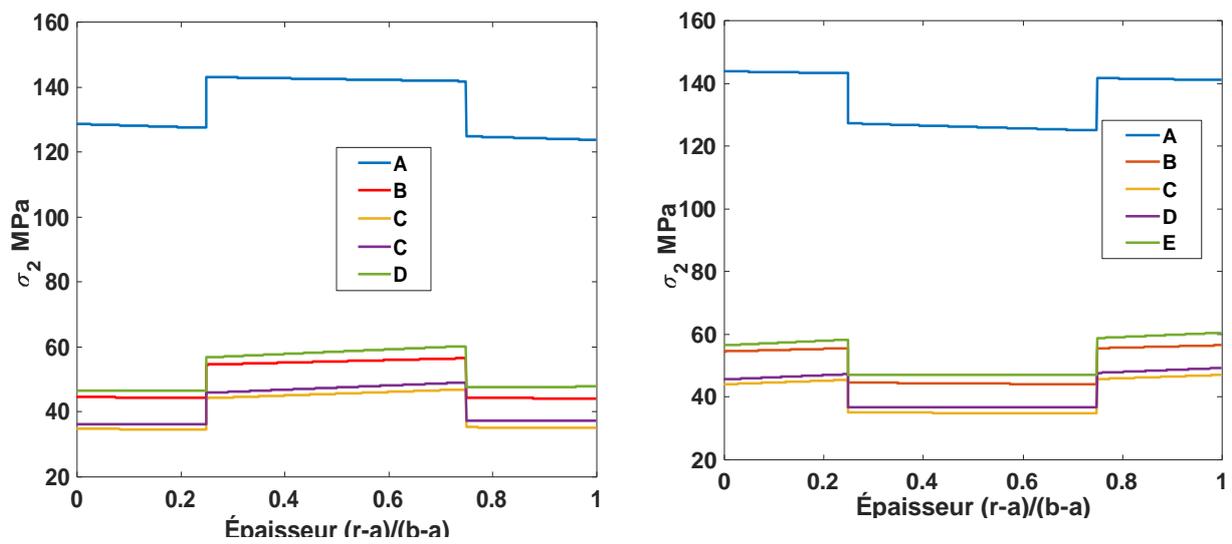


Figure 2-13: Comparaison de la variation de contrainte transversale en fonction de l'épaisseur.

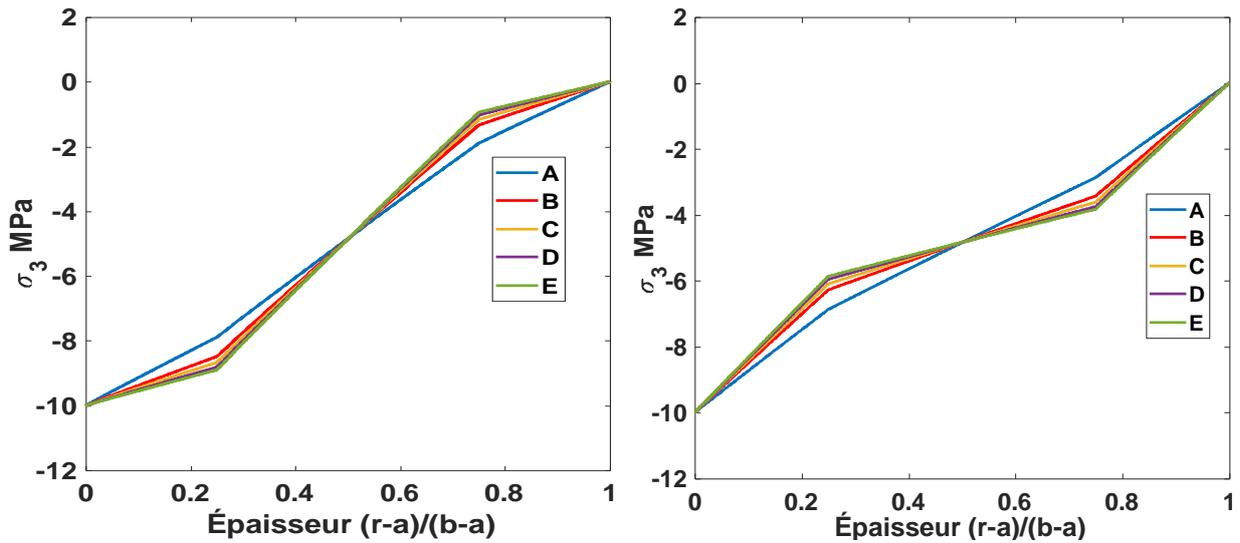


Figure 2-14: Comparaison de la variation de contrainte radiale en fonction de l'épaisseur.

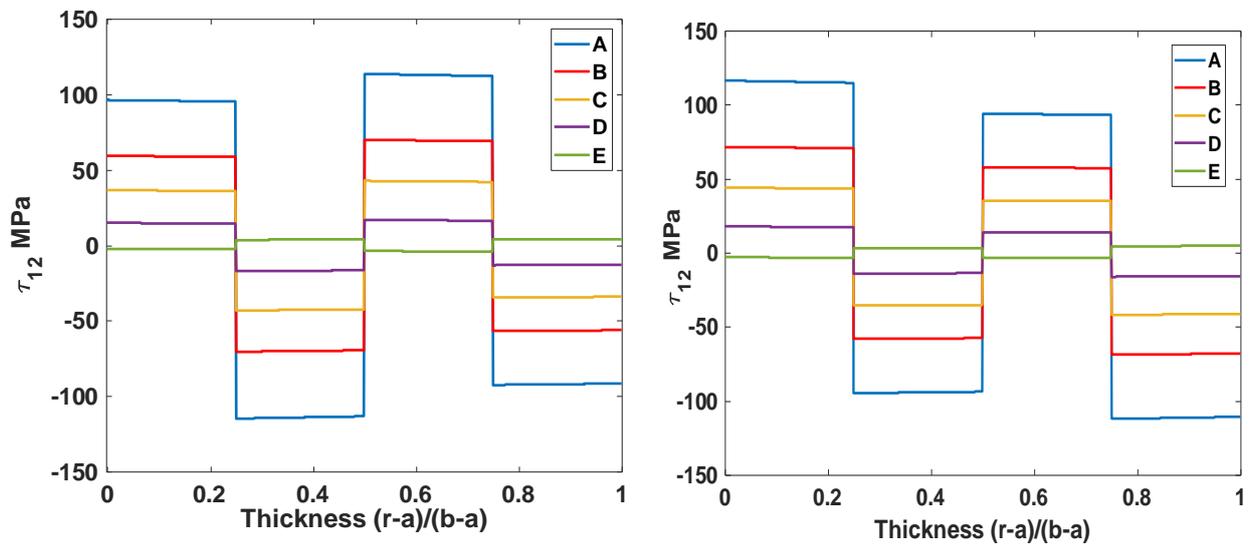


Figure 2-15: Comparaison de la variation de contrainte de cisaillement en fonction de l'épaisseur.

2.3.3 Liner

Dans plusieurs configurations des tubes composites, il y a le « liner » (enveloppe interne) qui est généralement un matériau isotrope, puis un renfort composite déposé par enroulement filamentaire sur ce dernier. Dans le cas des réservoirs cylindriques, le liner fabriqué en aluminium supporte encore une grande partie de la charge due à la mise sous pression de stockage. A la différence des tubes, les réservoirs sous pression présentent une rupture par éclatement avec déchirure simultanée et instantanée du liner et du composite. Au niveau des

lois de comportement, il n'apparaît ni décrochage de pente du comportement, ni perte de linéarité pouvant être associée à un endommagement. Le liner est une enveloppe très déformable et de nature indépendante de celle de la structure composite. Lorsque les tubes sont en service, les fissures qui apparaissent dans la coque composite ne se propagent pas dans le liner. Le liner se déforme avec la pression interne et le composite assure sa fonction jusqu'au niveau de pression correspondant à sa rupture effective (ruptures des fibres).

Afin d'étudier le liner et voir la capacité de la formulation 3D de prévoir le comportement statique des tubes composites hybrides. Nous avons adopté les propriétés du liner utilisé par Rafie et al. [20], Sous la même pression interne de 10 MPa, en gardant $r_0 = 50$ mm, et $r_1 = 51$ (épaisseur du liner 1 mm), un pli en carbone/époxy/verre/époxy et déposé sur ce dernier avec une épaisseur de 0.5 mm, la variation des contraintes est présentée dans les Figures 2-16 et 2-17. La contrainte circonférentielle dans la surface intérieure du liner diminue progressivement et la contrainte axiale reste constante jusqu'à l'angle d'enroulement 30° , et par suite augmente.

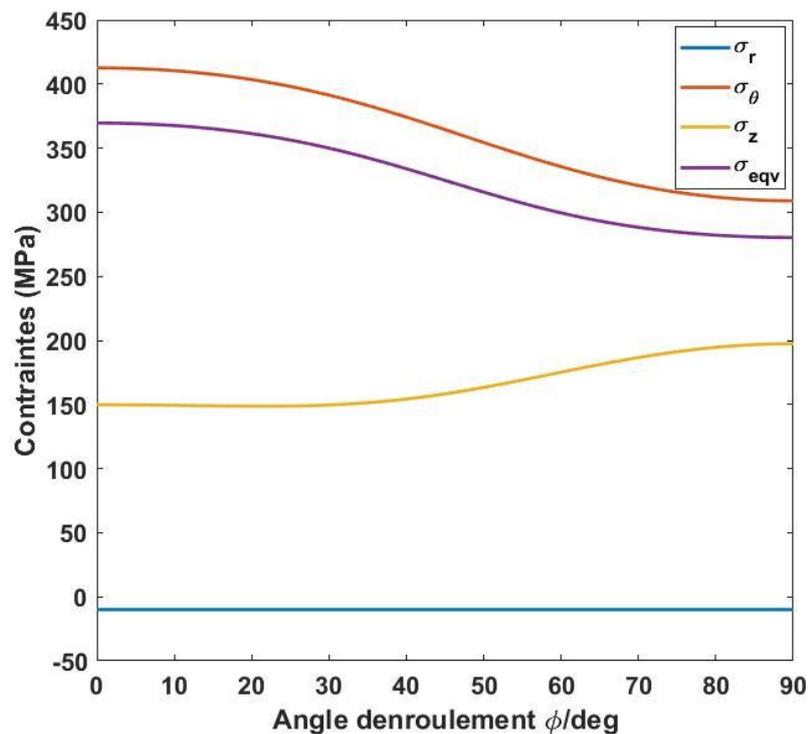


Figure 2-16: Contrainte sur la surface interne via l'angle d'enroulement (cas d'hybridation avec un pli de verre/époxy).

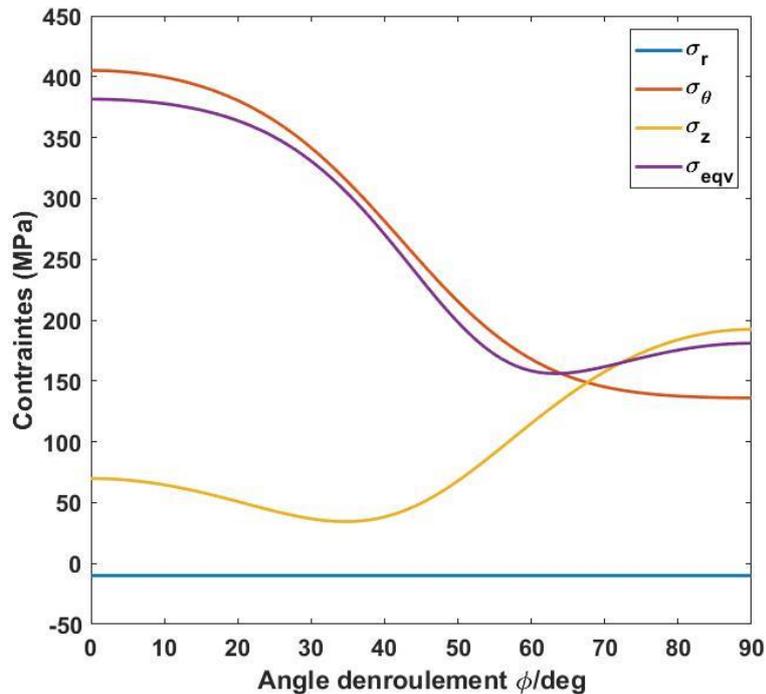


Figure 2-17: Contrainte sur la surface interne via l'angle d'enroulement (cas d'hybridation avec un pli de carbone /époxy).

La contrainte équivalente de Von Mises atteint la valeur minimale au voisinage de l'orientation de 90°, ce qui correspond à l'angle d'enroulement optimal pour réduire la contrainte équivalente dans le cas d'enroulement hybride d'une couche de verre/époxy avec un liner. La contrainte circonférentielle dans la surface intérieure du liner diminue progressivement et la contrainte axiale diminue et par suite augmente, la contrainte équivalente de Von Mises atteint la valeur minimale au voisinage de l'orientation de 60°, ce qui correspond à l'angle d'enroulement optimal pour réduire la contrainte équivalente dans le cas d'enroulement hybride d'une couche de carbone/époxy avec un liner. D'après ces résultats nous constatons que le choix de l'angle d'orientation se base sur le choix de matériau à utiliser car ce dernier est caractérisé par des propriétés mécaniques qui modifient le comportement du tube en fonction de la charge appliquée.

2.4 Structure tubulaire avec plusieurs divisions de couche

D'après les résultats précédents, l'enroulement à un seul angle alterné $[\pm\theta]$ entraîne des contraintes élevées sur la surface intérieure et faibles sur et la surface extérieure. L'enroulement multi angle peut réduire la différence et rendre les contraintes uniformes. En considérant le même modèle avec le nombre de couches (n) qui prend les valeurs 1, 5 et 7, avec des orientations 51°, 52°, 53°, 54° et 55° vers l'extérieur. La contrainte longitudinale, la contrainte

transversale et celle de cisaillement dans les couches sont indiquées dans les Figures 2-18 et 2-19. L'enroulement multi-angles réduit effectivement les différences de contrainte transversale. On trouve encore quelques différences dans la même couche, qui peuvent être réduites par un plus grand nombre de divisions.

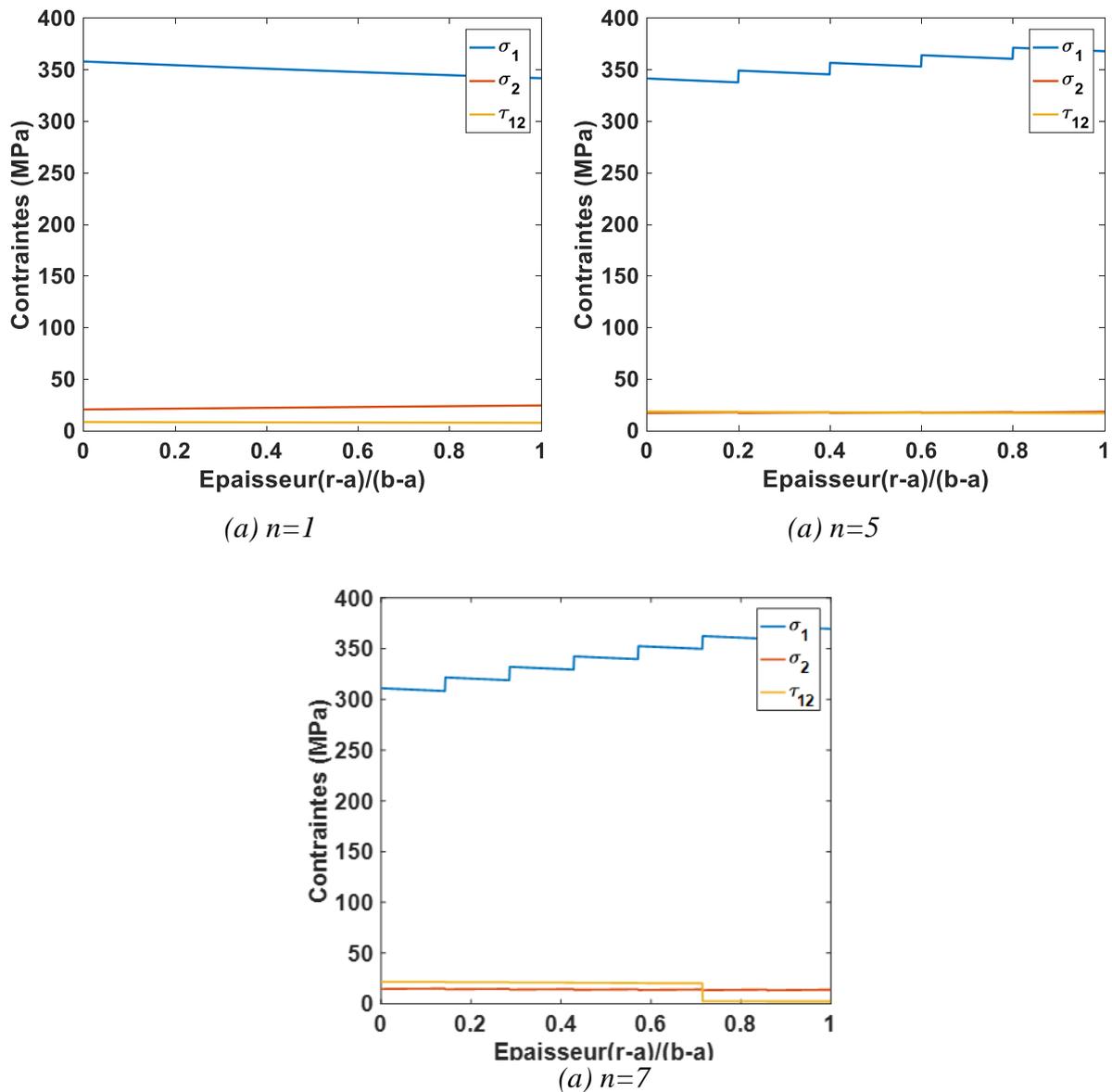


Figure 2-18: Contrainte dans les directions des fibres à travers l'épaisseur dans le tube multi-angle.

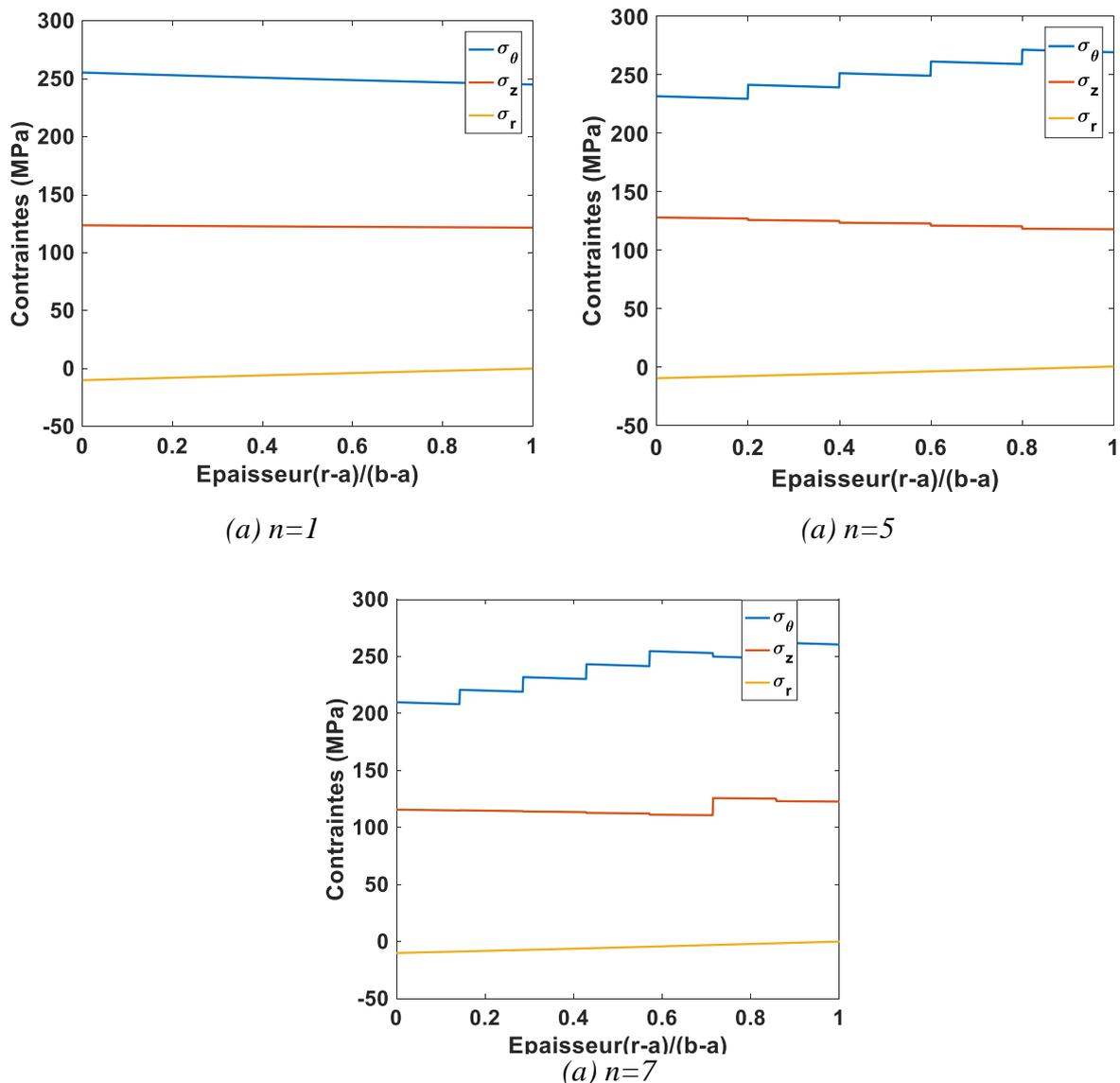


Figure 2-19: Contrainte dans les directions des fibres à travers l'épaisseur dans la tube multi-angle.

2.5 Validation numérique

Pour vérifier les résultats de l'approche analytique, un modèle numérique basé sur la méthode des éléments finis (MEF), l'élément SOLID dans le code commercial ANSYS été adopté pour simuler le comportement des tubes en composite sous un chargement statique. Le modèle a été créé avec les mêmes paramètres utilisé dans le calcul analytique ayant une longueur de tube de 200 mm, et les mêmes conditions aux limites sont appliquées avec 10080 éléments, (Figures 2-20, 2-21). Suite à l'étude de la convergence du maillage, les résultats numériques obtenus, sont ainsi confrontés à des données des courbes analytiques.

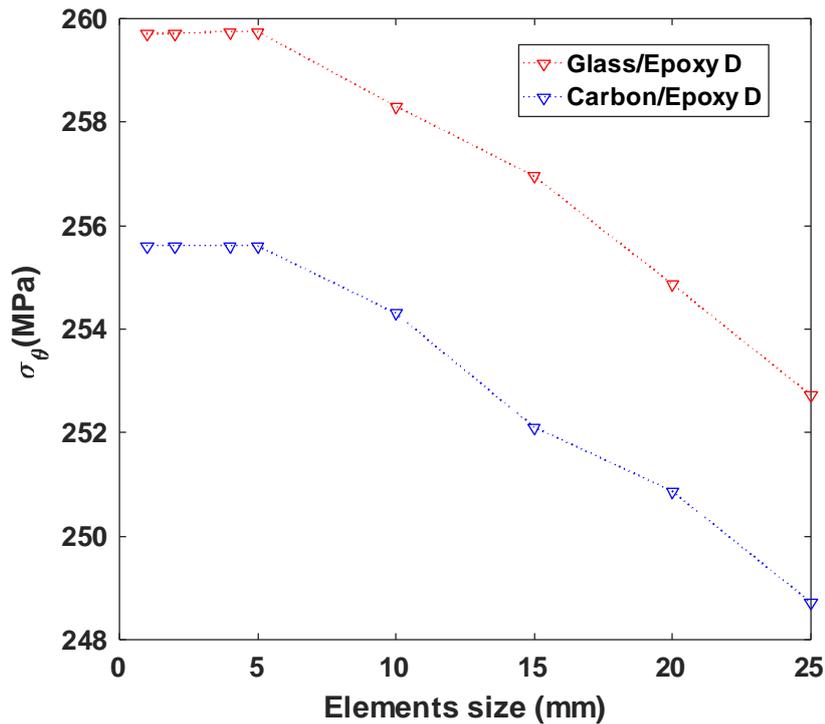


Figure 2-20: Convergence du maillage.

Le modèle 3D a estimé la contrainte circonférentielle en fonction de l'épaisseur pour différents matériaux pour certains cas des résultats d'analyse présentés précédemment. La distribution des contraintes ainsi que la contrainte maximale obtenue sont présentées. Les résultats numériques montrent des tendances raisonnablement comparables avec les courbes analytiques et une évolution similaire pour les résultats d'un tube composite soumis à une pression interne. Les Figures 2-22 et 2-23 montrent ces variations pour la contrainte circonférentielle à travers l'épaisseur dans le cas du stratifié (D) en verre/époxy. La contrainte de cisaillement pour le cas (B) et (D) en carbone/époxy et la contrainte longitudinale pour le cas (E) du verre/époxy en utilisant des images de chaque couche capturée sur la fenêtre de résultat (Afin de voir la répartition) ont été présentés et comparés aux résultats analytiques associés. Un bon accord a été obtenu entre les différents résultats. A travers les résultats obtenus, nous concluons que les stratifiés (C) et (D) possèdent, respectivement, la stratification idéale pour les tubes composites CFRP et GFRP.

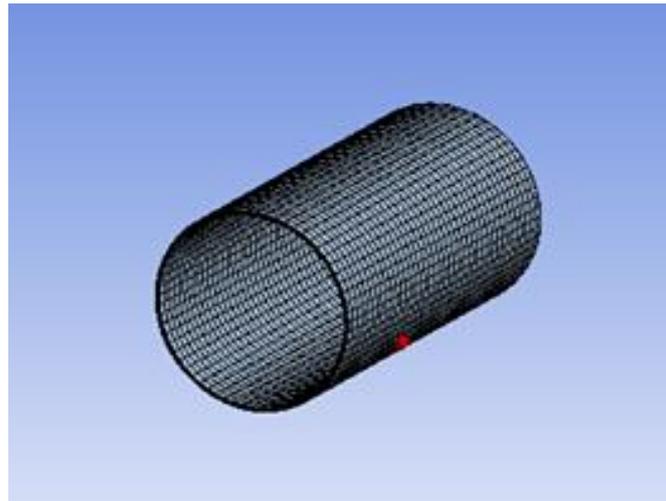


Figure 0-21:Modèle EF du tube composite.

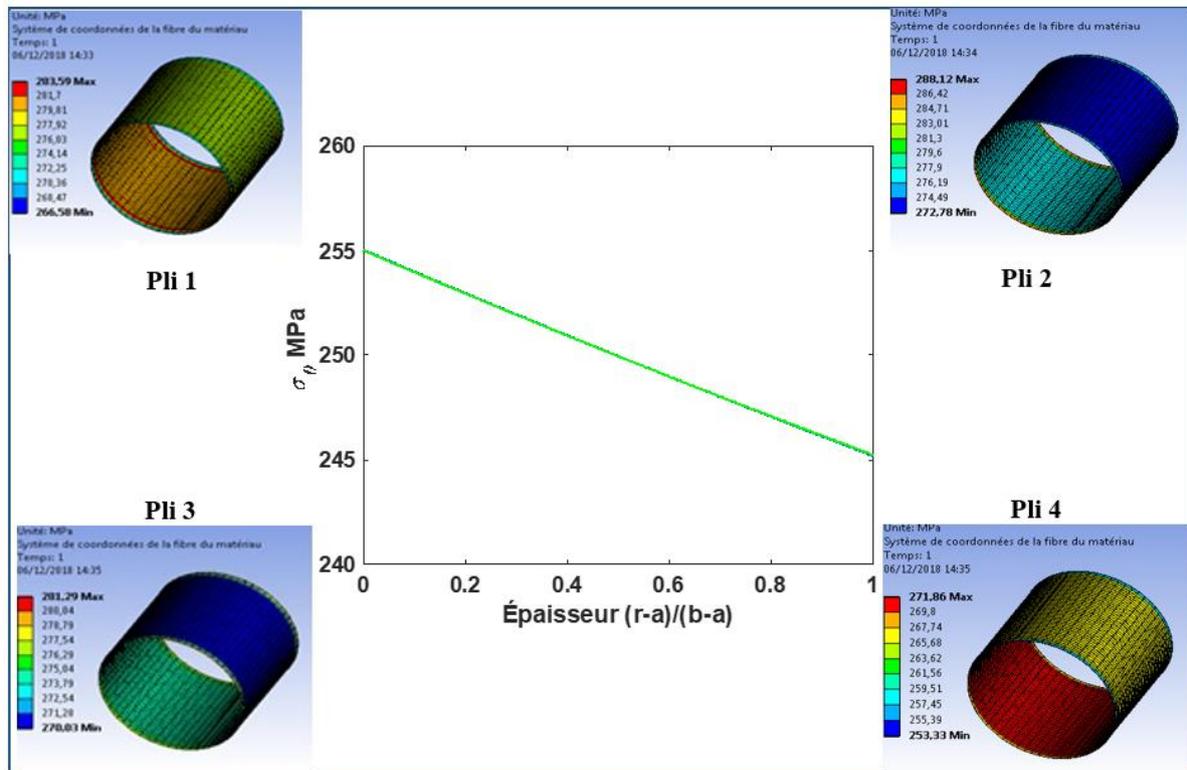


Figure 2-22: Répartition de la contrainte circonférentielle à travers l'épaisseur pour le stratifié (D) verre/epoxy.

Les avantages du modèle numérique sont évidents ; il peut donner des prévisions précises et fiables avec visualisation des contraintes dans chaque section transversale, comme le montrent les résultats présentés sur la Figure 2-23. Aucune différence de contraintes n'apparaît sur les couches composites de la structure tubulaire et la distribution des contraintes diminue de la

couche interne à la couche externe. De très petites différences apparaissent au niveau de la couche centrale de stratifié (D), pour un composite verre/époxy.

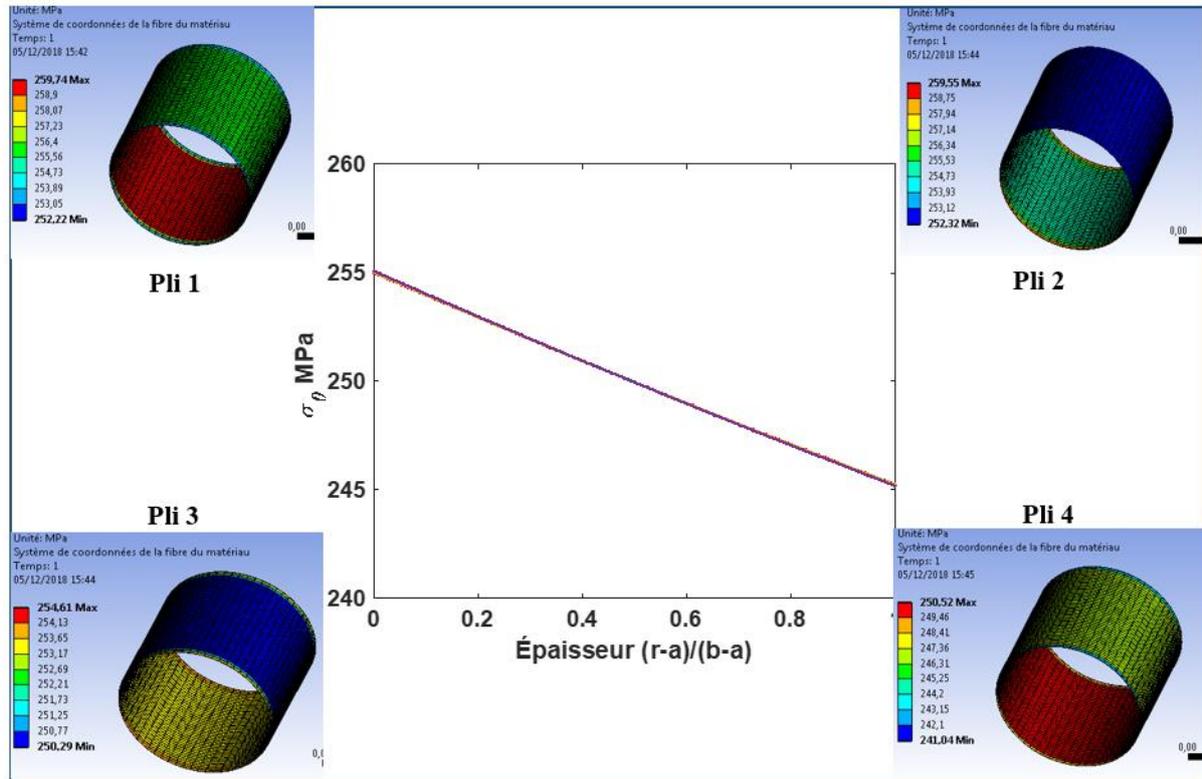


Figure 2-23: Répartition de la contrainte circonférentielle à travers l'épaisseur pour le stratifié (D) verre/époxy.

Les Figures 2-24, 2-25, 2-26 montrent respectivement les différentes valeurs de répartition de la contrainte de cisaillement pour les stratifiés (D) et (B) en carbone/époxy, et la contrainte longitudinale pour le stratifié (E) en verre/époxy en utilisant des clichés de chaque couche capturée sur la fenêtre des résultats (afin de voir la distribution) ont été présentées et comparées aux résultats analytiques associés. Un bon accord a été obtenu entre les différents résultats. Il convient de noter que la valeur de la contrainte de cisaillement obtenue par le modèle numérique atteint la valeur la plus faible et la valeur la plus élevée comme les résultats analytiques. D'après cette comparaison, le modèle numérique proposé correspond bien aux résultats analytiques. L'enquête nous a permis de conclure que les stratifiés (C) et (D) correspondent respectivement à la structure idéale pour les tuyaux composites en CFRP et en GFRP.

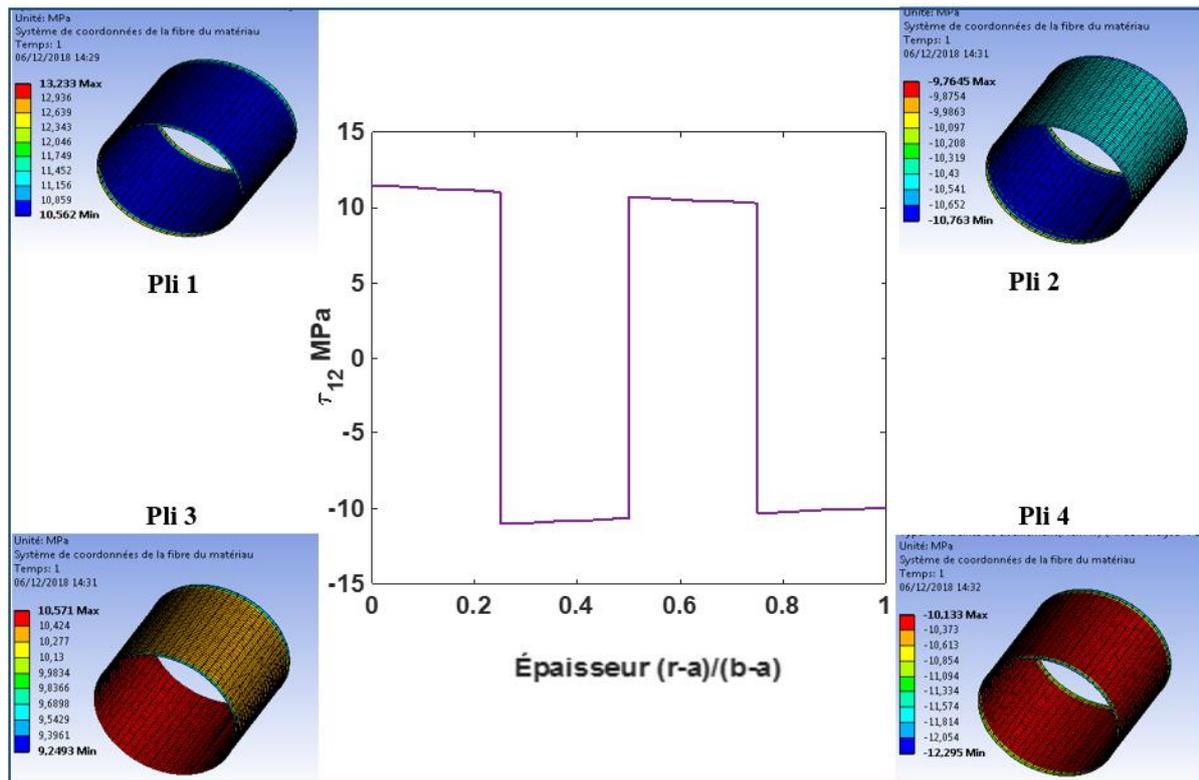


Figure 2-24: Répartition de la contrainte de cisaillement à travers l'épaisseur pour le stratifié (D) en carbone/époxy.

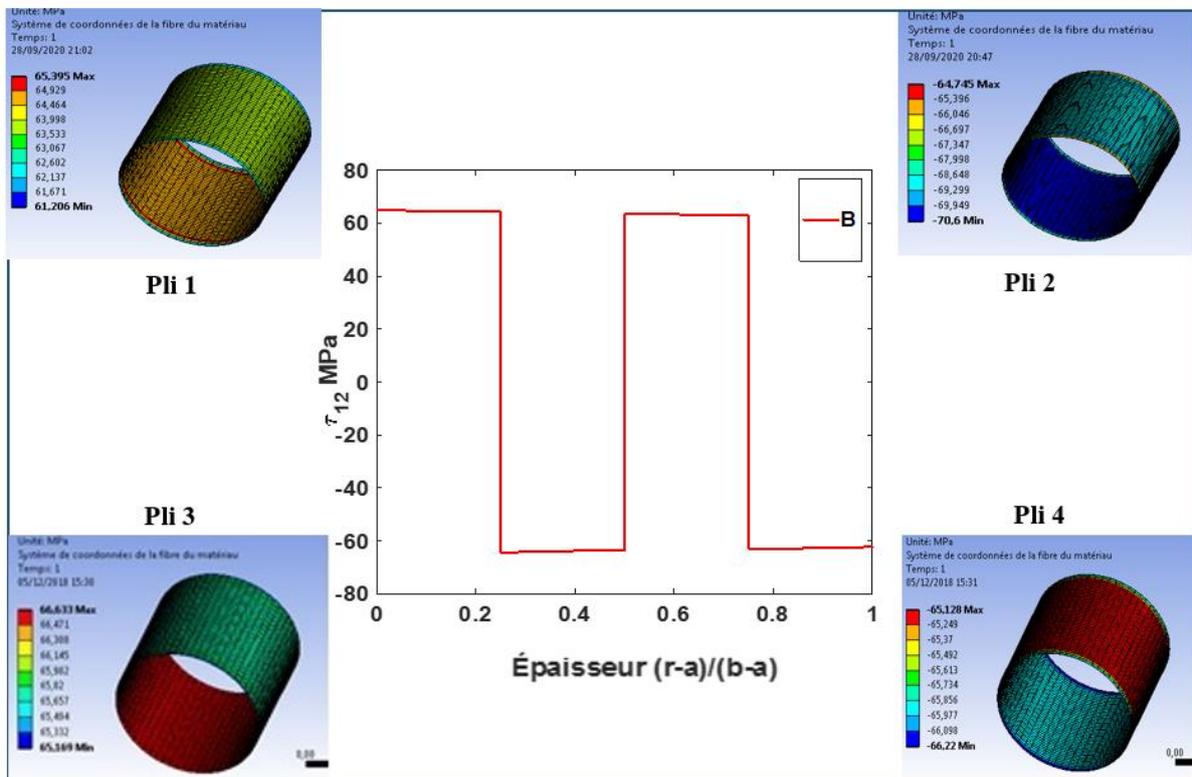


Figure 2-25: Répartition de la contrainte de cisaillement à travers l'épaisseur pour le stratifié (B) en carbone/époxy .

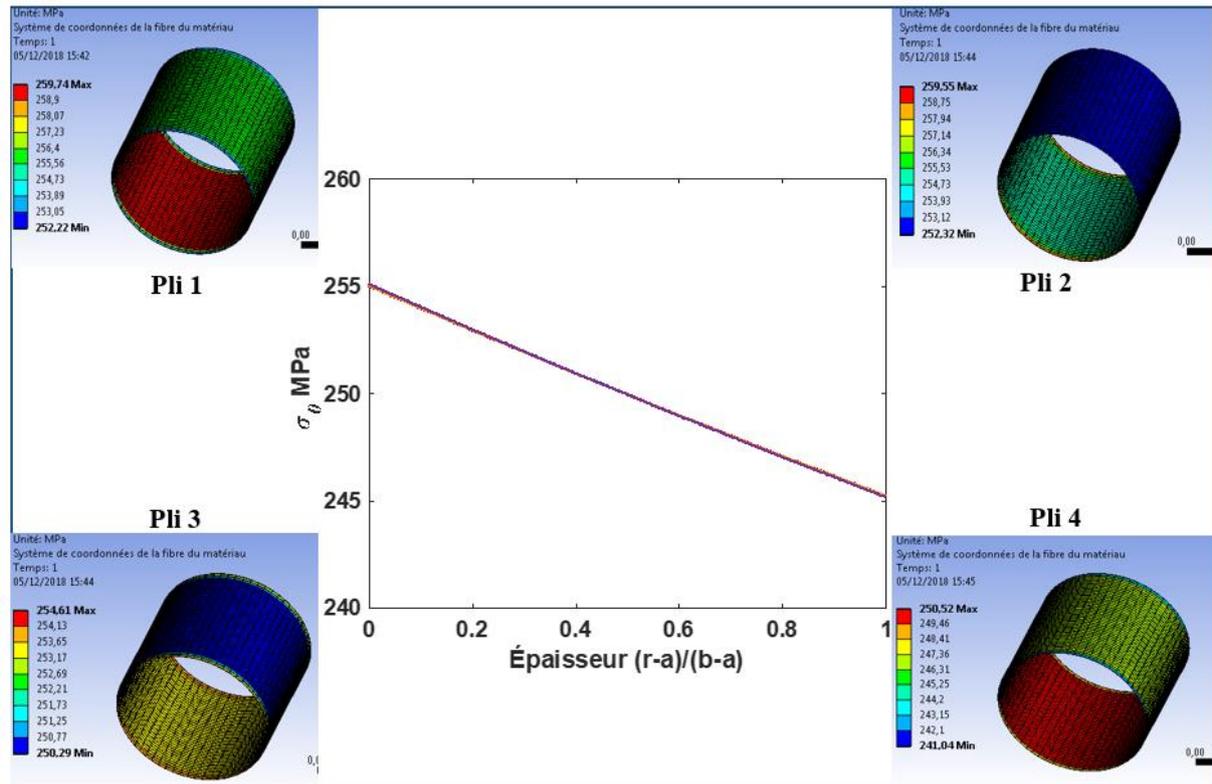


Figure 2-26: Répartition de la contrainte circonférentielle à travers l'épaisseur pour le stratifié (E) en verre/époxy.

2.6 Conclusion

Le but de ce chapitre était le développement d'une procédure avec l'utilisation d'outil mathématique dédié au calcul de la réponse structurelle des tubes composites hybrides lors de sollicitations statiques de type pression interne. Nous nous sommes également attachés à rendre cette méthode utilisable dans le cadre d'applications à l'échelle industrielle.

La modélisation numérique par la méthode des éléments finis avec l'utilisation des codes commerciaux est largement utilisée par les centres industriels pour évaluer les performances des tubes en matériaux composites sous pression. Développer une plate-forme théorique peut être utilisée de manière pratique au début des étapes de la conception de toute structure tubulaire avec des efforts de calcul considérablement réduits. Il convient de mentionner que la procédure expérimentale comme les essais de qualification sur les nouveaux schémas de conception est une tâche obligatoire et la technique de modélisation développée est devenue une nécessité. Toutefois, il peut être utilisé au stade de la conception comme un outil d'ingénierie pour établir la confiance dans le nouveau schéma de conception avant de procéder à l'essai du prototype.

Il a été montré que les contraintes dans les tubes composites dépendent fortement de la séquence d'empilement. Les tubes composites ont été analysés pour différentes orientations et les tubes composites hybrides ont été simulés pour chaque séquence d'empilement. Cette étude paramétrique a permis de déterminer leurs effets sur les contraintes circonférentielles, axiales et radiales. Dans la majorité des orientations, la valeur de la contrainte diminue de la surface de la couche interne à la surface de la couche externe de la structure tubulaire composite et hybride. La contrainte de cisaillement atteint sa valeur la plus faible lorsque les angles d'enroulement sont orientés à 65° (E) pour le verre/époxy et 55° (D) pour le carbone/époxy.

Un bon accord a été obtenu entre les différents résultats, les couches de carbone/époxy restant importantes en valeur et en répartition par rapport au verre/époxy. En général, le modèle 3D et les formulations théoriques sont capables d'analyser les contraintes de la structure tubulaire composite. Les avantages de la méthode proposée sont très clairs : elle peut donner en quelques secondes des prévisions analytiques précises et fiables des distributions des contraintes après l'exécution du programme. Chacun des deux matériaux composites a ses qualités et ses limites, les composites avec fibres de verre sont économiquement très attractifs pour les tubes en composites de taille moyenne, mais les tubes composites avec fibres de carbone offrent d'excellentes propriétés et une bonne résistance à la rupture sous charge quasi statique.

L'étude de la contrainte du tube composite sous l'action d'une pression interne avec des résultats précis sont d'un grand intérêt pour le concepteur. En effet, même une petite imprécision influence l'étude des dommages et devient une cause considérable de la dégradation de l'intégrité structurelle des structures composites.

Références

- [1] Rafiee R, Mazhari B. Simulation of the long-term hydrostatic tests on glass fiber reinforced plastic pipes. *Compos Struct* 2016;136:56–63.
- [2] Yekani Fard M, Raji B, Doan B, Brooks M, Woodward J, Foster C. An experimental study of the mechanical properties of seamless and overlapped stitched composite tubes under hydrostatic pressure, lateral compression, and impact. *J Strain Anal Eng Des* 2020;55:212–21.
- [3] Sari M, Karakuzu R, Deniz ME, Icten BM. Residual failure pressures and fatigue life of filament-wound composite pipes subjected to lateral impact. *J Compos Mater* 2012;46:1787–94.
- [4] Rafiee R, Elasm F. Theoretical modeling of fatigue phenomenon in composite pipes. *Compos Struct* 2017;161:256–63. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.11.054>.
- [5] Bai Y, Yuan S, Cheng P, Han P, Ruan W, Tang G. Confined collapse of unbonded multi-layer pipe subjected to external pressure. *Compos Struct* 2016;158:1–10.
- [6] Tarfaoui M, Gning PB, Davies P, Collombet F. Scale and size effects on dynamic response and damage of glass/epoxy tubular structures. *J Compos Mater* 2007;41:547–58..
- [7] Tarfaoui M, Gning PB, Hamitouche L. Dynamic response and damage modeling of glass/epoxy tubular structures: Numerical investigation. *Compos Part A Appl Sci Manuf* 2008;39:1–12.
- [8] Gning PB, Tarfaoui M, Collombet F, Riou L, Davies P. Damage development in thick composite tubes under impact loading and influence on implosion pressure: Experimental observations. *Compos Part B Eng* 2005;36:306–18..
- [9] Gning PB, Tarfaoui M, Collombet F, Davies P. Prediction of damage in composite cylinders after impact. *J Compos Mater* 2005;39:917–28.
- [10] Maziz A, Rechak S, Tarfaoui M. Comparative study of tubular composite structure subjected to internal pressure loading: Analytical and numerical investigation. *J Compos Mater* 2021;55:1517–33.
- [11] Tarfaoui M, Gning PB, Collombet F. Residual strength of damaged glass/epoxy tubular structures. *J Compos Mater* 2007;41:2165–82.
- [12] Maziz A, Tarfaoui M, Gemi L, Rechak S, Nachtane M. A progressive damage model for pressurized filament-wound hybrid composite pipe under low-velocity impact. *Compos Struct* 2021;276:114520.
- [13] Maziz A, Tarfaoui M, Rechak S, Nachtane M, Gemi L. Finite Element Analysis of Impact-Induced Damage in Pressurized Hybrid Composites Pipes. *Int J Appl Mech* 2021.
- [14] Tarakçioğlu N, Gemi L, Yapici A. Fatigue failure behavior of glass/epoxy $\pm 55^\circ$ filament wound pipes under internal pressure. *Compos Sci Technol* 2005;65:703–8.
- [15] Gemi L. Investigation of the effect of stacking sequence on low velocity impact response and damage formation in hybrid composite pipes under internal pressure. A comparative study. *Compos Part B Eng* 2018;153:217–32.
- [16] Bakaiyan H, Hosseini H, Ameri E. Analysis of multi-layered filament-wound composite pipes under combined internal pressure and thermomechanical loading with thermal variations. *Compos Struct* 2009;88:532–41.
- [17] Martins LAL, Bastian FL, Netto TA. Structural and functional failure pressure of filament wound composite tubes. *Mater Des* 2012;36:779–87.
- [18] Al-Khalil MFS, Soden PD, Kitching R, Hinton MJ. The effects of radial stresses on the strength

- of thin-walled filament wound GRP composite pressure cylinders. *Int J Mech Sci* 1995;38:97–120.
- [19] Rousseau J, Perreux D, Verdier N. The influence of winding patterns on the damage behaviour of filament-wound pipes. *Compos Sci Technol* 1999;59:1439–49.
- [20] R. Rafiee, M. Fakoor HH. The influence of production inconsistencies on the functional failure of GRP pipe *Steel Compos Struct*, 19 (6) (2016) n.d.
- [21] Rafiee R, Torabi MA, Maleki S. Investigating structural failure of a filament-wound composite tube subjected to internal pressure: experimental and theoretical evaluation. *Polym Test* 2018;67:322–30.
- [22] Benyahia H, Tarfaoui M, El Moumen A, Ouinas D, Hassoon OH. Mechanical properties of offshoring polymer composite pipes at various temperatures. *Compos Part B Eng* 2018;152:231–40.
- [23] Benyahia H, Tarfaoui M, El Moumen A, Ouinas D. Prediction of notched strength for cylindrical composites pipes under tensile loading conditions. *Compos Part B Eng* 2018;150:104–14.
- [24] Diniz Melo JD, Levy Neto F, de Araujo Barros G, de Almeida Mesquita FN. Mechanical behavior of GRP pressure pipes with addition of quartz sand filler. *J Compos Mater* 2011;45:717–26.
- [25] Nachtane M, Tarfaoui M, Goda I, Rouway M. A review on the technologies, design considerations and numerical models of tidal current turbines. *Renew Energy* 2020;157:1274–88.
- [26] Nachtane M, Tarfaoui M, El Moumen A, Saifaoui D. Damage prediction of horizontal axis marine current turbines under hydrodynamic, hydrostatic and impacts loads. *Compos Struct* 2017;170:146–57.
- [27] Tarfaoui M, Nachtane M, Boudounit H. Finite element analysis of composite offshore wind turbine blades under operating conditions. *J Therm Sci Eng Appl* 2020;12.
- [28] Lagdani O, Tarfaoui M, Nachtane M, Trihi M, Laaouidi H. A numerical investigation of the effects of ice accretion on the aerodynamic and structural behavior of offshore wind turbine blade. *Wind Eng* 2021:0309524X20983220.
- [29] Lagdani O, Tarfaoui M, Nachtane M, Trihi M, Laaouidi H. Numerical Simulation of the Impact of Ice Accumulation on a Composite Wind Turbine Blades located in a Cold Climate. *E3S Web Conf.*, vol. 229, 2021, p. 1052.
- [30] Lagdani O, Tarfaoui M, Nachtane M, Trihi M, Laaouidi H. Numerical investigation of ice accretion on an offshore composite wind turbine under critical loads. *Int J Energy Res* 2021;45:4112–32.
- [31] Tarfaoui M, Nachtane M, Khadimallah H, Saifaoui D. Simulation of mechanical behavior and damage of a large composite wind turbine blade under critical loads. *Appl Compos Mater* 2018;25:237–54.
- [32] Liu W, Wang S. Analytical prediction of buckling collapse for reinforced thermoplastic pipes based on hoop stress analysis of crushed rings. *Ocean Eng* 2019;187:106203.
- [33] Hocine A, Chapelle D, Boubakar ML, Benamar A, Bezazi A. Experimental and analytical investigation of the cylindrical part of a metallic vessel reinforced by filament winding while submitted to internal pressure. *Int J Press Vessel Pip* 2009;86:649–55.
- [34] Akpınar S, Aydın MD. 3-D non-linear stress analysis on the adhesively bonded composite joint under bending moment. *Int J Mech Sci* 2014;81:149–57.

- [35] Camponeschi Jr ET. Compression response of thick-section composite materials. University of Delaware, 1990.

Chapitre 3 : Performances à l'impact des structures tubulaires hybrides

Sommaire

Chapitre 3 : Performances à l'impact des structures tubulaires hybrides.....	98
3.1 Investigation expérimentale	101
3.1.1 Description de la procédure expérimentale	101
3.1.2 Matériaux, conditions aux limites et chargement.....	103
3.1.3 Matériaux.....	103
3.1.4 Application de la précontrainte : pression interne	105
3.1.5 Angle d'enroulement	106
3.2 Modélisation 3D Continuum Shell	108
3.2.1 Modèles constitutifs pour la prédiction des dommages.....	108
3.2.2 Réponse matérielle endommagée	108
3.2.3 Critères d'initiation des dommages.....	109
3.2.4 Endommagement intralaminaire.....	110
3.2.5 Endommagement interlaminaire.....	111
3.2.6 Modèle numérique	114
3.3 Résultats et discussion	115
3.3.1 Influence du critère 2D implémenté	115
3.3.2 Chargement statique	118
3.3.3 Formation des dommages	120
3.4 Modélisation 3D solide	126
3.4.1 Développement d'une subroutine VUMAT	126
3.4.2 Modèles et formulations des dommages	126
3.4.2.1 Dégradation progressive du matériau composite	127
3.4.3 Critères de défaillance intralaminaire.....	128
3.4.4 VUMAT et Processus d'analyse numérique	132
3.4.5 Mise en œuvre numérique des essais d'impact	133
3.4.6 Maillage	133
3.4.7 Conditions aux limites et algorithme de contact	133
3.5 Résultats et discussions	134
3.5.1 Influence du critère implémenté	134
3.5.2 Fissuration matricielle	136

3.5.3	Évaluation des coefficients S_{mc} et S_{mt}	140
3.5.4	Confrontation essai endommagent/simulation numérique et comparaison avec différentes séquences d'empilement employé.....	142
3.5.5	Dissipation de l'énergie et la formation des dommages	147
3.5.6	Formation et tolérances aux dommages	149
3.5.7	Discussions	153
3.6	Conclusion	154
3.7	Références	156

L'allègement des structures est un enjeu majeur pour les industriels. Pour atteindre les objectifs de réduction de masse, des conceptions en rupture doivent être proposées et l'utilisation des matériaux composites est en cours d'évaluation. Pour accompagner ces changements, les outils et les méthodes de dimensionnement doivent évoluer. Dans ce chapitre, on s'intéresse à développer une méthode de modélisation macroscopique capable de reproduire le comportement anisotrope des matériaux induit par le procédé de mise en forme, les phénomènes d'endommagement et de rupture sous sollicitations dynamiques. Les structures tubulaires en matériaux composites deviennent de plus en plus attrayantes, principalement en raison de leur résistance à la corrosion et de leur poids. Ils sont utilisés dans de nombreuses applications comme outil de transport des fluides sur le sol ou enterrés sous terre. Dans ces conditions, les tubes sont facilement exposés à des dommages dus aux chocs lors de l'installation et parfois aussi pendant le service (sous pression). Les dommages dus aux chocs peuvent réduire considérablement l'intégrité structurelle. L'effet de l'impact sur les enroulements filamenteux commerciaux renforcés de fibres de verre et de carbone n'est toujours pas bien compris et la modélisation de l'effet de l'impact est une tâche très complexe. Des méthodes fiables pour décrire et modéliser les effets de ce phénomène et de comprendre les mécanismes d'endommagement seront intéressantes pour l'industrie afin de minimiser les coûts d'exploitation et les campagnes expérimentales. Les méthodes d'essai standard pour mesurer les propriétés des matériaux sont généralement faites pour les éprouvettes plates et les propriétés des matériaux ne sont pas nécessairement représentatives pour le tube. Par exemple, la norme DNV pour les composants composites (DNV-OS-C5014) exige une réduction de 40 % de la résistance et de 20 % du module si les données de la plaque sont utilisées pour les enroulements filamenteux, cette approche est juste donnée comme une estimation approximative. Cependant, la certification des structures en matériaux composite est une procédure lourde et complexe. Le « Virtual Testing » consiste à remplacer une grande partie des essais réels par des simulations numériques en vue de diminuer le nombre d'essais physiques nécessaires pour la certification. Toutefois, les modèles ainsi que les méthodes de calcul utilisés pour les simulations doivent avoir la confiance des autorités de contrôle. Ce qui concerne les études sur les tubes en matériaux composite sous sollicitation de type impact, de nombreux chercheurs ont étudié l'évolution des dommages dans l'intégrité de la structure tubulaire [1], [2], [3], [4], [5], [6].

Les impacts peuvent réduire de manière significative la résistance résiduelle des structures composites sans nécessairement laisser de marques visibles sur la surface extérieure, pour cela la simulation de dommages progressifs dans les structures composites sous un impact à faible

vitesse est de plus en plus recommandée pour améliorer leur intégrité structurelle. L'objectif d'une part est d'analyser les tubes hybrides sous sollicitations combinées au même temps de développer un modèle numérique robuste pour représenter avec précision ce qui est observé dans les résultats expérimentaux. Cela permet d'élaborer des outils permettant de dimensionner les structures composites sous des sollicitations dynamiques et de garantir leur durabilité sur une longue période.

3.1 Investigation expérimentale

Bien que le comportement statique des composites soit assez bien établi dans la littérature, il n'est pas possible de dire la même chose pour le comportement dynamique (impact par exemple) (Zukas et al. [7]). La norme ASTM D7139 peut être utilisée pour guider l'essai de choc pour des plaques composites. Cependant, il n'existe pas de norme pour les tests d'impact sur les tubes composites. En outre, plusieurs études sur les plaques composites sous impact ont été abordées par certains chercheurs (Donadon et al. [8], Khalili et al. [9], Xiao [10]), Tita et al. [11]), mais seules quelques études ont été réalisées, concernant l'impact sur les tubes (Tarfaoui et al. [12], [13], [5], Gning et al. [1], Kobayashi et al. [14], Ballère et al. [15]).

Le présent travail consiste en une analyse expérimentale et numérique sur les dommages induits par les charges d'impact dans les tubes hybride en services (pressurée), dans le cadre d'une collaboration entre les trois laboratoires de recherches ; IRDL de L'ENSTA Bretagne, l'université de Konya (Turquie), et GMD à l'école nationale polytechnique d'Alger. Les tests d'impact ont été effectués au sein de laboratoire Erbakan à Konya, afin d'étudier l'effet de certains paramètres sur la réponse dynamique des tubes hybrides. Ainsi, l'anisotropie, le niveau d'énergie, les conditions aux limites et la forme ont été évalués. Trois différents types d'éprouvettes ont été fabriqués en utilisant le procédé d'enroulement filamentaire, et quatre niveaux d'énergie pour les essais d'impact à faible vitesse ont été réalisés en utilisant un impact par un puits de chute.

3.1.1 Description de la procédure expérimentale

Un banc d'essai d'impact par chute a été utilisé pour obtenir les réponses des tubes composites hybrides sous pression interne. Le dispositif d'essai est présenté dans la Figure 3-1. La masse de l'impacteur, de forme hémisphérique, est de 6,35 kg et de diamètre 24 mm. Le capteur de force ICP à quartz PCB a été placé pour mesurer la force de contact lors de l'impact. Les tubes composites hybride ont été placés et fixés sur un guide ou support de forme V. Les éprouvettes

étaient ensuite soumises à une pression interne par des huiles hydrauliques à 32 bars et mesurée par un manomètre et un capteur de pression [16]. Après cela, les éprouvettes fabriquées ont été soumises à un impact à faible vitesse sous différents niveaux d'énergie 5, 10, 15 et 20 J. Pendant l'impact, les signaux de force ont été mesurés en fonction du temps et ont été transmis à la carte d'acquisition de données montée dans un PC et évaluée à l'aide de NI Logiciel Signal Express. Le taux d'échantillonnage du système d'acquisition de données est 25 kHz. Les variations de la force de contact obtenues ont été traitées avec la routine décrite dans la norme ASTM-D-7136 et les relations entre la force de contact, et les déplacements de l'impacteur et l'énergie ont été obtenu. Lorsque l'impacteur frappe les tubes, une partie de l'énergie cinétique de l'impacteur est transférée à la matière et la partie restante est utilisée pour le rebondissement. Ce processus se poursuit jusqu'à ce que l'énergie cinétique de l'impacteur soit entièrement consommée en faisant varier l'énergie d'impact.

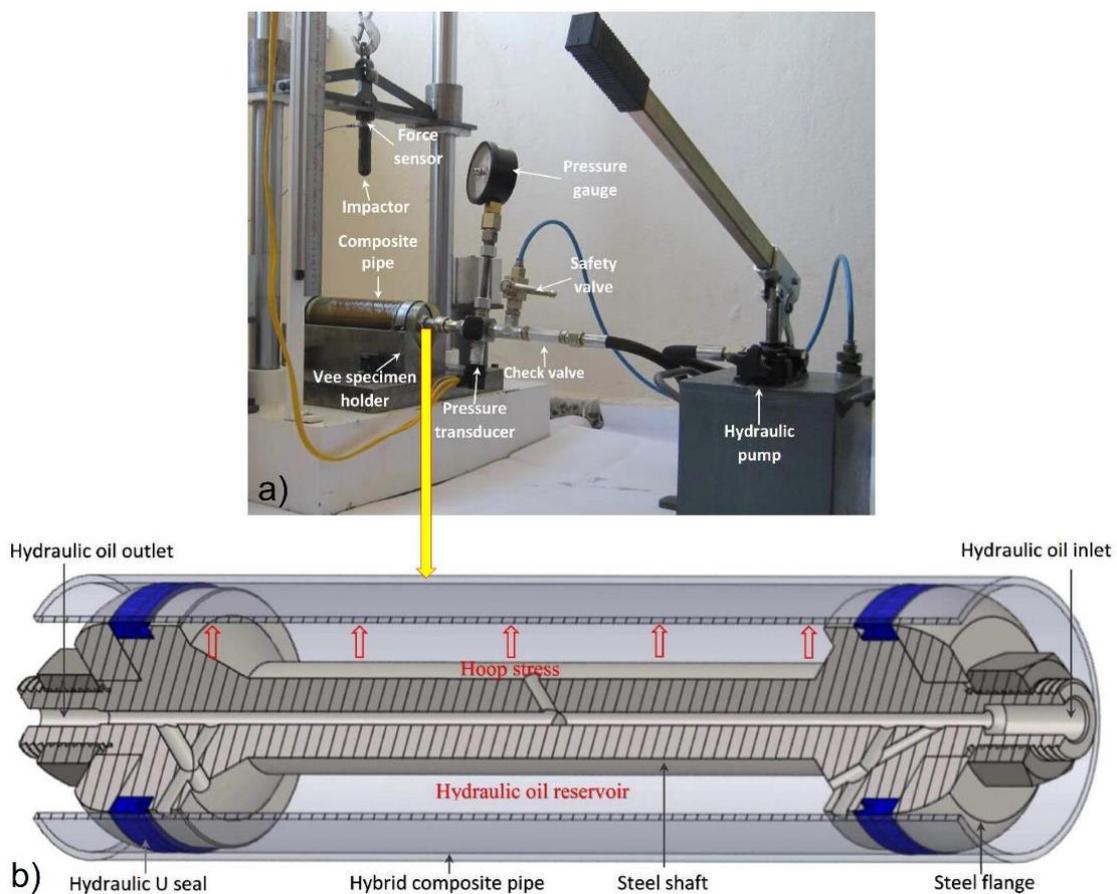


Figure 3-1: Banc d'essai d'impact à faible vitesse et pompe hydraulique

3.1.2 Matériaux, conditions aux limites et chargement

3.1.3 Matériaux

Les tubes composites hybrides à enroulement filamentaire est constitué de de six couches avec des orientations $\pm 55^\circ$ et trois séquences d'empilement : verre-verre-carbone (VVC), verre-carbone-verre (VCV), et carbone-verre-verre (CVV), Figure 3-2. Les échantillons ont été produits par des fibres de carbone et des fibres de verre E avec une taille de 800 et 1200 tex respectivement imprégnés de résine époxy Epikote 828 renforcée.

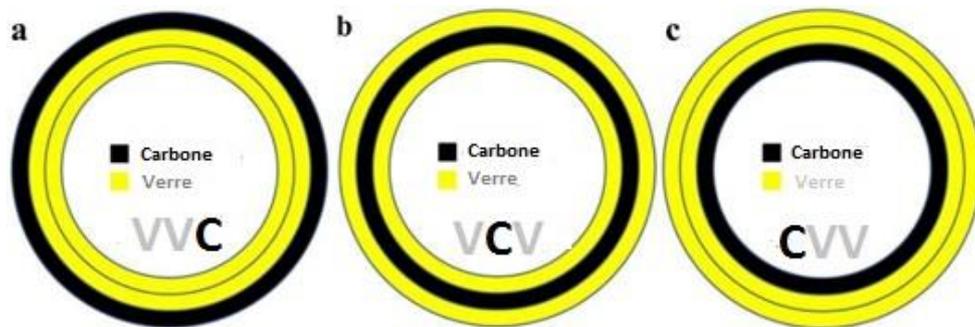


Figure 3-2: Séquences d'empilement.

Les tubes-éprouvette ont une épaisseur de 0,4 mm pour chaque pli. La géométrie des échantillons testés est indiquée dans le Tableau 3-1. Les propriétés des séquences d'empilement ont été définies sur la base des études précédentes [17], [18] présentées dans le Tableaux 3-2, et les propriétés de trois interfaces (carbone-carbone, verre carbone, verre-verre) ont été définies par le calcul inverse et reportées dans le Tableau 3-3.

Rayon interne, R_i (mm)	Rayon externe, R_e (mm)	Longueur de Tube, L (mm)	Séquence d'empilement
36	38.4	300	$[\pm 55]_3$

Tableau 3-1: Géométrie de tube hybride

Matériau : Résine Epoxy	Valeur
<i>Module, E (GPa)</i>	3.4
σ_t (MPa)	50-60
<i>Densité (kg/m³)</i>	1200

Matériau : Verre	Valeur
<i>Fraction Volumique (%)</i>	50
<i>Module, E (GPa)</i>	73.10
σ_t (MPa)	2345
<i>Densité (kg/m³)</i>	2600

Matériau : Carbone	Valeur
<i>Fraction Volumique (%)</i>	10
<i>Module, E (GPa)</i>	230
σ_t (MPa)	3500
<i>Densité (kg/m³)</i>	1750

Tableau 3-2: Propriétés des matériaux utilisés.

Matériau : Verre/Verre	Propriétés
<i>Modèle Cohésif (BK)</i>	$K_n = K_s = K_t = 1.00E + 06 \text{ (N/mm}^3\text{)}$ $t_n = 10, t_s = 14, t_t = 14 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ $G_{IC} = 0.145 \text{ (N/mm)}, G_{IIC} = 0.2 \text{ (N/mm)}, G_{III} = 0.2 \text{ (N/mm)}$ $n = 1$
Matériau : Carbone-Verre	Propriétés
<i>Modèle Cohésif (BK)</i>	$K_n = K_s = K_t = 1.00E + 06 \text{ (N/mm}^3\text{)}$ $t_n = 30 \text{ (N/mm}^2\text{)}, t_s = 80 \text{ (N/mm}^2\text{)}, t_t = 80 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ $G_{IC} = 0.52 \text{ (N/mm)}, G_{IIC} = 0.97 \text{ (N/mm)}, G_{III} = 0.97 \text{ (N/mm)}$ $n = 1.2$
Matériau : Carbone- Carbone	Propriétés
<i>Modèle Cohésif (BK)</i>	$K_n = K_s = K_t = 1.00E + 06 \text{ (N/mm}^3\text{)}$ $t_n = 20, t_s = 80, t_t = 80 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ $G_{IC} = 0.512 \text{ (N/mm)}, G_{IIC} = 2 \text{ (N/mm)}, G_{III} = 2 \text{ (N/mm)}$ $n = 1.3$

Tableau 3-3: Propriétés des interfaces cohésives.

3.1.4 Application de la précontrainte : pression interne

Les échantillons soumis à un impact à faible vitesse sous pression interne sont installés dans un appareil d'essai propre et une pression interne pneumatique de 12 bars est appliquée pour éliminer les débris d'huile hydraulique sur la surface intérieure de tubes composites hybride. Les surfaces endommagées dans les tubes hybrides ont été nettoyées lors de l'application de la pression citée auparavant. Après ces opérations, les éprouvettes ont été découpées pour l'examen des zones endommagées. Afin d'étudier les dommages à l'échelle micro et macro, les éprouvettes endommagées ont été coupées radialement à partir du centre de l'impact et ont été sectionnées selon la direction $+55^\circ$.

3.1.5 Angle d'enroulement

D'après la littérature, un angle d'enroulement de $\pm 55^\circ$ s'est avéré être l'angle optimal pour les tubes à enroulement filamentaire soumis à la fois à une charge de pression interne (Figure 3-3) ou à une charge biaxiale [1], [3]. Ces tubes sont utilisés dans les systèmes de transport de gaz naturel, de pétrole et de pression en circuit fermé. Ils sont considérés comme agissant comme des tubes à extrémité fermée (Figure 3-4) [19]. Les calculs ont été effectués à la lumière des équations données ci-dessous :

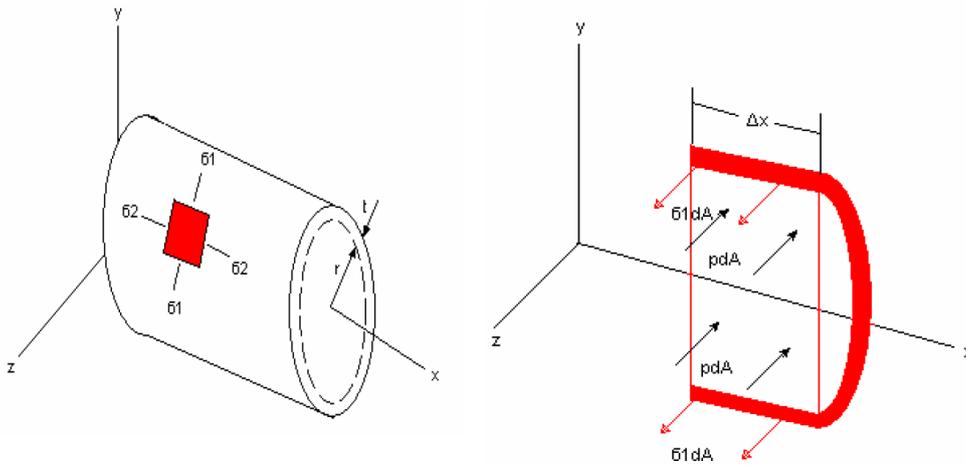


Figure 3-3: Tube avec des extrémités fermées-ouvertes.

$$\sum F_z = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_1(2t\Delta x) - p(2r\Delta x) = 0 \quad (3.1)$$

En résolvant cette expression pour la contrainte radiale.

$$\sigma_1 = \frac{pr}{t} \quad (3.2)$$

$$\sum F_z = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_2(2\pi rt) - p(\pi r^2) = 0 \quad (3.3)$$

A partir de la solution de l'équation, on trouve l'expression suivante :

$$\sigma_2 = \frac{pr}{2t} \quad (3.4)$$

D'après les équations (3.2) et (3.4), nous pouvons dire que la contrainte radiale est le double de la contrainte axiale σ_1 ;

$$\sigma_1 = 2\sigma_2 \quad (3.5)$$

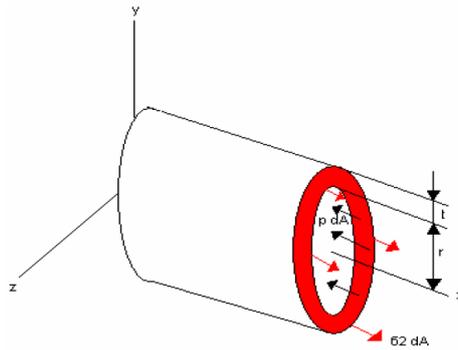


Figure 3-4: Tube avec extrémités fermées-fermées

Pour un tube de pression en matériau composite ;

- 1) Pour un tube de pression à extrémités ouvertes, les fibres ont la valeur de résistance la plus élevée lorsqu'elles sont enroulées à un angle d'enroulement de 90° .
- 2) Pour les cylindres fermés, en supposant que toute la charge est supportée par les fibres :

$$\sigma_1 = \sigma_f \cos^2 \theta \quad (3.6)$$

$$\sigma_2 = \sigma_f \sin^2 \theta \quad (3.7)$$

D'après la relation entre la contrainte axiale et la contrainte radiale que nous avons trouvée précédemment, si nous égalisons les équations (3.6) et (3.7), nous trouvons à quel angle les fibres auront leurs valeurs de résistance maximales.

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{\sigma_f \sin^2 \theta}{\sigma_f \cos^2 \theta} = \tan^2 \theta = 2 \quad (3.8)$$

Et l'angle $\theta = 55^\circ$.

3.2 Modélisation 3D Continuum Shell

3.2.1 Modèles constitutifs pour la prédiction des dommages

3.2.2 Réponse matérielle endommagée

Dans cette section, le modèle de dommages progressifs est discuté en expliquant l'équation des différents modes de rupture mise en œuvre. Les dommages dans les composites se produisent en deux phases : l'initiation et l'évolution. Nous adoptons dans cette étude le modèle proposé par Matzenmiller et al. [20], pour calculer la dégradation des coefficients de la matrice de rigidité. Dans ce modèle, les relations constitutives pour un stratifié composite endommagé peuvent être décrites sous la forme :

$$\hat{\sigma} = M\sigma \quad (3.9)$$

Où, σ la contrainte réelle et M est l'opérateur du dommage, qui a la forme diagonale suivante :

$$M = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1 - d_f)} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{(1 - d_m)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1 - d_s} \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

Où d_f, d_m, d_s sont des variables internes qui caractérisent respectivement les dommages causés aux fibres, à la matrice et en cisaillement. La matrice de conformité endommagée a la forme :

$$H = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-d_f)E_1} & -\frac{\vartheta_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\vartheta_{12}}{E_1} & \frac{1}{(1-d_m)E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_s)G_{12}} \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

La matrice de rigidité correspondante est obtenue à partir :

$$C = \frac{1}{D} \begin{bmatrix} (1-d_f)E_1 & (1-d_f)(1-d_m)\vartheta_{21}E_1 & 0 \\ (1-d_f)(1-d_m)\vartheta_{12}E_2 & \frac{1}{(1-d_m)E_2} & 0 \\ 0 & 0 & D(1-d_s)G_{12} \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Où $D = 1 - (1-d_f)(1-d_m)\vartheta_{12}\vartheta_{21}$

E_1 , E_2 et G_{12} sont les modules de Young et de cisaillement respectivement.

ϑ_{12} , ϑ_{21} Sont les coefficients de Poisson.

Les variables d'endommagement d_f , d_m , d_s peuvent avoir différentes valeurs de tension et de compression, qui seront désignées par d_f^t , d_f^c , d_m^t , d_m^c correspondent aux quatre modes suivants :

$$d_f = \begin{cases} d_f^t & \text{si } \hat{\sigma}_{11} \geq 0 \\ d_f^c & \text{si } \hat{\sigma}_{11} < 0 \end{cases} \quad (3.13)$$

$$d_m = \begin{cases} d_m^t & \text{si } \hat{\sigma}_{22} \geq 0 \\ d_m^c & \text{si } \hat{\sigma}_{22} < 0 \end{cases} \quad (3.14)$$

De plus, nous supposons que la variable d'endommagement correspondant au cisaillement n'est pas indépendante et peut être exprimée sous forme de fonction :

$$d_s = 1 - (1-d_f^t)(1-d_f^c)(1-d_m^t)(1-d_m^c) \quad (3.15)$$

3.2.3 Critères d'initiation des dommages

La modélisation des dommages dans les stratifiés composites peut être étudiée par une approche de critères de rupture basée sur la contrainte ou la déformation ou en suivant les concepts de la mécanique de l'endommagement et de la rupture. Hashin a proposé quatre

critères de rupture pour les composites, à savoir : l'endommagement des fibres en tension et en compression et la rupture de la matrice en tension et en compression, Tableau 3-4. Les critères de Hashin ont été mis en œuvre dans la majorité des logiciels d'éléments finis. Ainsi, dans la présente étude, ce critère est utilisé pour estimer l'initiation des dommages des fibres et de la matrice. En premier lieu, un critère bidimensionnel est utilisé pour quantifier l'effet de la loi implémentée dans le code de calcul Abaqus.

Fibre	▪ Fibre en tension ($\sigma_{11} \geq 0$)	$F_{ft} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X^T}\right)^2 + \alpha \left(\frac{\sigma_{12}}{S^L}\right)^2 \geq 1$
	▪ Fibre en compression ($\sigma_{11} < 0$)	$F_{fc} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X^C}\right)^2 \geq 1$
Matrice	▪ Matrice en tension ($\sigma_{22} \geq 0$)	$F_{mt} = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y^T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S^L}\right)^2 \geq 1$
	▪ Matrice en compression ($\sigma_{22} < 0$)	$F_{mc} = \left(\frac{\sigma_{22}}{2S^T}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y^C}{2S^T}\right)^2 - 1\right] \frac{\sigma_{22}}{Y^C} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S^L}\right)^2 \geq 1$

Tableau 3-4: Critère de Hashin 2D.

Avec

X^T : indique la résistance à la traction dans le sens des fibres.

X^C : indique la résistance à la compression dans le sens des fibres.

Y^T : indique la résistance à la traction dans le sens transversal.

Y^C : désigne la résistance à la compression dans le sens transversal.

S^L : indique la résistance au cisaillement longitudinal du composite.

S^T : indique la résistance au cisaillement transversal du composite.

Le coefficient α détermine la contribution de la contrainte de cisaillement sur la traction des fibres et σ_{11} , σ_{22} , σ_{12} le tenseur des contraintes.

3.2.4 Endommagement intralaminaire

Les dommages causés au matériau composite sont le résultat d'une accumulation de défauts microscopiques dans la fibre et la matrice et d'autres types de dégradations. L'apparition et le développement de microfissures de tailles différentes à l'intérieur et à l'extérieur de la structure est considérée comme un des principaux facteurs du mécanisme de fracture. Pour simuler

l'évolution des dommages, la modélisation doit prendre en compte les différentes formes de dommages survenant lors des essais d'impact. Il n'est pas nécessaire que le modèle numérique prenne en compte tous les phénomènes physiques observés si leur présence n'affecte pas de manière pertinente le comportement de la structure tubulaire actuelle. Il a été décidé dans cette étape de ne restaurer que les dommages de la matrice et des fibres, les critères de Hashin (1980) [21] ont été utilisés pour la modélisation 3D en Continuum Shell.

3.2.5 Endommagement interlaminaire

L'endommagement du stratifié se produit lorsque la contrainte vraie appliquée dans le stratifié atteint la résistance ultime. Le décollement de l'interface entre les deux plis adjacents, également appelé délaminage, ce dernier a été identifié comme l'un des principaux modes d'endommagement des stratifiés composites. Pour la simulation numérique, il existe trois modèles couramment utilisés pour simuler le délaminage :

- (a) le modèle basé sur les critères de défaillance,
- (b) le modèle de mécanique de la rupture et
- (c) le modèle de la zone cohésive.

Le premier modèle considère le délaminage comme un type de mode de défaillance dans les critères de défaillance. Par exemple, Hou et al. [22] ont proposé un critère de défaillance 3D introduisant le délaminage. Bien que ce type de méthode ait une bonne efficacité numérique, l'interface n'est pas indépendante en raison de l'interaction entre les différents modes de défaillance. Le deuxième modèle est établi sur la base de la technique de fermeture virtuelle des fissures (VCCT) qui nécessite de prédéfinir l'initiation de la fissure, Krueger et al. [23]. En outre, ce modèle nécessite également d'appliquer la technique de remaillage adaptatif au voisinage de la fissure, ce qui est coûteux en termes de types de calcul dans les problèmes tridimensionnels. Cependant, le dernier modèle a surmonté les inconvénients de la VCCT. Le modèle de la zone cohésive utilise un critère de résistance et un critère d'énergie de rupture pour décrire l'amorçage et la propagation des dommages, Camanho et al. [24].

Compte tenu des avantages et des inconvénients de chaque modèle, les éléments d'interface cohésifs d'épaisseur zéro avec la loi de traction-séparation bilinéaire sont insérés dans la majorité des modèles numérique pour simuler le délaminage entre les couches adjacentes dans les structures composites. Comme on peut le voir sur la Figure 3-5, la réponse des éléments de la zone cohésive est contrôlée par la relation typique de traction-séparation bilinéaire où les indices n , s et t sont la direction normale, la première et la deuxième direction de cisaillement dans le plan, respectivement. Les exposants 0 et f se réfèrent au moment de dommage initial et

au moment de rupture finale, respectivement. Avant d'atteindre la contrainte maximale, la réponse initiale de l'élément cohésif est supposée être une relation linéaire. Si la déformation est purement normale à l'interface ou dans la première ou la seconde direction de cisaillement, l'endommagement commencera après le point A.

Malgré le déclenchement satisfaisant des modes de défaillance dans les matériaux composites, la rigidité du matériau continue à se dégrader avec l'augmentation de la charge, Figures 3-5 et 3-6. Le phénomène appelé l'évolution des dommages, la réduction de la raideur du matériau est contrôlée par les variables de dommages correspondant aux modes de dommages. La progression des dommages dans les matériaux composites consiste en endommagement des fibres et de la matrice.

$$d = \frac{\delta_{eq}^f (\delta_{eq} - \delta_{eq}^0)}{\delta_{eq} (\delta_{eq}^f - \delta_{eq}^0)} \quad (3.16)$$

Où (δ_{eq}^0) et (δ_{eq}^f) sont les déplacements équivalents respectivement au point de l'initiation de l'endommagement et à l'état de l'endommagement complètement propagée.

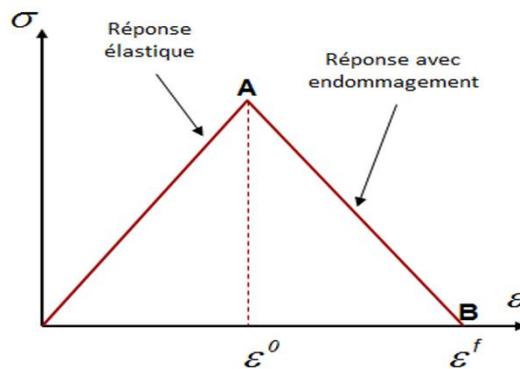


Figure 3-5: Loi bilinéaire d'endommagement implémentée dans Abaqus.

L'apparition de la fissure se produit lorsqu'un critère d'interaction quadratique basé sur les contraintes est satisfait :

$$\left(\frac{t_n}{t_n^{\max}} \right)^2 + \left(\frac{t_s}{t_s^{\max}} \right)^2 + \left(\frac{t_t}{t_t^{\max}} \right)^2 \geq 1 \quad (3.17)$$

t_n , t_s et t_t représentent les contraintes cohésives des éléments utilisateurs. la propagation des dommages a été décrite en utilisant l'énergie de rupture, et un comportement de ramollissement

linéaire a été utilisé. La dépendance de l'énergie de fracture aux modes mixtes est décrite à l'aide de la formulation de Benzeggagh-Kenane[25] :

$$G_c = G_c^I + (G_c^{II} - G_c^I) \left(\frac{G_c^{II} + G_c^{III}}{G_c^{II} + G_c^I} \right)^\eta \quad (3.18)$$

Afin de valider le modèle d'éléments finis proposé pour l'impact à différentes énergies, les historiques force de contact vs. Temps et déplacement vs. Temps ont d'abord été étudiés et comparés aux valeurs expérimentales, deux étapes ont été réalisées dans l'analyse avec le code de calcul :

- 1) Abaqus/Standard : une étape statique générale pour la pression hydrostatique interne.
- 2) Abaqus/Explicite : pour les événements d'impact sur le tube composite hybride précontraint (avec pression/Abaqus Standard).

Un redémarrage a été utilisé dans cette simulation pour passer d'une étape à l'autre. Il y a deux façons de l'utiliser, l'une est la définition du cae et l'autre est la définition de inp. Les détails se trouvent dans les fichiers d'aide d'ABAQUS.

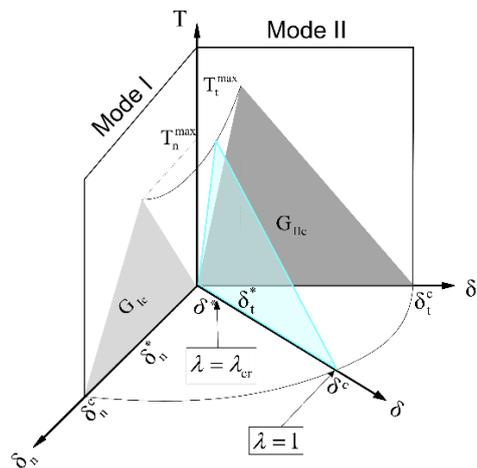


Figure 3-6: Loi de traction-séparation adoptée pour l'approche CZM.

3.2.6 Modèle numérique

Dans cette partie, un modèle standard de coque continue a été utilisé pour modéliser la structure tubulaire hybride (Figure 3-7). Le tube composite hybride est modélisé comme une structure déformable et maillée avec des éléments d'enveloppe continue. L'impacteur, qui a une masse de 6,35 kg et l'appui en forme V, ont été modélisés par des corps rigides et maillés avec des éléments quadrilatéraux rigides R3D4. Des éléments de zone cohésive de zéro mm d'épaisseur ont été insérés entre les plis. La méthode adoptée est basée sur la technique des éléments insérés dans le module d'interaction d'Abaqus [26]. La simulation est réalisée par un ensemble de simulation de code explicite. Le maillage généré considère que les dimensions et la taille des éléments sont identiques. Les contrôles de distorsion implémentés dans le logiciel Abaqus ont été utilisés pour tous les éléments [26]. La vitesse d'impact est imposée comme une condition initiale à l'impacteur au point de référence. La stratégie de modélisation consiste à définir un maillage optimal en vérifiant la convergence de la solution numérique. La Figure 3.8 montre la convergence des résultats numériques. Différents résultats sont ainsi présentés pour la vitesse d'impact en fonction du temps, et pour la déflexion maximale en fonction du temps pour différentes tailles d'éléments allant de 0.5 mm à 10 mm. Nous pouvons observer que la convergence est vérifiée pour les 2 tailles de mailles 0.5 et 1 mm. Par conséquent, une taille de 1 mm est utilisée dans la suite de ce travail

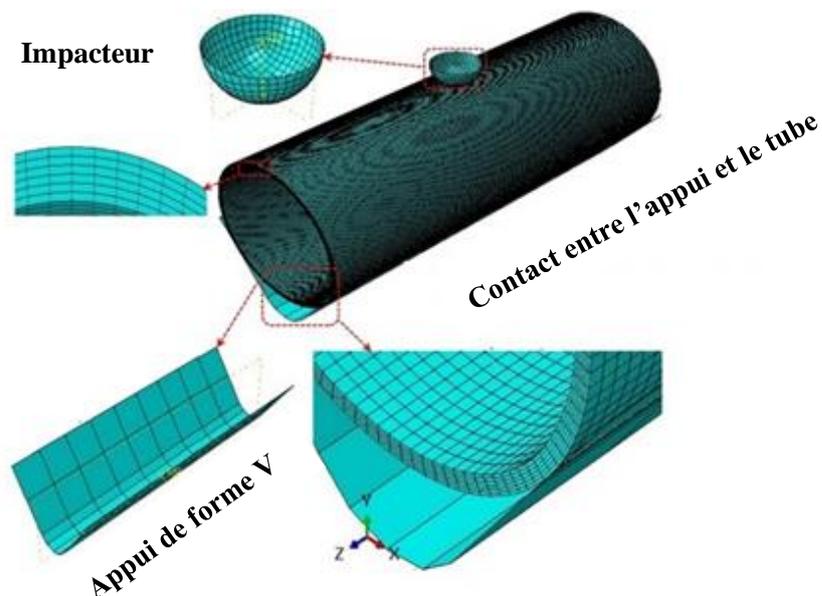


Figure 3-7: Modèle par éléments finis des tubes hybrides, de l'impacteur et d'appui à l'échelle réelle.

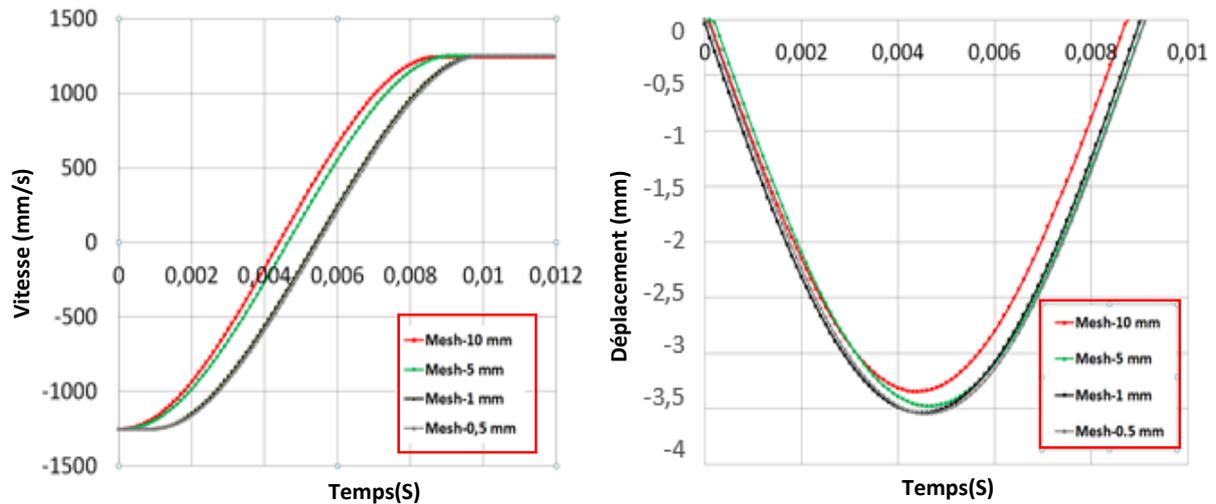


Figure 3-8: Convergence du maillage.

3.3 Résultats et discussion

3.3.1 Influence du critère 2D implémenté

L'influence du critère (2D) implémenté dans la loi de comportement du pli a été étudiée. La loi considérée dans cette étude est le critère de Hashin 2D. Lorsqu'une structure en matériaux composites est soumise à un impact à faible vitesse sans endommagement, la réponse du tube (Force de contact vs. Temps) présente une forme parabolique, symétrique et sans fluctuation. En revanche dans l'étude expérimentale, on peut voir que dans l'ensemble des cas, aucune courbe symétrique n'a été observée, démontre l'apparition de dommages. Pour l'expérimental, chaque essai a été répété au moins trois fois afin de s'assurer de la reproductibilité des essais. La courbe Force-Temps et/ou Force-Déplacement de chaque test a été tracée pour analyser la réponse dynamique des tubes. Les courbes obtenues expérimentalement sont ensuite confrontées avec des résultats numériques et sont présentées pour différentes séquences d'empilement et à différents niveaux d'énergie d'impact. Les Figures 3-9 et 3-10 présentent la corrélation des données numériques et expérimentales. Les résultats du modèle numérique ont montré une bonne prédiction en termes de force de contact en comparaison avec l'expérimentale. La force d'impact maximale, le temps total d'impact, le déplacement maximal et la réponse élastique initiale ont été simulés avec précision. Un léger écart est montré pour les données numériques, mais la tendance générale est bien prédite.

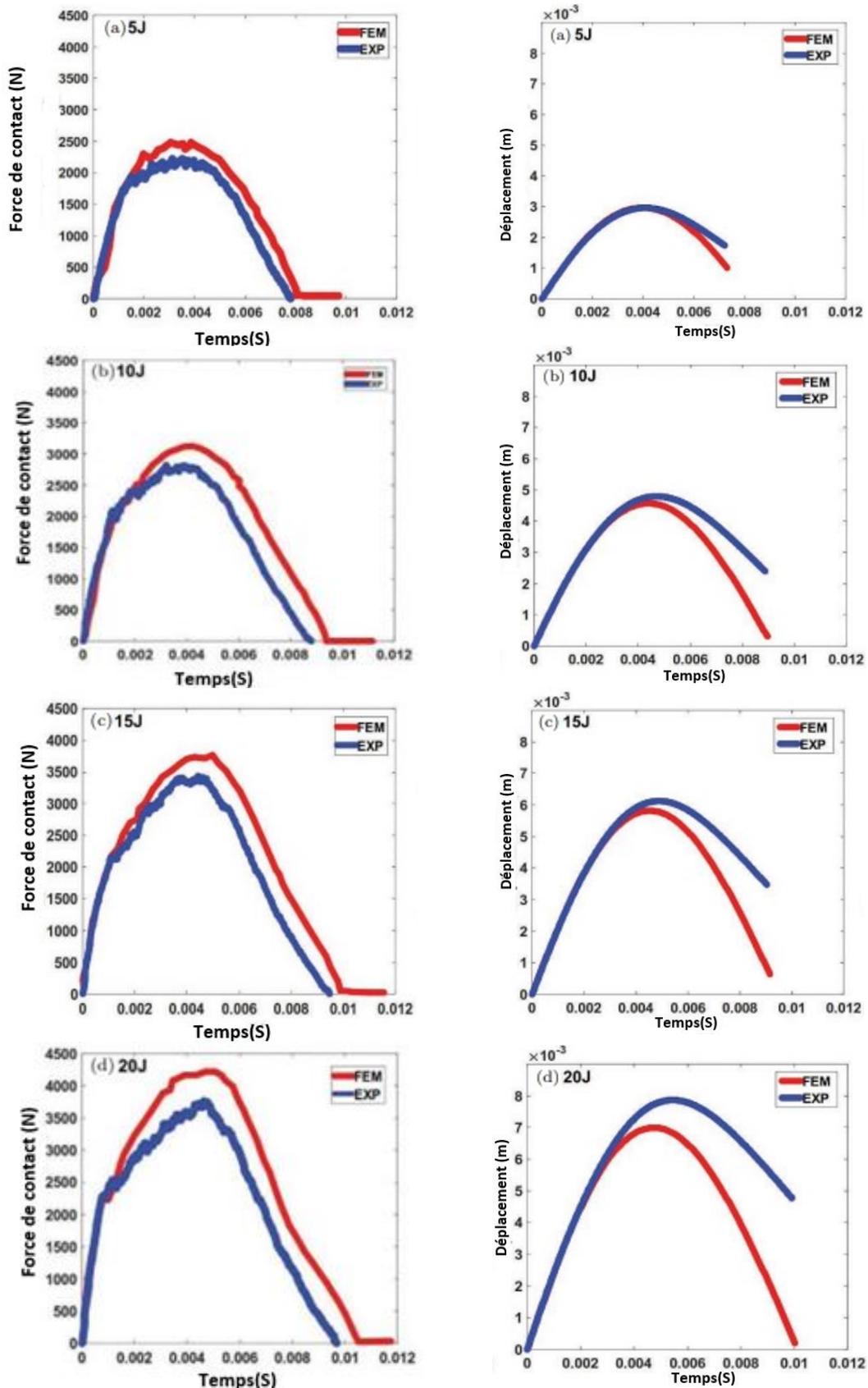


Figure 3-9: Confrontation Test/Simulation pour la séquence d'empilement (VCV) pour différentes énergies d'impact

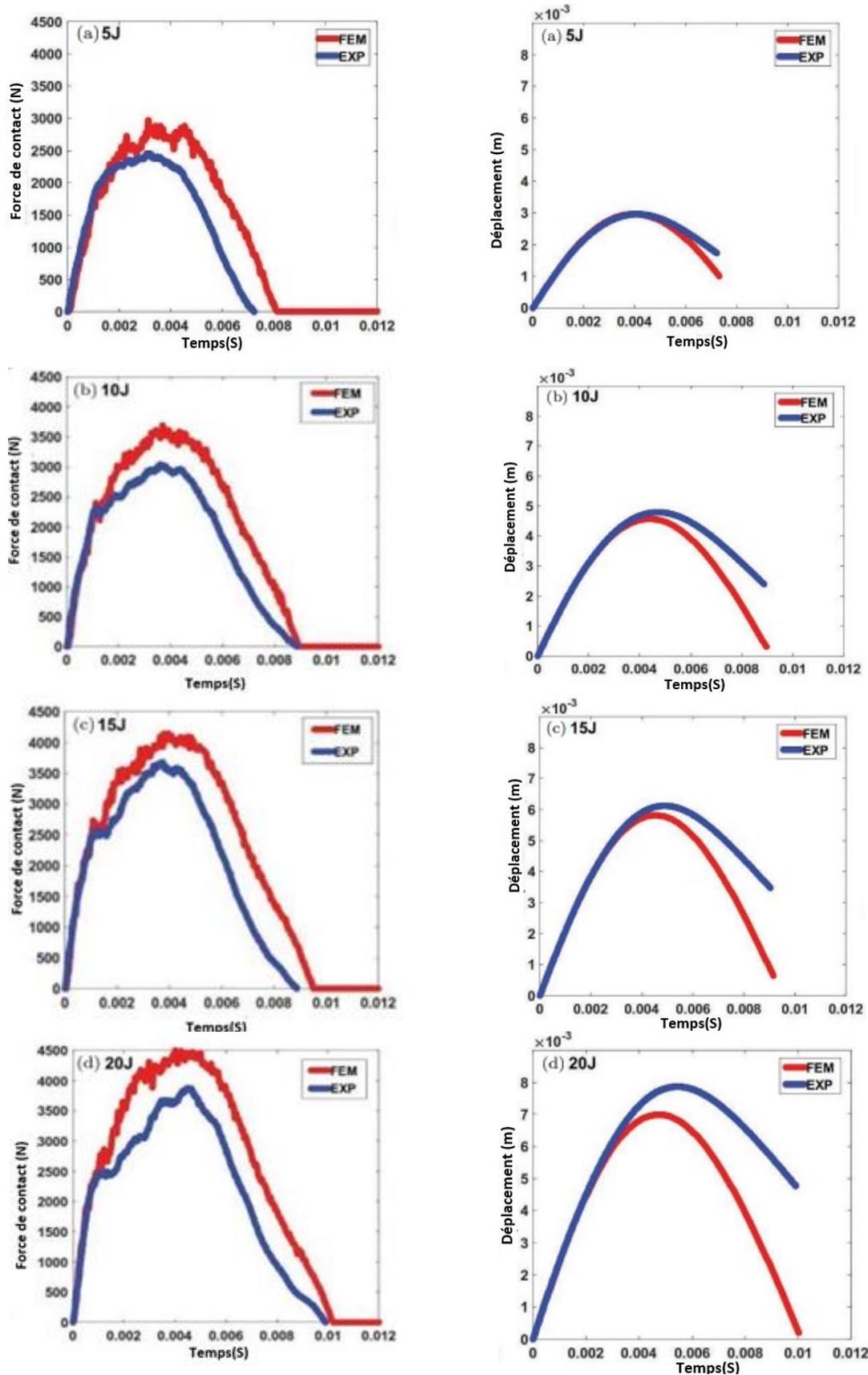


Figure 3-10: Confrontation Test/Simulation pour la séquence d'empilement (CVV) pour différentes énergies d'impact

Une fois que la charge maximale est atteinte et que l'impacteur commence à rebondir, le résultat numérique montre une valeur de charge légèrement supérieure à celle de l'expérimentale et prend plus de temps pour atteindre zéro. La raison est due aux forces de contact entre les plis délaminés après que les éléments cohésifs aient été retirés de la simulation lorsque la structure composite hybride revient à sa forme d'origine [27]. Les fluctuations observées pour la séquence d'empilement (VCV) du tube composite hybride sont plus petites que celles observées pour la séquence d'empilement (CVV) [33]. On peut conclure que les données d'essai d'impact à faible vitesse et la formation de dommages sont cohérentes. La formation de dommages cumulés dans l'échantillon de (VCV) s'est avéré inférieur à celle de (CVV), car la réponse à l'impact à faible vitesse dépend de la séquence d'empilement [28]. Un bon accord a été obtenu entre les différents résultats. Comme on le voit dans l'étude expérimentale [19], la réponse de la structure montre la même évolution temporelle. Les résultats expérimentaux indiquent que la force de contact avec la séquence d'empilement (VCV) est la plus élevée par rapport aux autres. Les Figure 3.9 et 3.10 donnent un comparatif des réponses de l'essai en termes de déplacement de l'impacteur pour les quatre énergies d'impact. Les résultats des simulations présentent des tendances similaires avec les signaux expérimentaux dans le cas de 5J (cas très faible endommagement), avec une sous-estimation la valeur des déplacements dans les autres niveaux énergies. Le modèle avec le critère bidimensionnel de Hashin (1980) semble capable de reproduire le comportement en termes de force de contact et de déplacement de l'impacteur. Les déplacements sont moins élevés de seulement 10 % de la valeur des courbes expérimentales

3.3.2 Chargement statique

Selon la norme ANSI/AWWA C950, les pressions d'exploitation déterminées pour les tubes en PRF sont de l'ordre de 4, 8, 12, 16, 20, 24, 28 et 32 bars. Dans cette étude, la pression de la précontrainte a été choisie comme la pression de service la plus élevée, soit 32 bars [16]. Les tests d'éclatement sans la présence de dommages des tubes composites hybrides ont été effectués dans une autre étude par Gémi et al. [18], et les contraintes d'éclatement maximales ont été obtenues à 272, 280 et 265 bars dans les tubes hybrides empilés (VVC), (VCV) et (CVV), respectivement. Au début, le tube composite hybride est soumis à une précontrainte de type pression interne, cela signifie que la structure n'atteint pas la rupture. Les Figures 3-13, 3-14, et 3-15 présentent la répartition des contraintes lorsque le tube hybride est soumis à des charges combinées de pression hydrostatique interne de 35 bars et un impact à faible vitesse de 2.5 mS^{-1} . Les contraintes sont concentrées dans la zone d'impact, ce qui signifie que les

dommages commencent dans cette zone et que la valeur de la contrainte diminue de la surface extérieure à la surface intérieure.

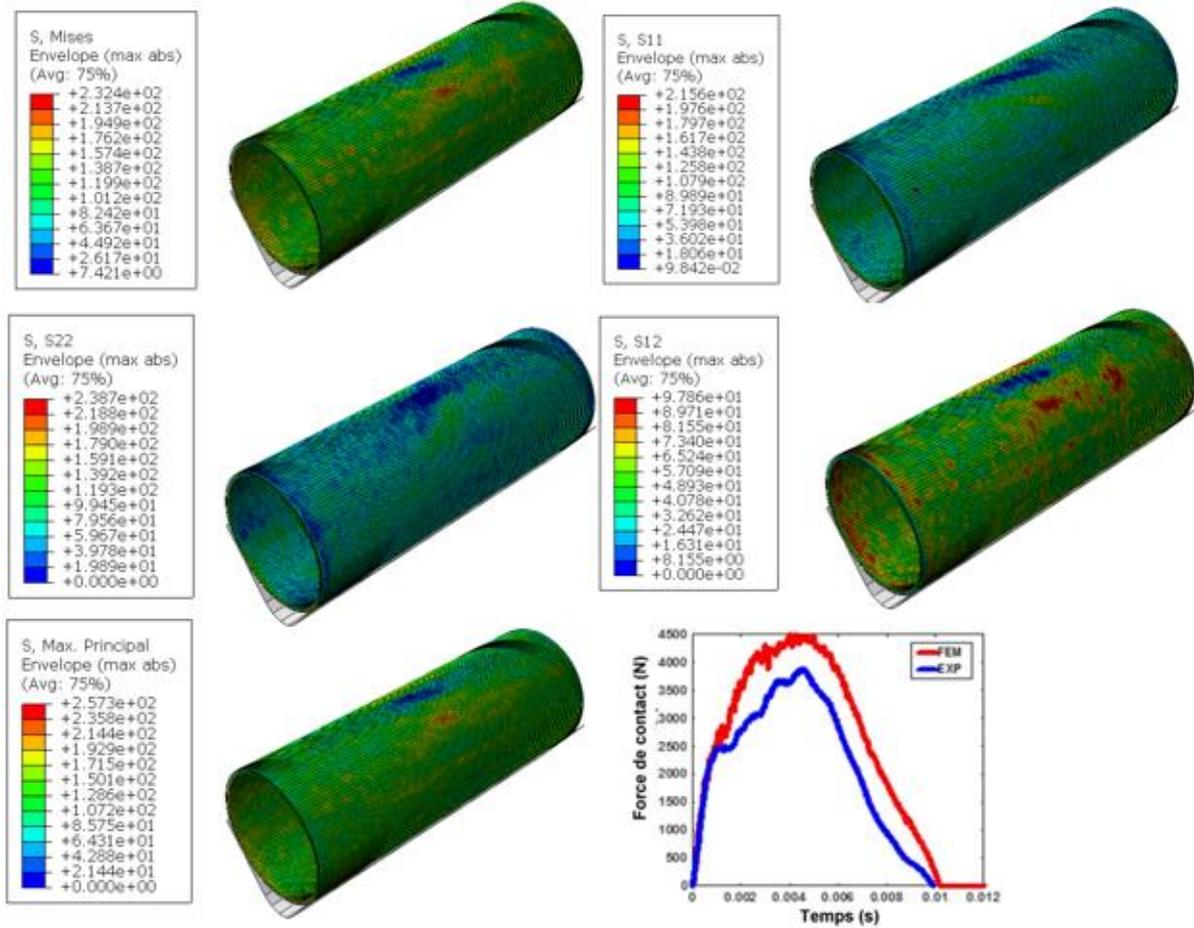


Figure 3-11: Distribution des contraintes dans le tube composite hybride sous chargement combinée de pression interne et d'impact (CVV 20J)

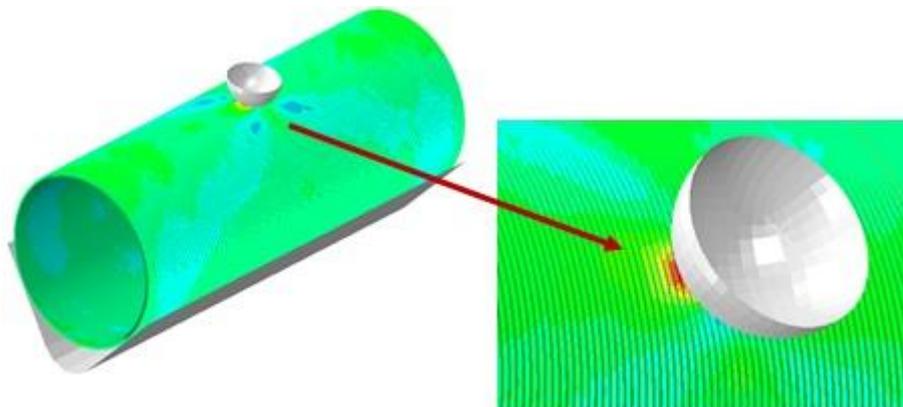


Figure 3-12: Phase de contact entre l'impacteur et la surface du tube.

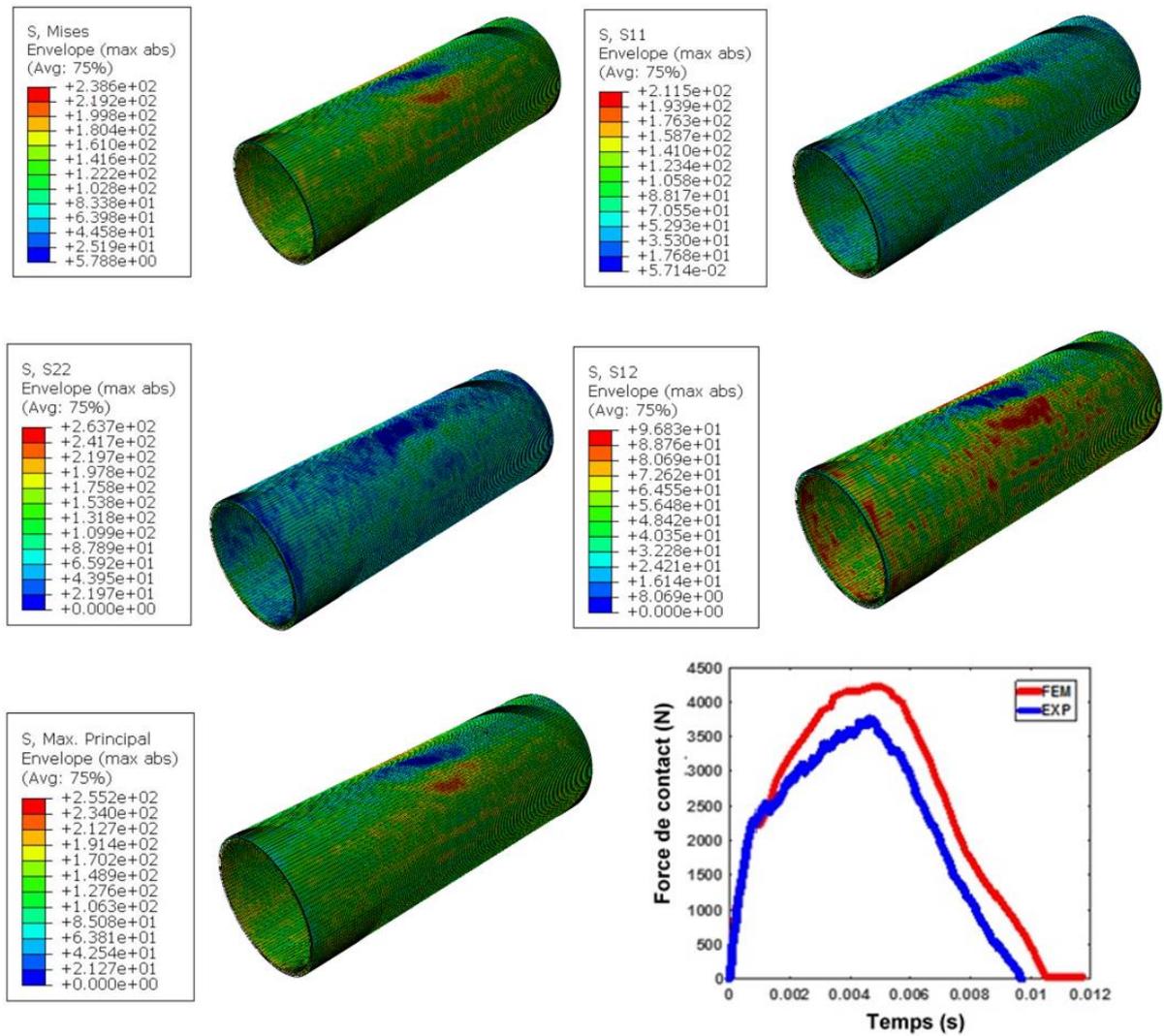


Figure 3-13: Distribution des contraintes dans le tube composite hybride sous chargement combinée de pression interne et d'impact (VCV 20J)

3.3.3 Formation des dommages

Pour une meilleure compréhension de la cinétique d'endommagement avec une comparaison claire entre les échantillons, l'analyse des dommages est basée sur les échantillons impactés avec une énergie d'impact de 20 J. Les Figures 3.16 et 3.17 donnent les clichés MEB saisis en coupe radiale d'échantillons hybrides (CVV) et (VCV) pressurisés à une pression interne de 32 bars puis impactés à un niveau d'énergie de 20 J.

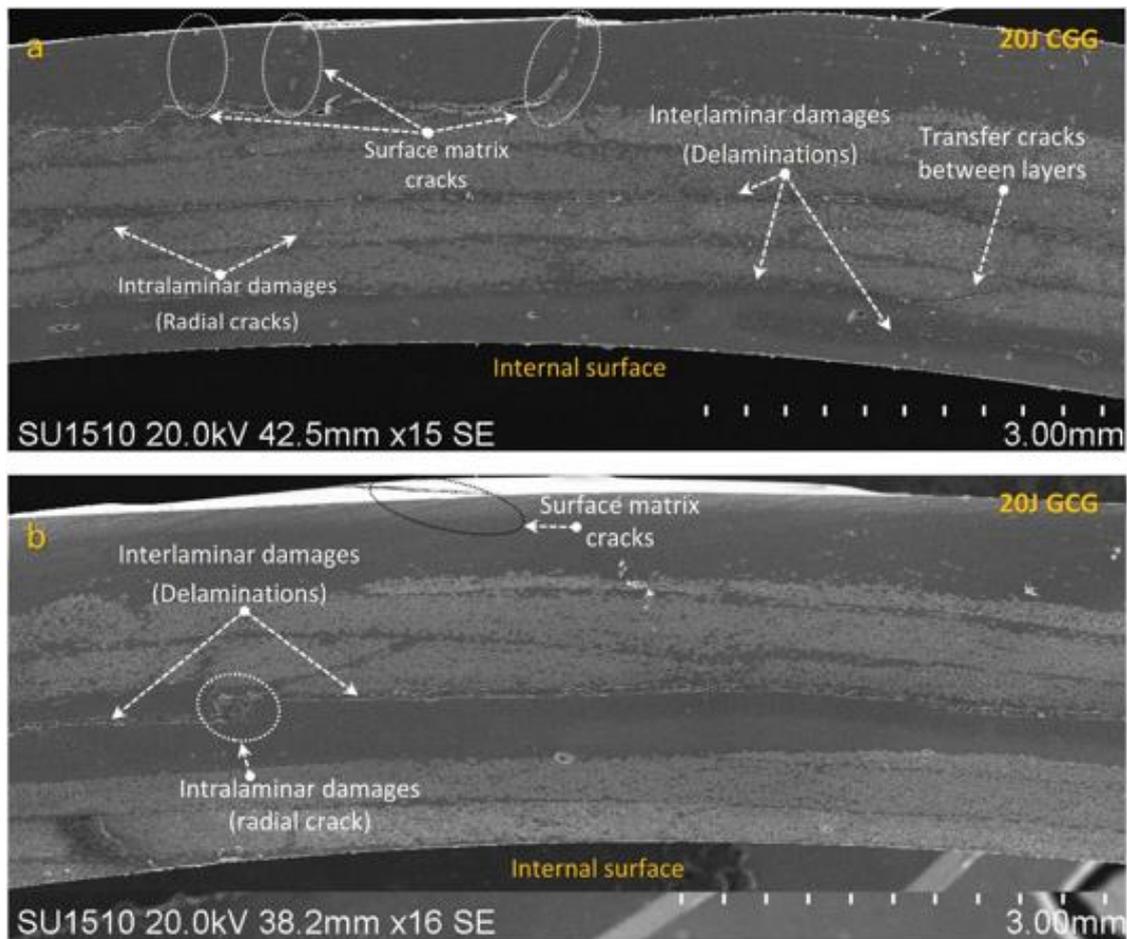


Figure 3-14: Analyse MEB des dommages à travers l'épaisseur du tube composite hybride, énergie d'impact 20 J.

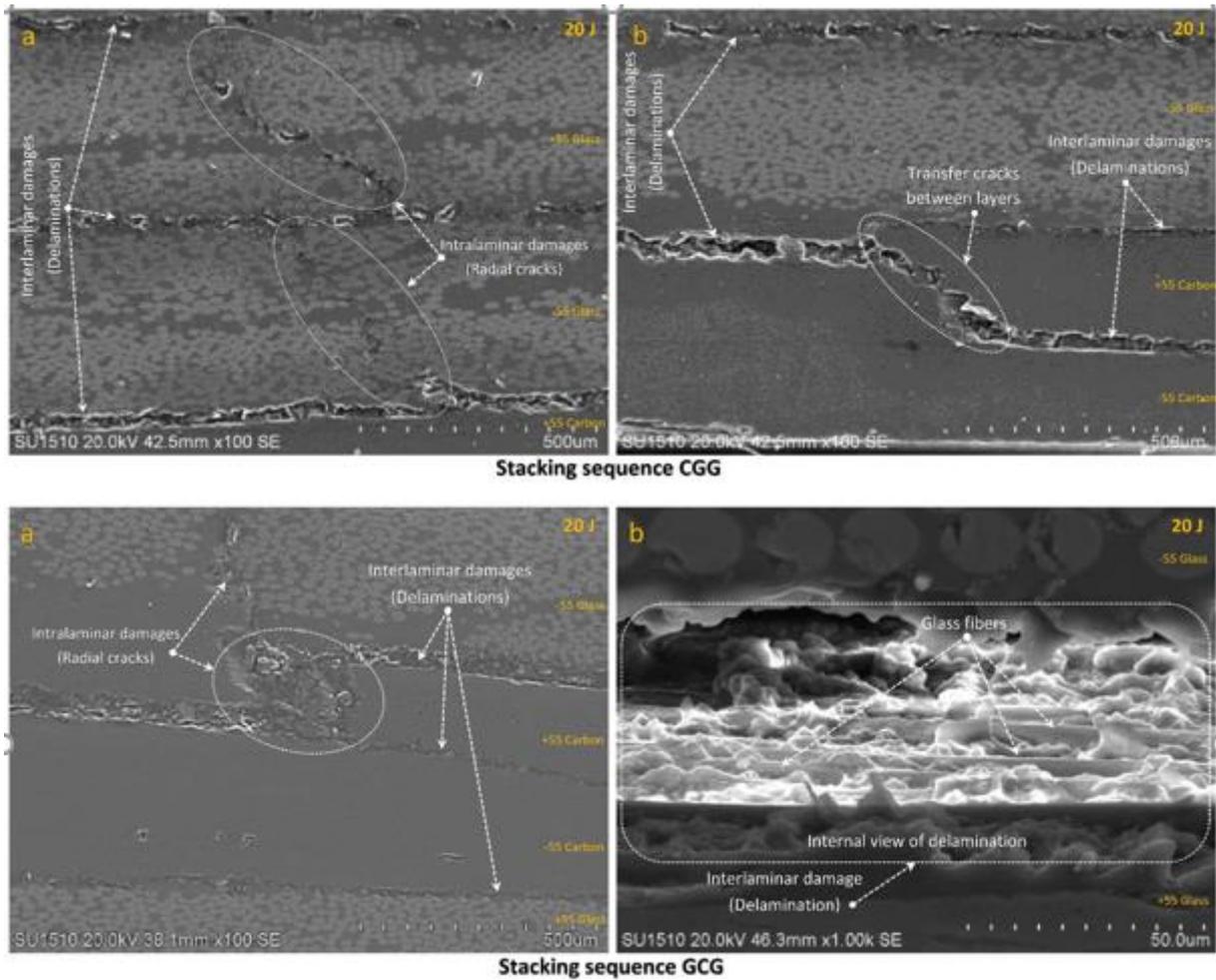


Figure 3-15: Endommagements intralaminaires et interlaminaires d'un tube hybride présurisé soumis à un impact.

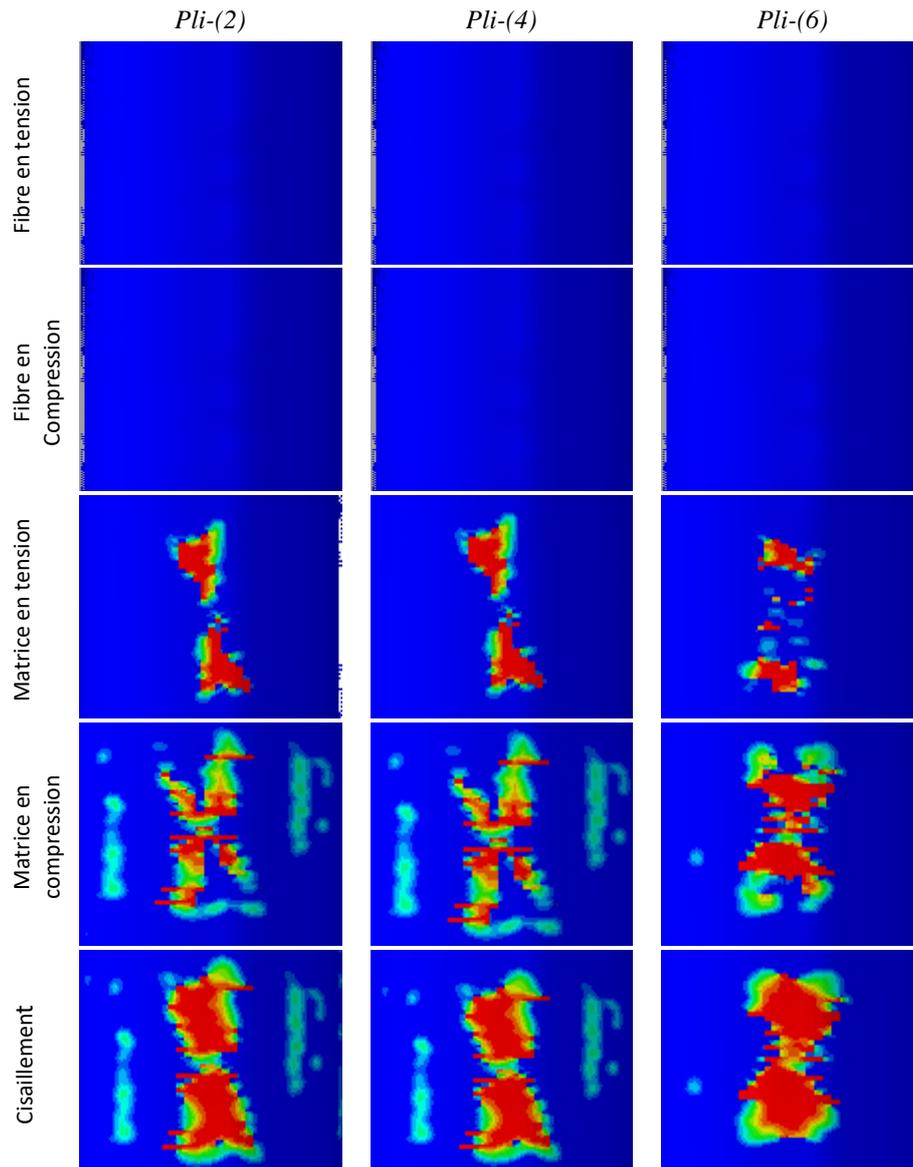


Figure 3-16: Zone d'endommagement (numérique) prévue pour les plis 2, 4 et 6 sous une énergie d'impact de 20 J pour la séquence d'empilement CVV

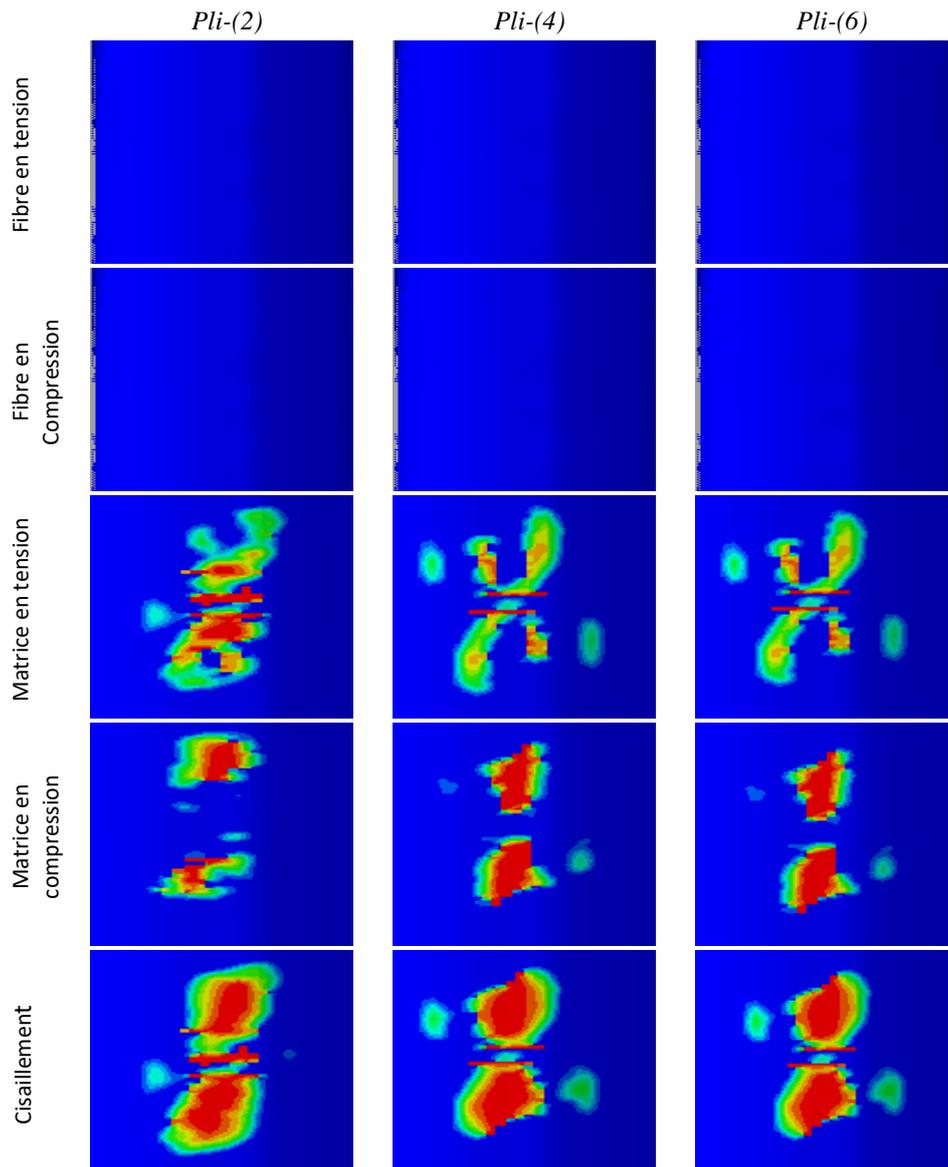


Figure 3-17: Zone d'endommagement (numérique) prévue pour les plis 2, 4 et 6 sous une énergie d'impact de 20 J. Séquences d'empilement (VCV).

La surface endommagée lors de l'essai d'impact avec la présence de la pression interne a été présentée. Un zoom a été effectué sur la zone impactée en raison de la sensibilité de cette partie. Les variables de dommages de la fibre en tension et de la fibre en compression ne satisfont pas la loi de critère sur le code de calcul. La taille et la forme de la zone endommagée ont montré de grandes variations pour les deux séquences d'empilement (CVV) et (VCV). Les enveloppes évaluées de la fissuration matricielle dans la surface impactée (Figures 3.16 et 3.17) ont suivi le comportement prévu, et les fissures se propagent dans la même direction de la fibre en commençant de surfaces impactées jusqu'au pli inférieur. En affectant trois éléments cohésifs différents (verre-verre, verre-carbone et carbone-carbone), les dommages globaux présentent

une tendance raisonnable avec une légère surestimation de la taille totale (les couches 2, 4 et 6). La différence entre le modèle numérique et les résultats expérimentaux peut être causée par plusieurs facteurs liés aux manques de détails sur la ténacité inter-laminaire et les propriétés des matériaux du modèle numérique utilisé pour la simulation. En général, les résultats d'impact du modèle (force de contact et déplacement de l'impacteur) présentent un bon accord avec les données de l'étude expérimentale. Les fissures de la matrice se sont développées parallèlement à la direction des fibres avec une densité croissante de la couche supérieure (plus proche des surfaces impactées) à la couche inférieure. La zone de fissuration de la matrice a été surestimée par le modèle numérique d'environ 5-10%, Figures 3.18.

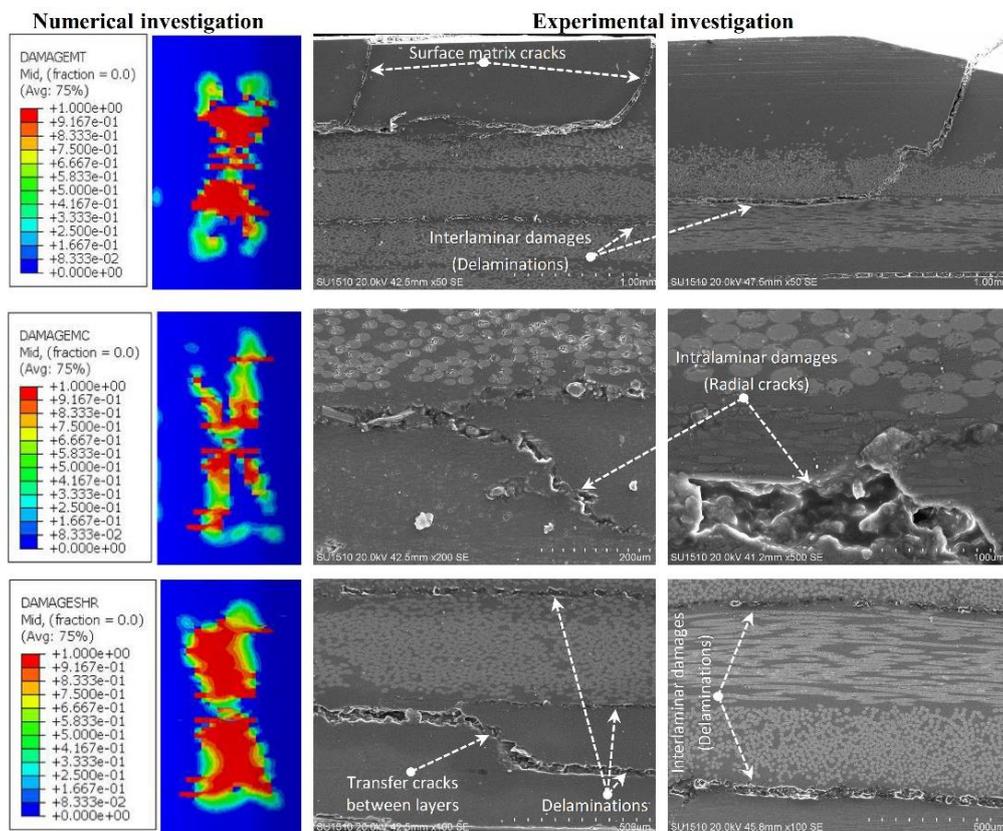


Figure 3-18: Zone d'endommagement prévue pour les plis 2, 4 et 6 sous une énergie d'impact de 20 J. Séquences d'empilement CVV

En outre, la mise en œuvre peut entraîner des variations et des imperfections locales qui peuvent affecter les propriétés élastiques locales et force. La loi de pli en 2D mis en œuvre pourrait être une source d'erreur. Les éléments de rigidité ont été réduits lorsque les critères ont été atteints (fissuration de la matrice et rupture des fibres). D'autre part, les résultats de l'analyse par éléments finis montrent qu'à faible énergie d'impact, les dommages se produisent

principalement par la fissuration matricielle sans montrer les délaminages entre les couches, tandis que pour une énergie de 20 J, et d'après les captures des essais expérimentaux, des délaminages et des fortes fissurations matricielles ont été observés, ce qui n'est pas en accord avec les résultats et les captures numérique. Pour cela, l'implémentation d'un critère 3D et le couplage des différents types d'endommagement est essentiel pour espérer reproduire fidèlement la cinétique d'endommagement dans les tubes hybride soumis à des chargements qui peuvent être préjudiciables à leur intégrité. L'implémentation du critère 3D et les résultats associés seront exposés dans la section suivante.

3.4 Modélisation 3D solide

3.4.1 Développement d'une subroutine VUMAT

Dans cette étape, un modèle 3D basé simultanément sur l'application de dommages inter-laminaires et intra-laminaires a été établi pour simuler avec précision le comportement des tubes composites hybrides sous les deux charges combinées (mise en pression puis impact). Les dommages intralaminaires, tels que la fissuration de la matrice et la rupture des fibres, sont prédits à l'aide des critères 3D, tandis que les dommages interlaminaires (délaminage) ont été évalués à l'aide de modèle de zone cohésive. Le modèle de dommages a été codé et mis en œuvre sous la forme d'une subroutine matériaux définie par l'utilisateur (VUMAT) implémenté dans Abaqus/Explicit. Les résultats numériques donnant l'évolution de la force de contact, du déplacement de l'impacteur et de l'énergie absorbée sont comparés avec les résultats expérimentaux. Les dommages prévisibles de la matrice dans chaque couche croisée de tube composite hybride et l'initiation de délamination ont également été présentés dans l'étude. L'objectif ici est de démontrer la capacité du modèle développé à simuler les dommages observés expérimentalement dans les tubes composites hybrides pressurisés.

3.4.2 Modèles et formulations des dommages

En règle générale, les structures tubulaires en matériaux composites présentent un modèle de dommage interne complexe et difficile à détecter [29], [13], [30]. Les dommages au niveau de fibres et de la matrice ainsi que le délaminage sont les principaux modes d'endommagement des matériaux composites, qui peuvent se produire à l'intérieur de la structure lors d'impacts à faible vitesse. Par conséquent, la prédiction des dommages causés par un impact peut être divisée en deux parties :

- (1) Modèle de dommages progressifs pour une configuration des plis bien définie ;

(2) Modèle de zone cohésive pour l'interface entre les plis décrit dans la section précédente.

3.4.2.1 Dégradation progressive du matériau composite

Des modèles de dommage progressif ont été adoptés dans les simulations par éléments finis pour modéliser l'apparition des dommages et leur propagation dans les tubes en matériaux composites en se basant sur le concept de la mécanique de l'endommagement et de la rupture. Le comportement du matériau peut être caractérisé par deux phases substantielles, à savoir la zone élastique et la zone de l'endommagement et la rupture. La zone élastique signifie que le matériau peut revenir aux dimensions de la forme originale sans déformation lors du déchargement. D'autre part, la deuxième zone représente la région de post-rupture, suivie après que le matériau ait satisfait le critère de déclenchement de l'endommagement, et une charge supplémentaire entraîne une dégradation des propriétés mécaniques de la structure, et par la suite une réduction de sa rigidité causée par l'accumulation de fissures. La relation entre la contrainte effective ($\hat{\sigma}$) et la contrainte nominale (σ) peut être définie par la forme suivante :

$$\hat{\sigma} = d \cdot \sigma \quad (3.19)$$

Où d présente l'opérateur du dommage.

Ainsi le tenseur de contrainte avec la présence des dommages est donnée par l'équation (3.20).

$$\sigma_{i,j} = C_{i,j} (d) \cdot \varepsilon_{i,j} \quad (3.20)$$

Où C représente la matrice de rigidité orthotropique non endommagée. Cette matrice prend la forme suivante :

$$C = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

Ensuite, la matrice de rigidité des dommages est la suivante [13] :

$$dC = \begin{bmatrix} dC_{11} & dC_{12} & dC_{13} & 0 & 0 & 0 \\ dC_{12} & dC_{22} & dC_{23} & 0 & 0 & 0 \\ dC_{13} & dC_{23} & dC_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & dC_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & dC_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & dC_{66} \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

Avec :

$$\begin{aligned} dC_{11} &= (1 - d_f)E_1 (1 - v_{23}^2)\Gamma \\ dC_{33} &= (1 - d_f)(1 - d_m) E_3 (1 - v_{21}^2)\Gamma \\ dC_{23} &= (1 - d_f)(1 - d_m)E_2(v_{32} - v_{12}v_{31})\Gamma, \\ dC_{44} &= (1 - d_f)(1 - d_{mt}s_{mt}) E_1(1 - d_{mc}s_{mc})G_{12} \\ dC_{66} &= (1 - d_f)(1 - d_{mt}s_{mt}) E_1(1 - d_{mc}s_{mc})G_{31}, \\ dC_{22} &= (1 - d_f)(1 - d_m) E_2(1 - v_{13}^2)\Gamma \\ dC_{12} &= (1 - d_f)(1 - d_m)E_1(v_{21} - v_{31}v_{23})\Gamma \\ dC_{31} &= (1 - d_f)(1 - d_m) E_1(v_{31} - v_{21}v_{32})\Gamma \\ dC_{55} &= (1 - d_f)(1 - d_{mt}s_{mt})E_1(1 - d_{mc}s_{mc})G_{23} \end{aligned} \quad (3.23)$$

Où les variables de dommages d_i sont données par l'équation 3.24 [13] :

$$\begin{aligned} d_f &= 1 - (1 - d_{ft})(1 - d_{fc}) \\ d_m &= 1 - (1 - d_{mt})(1 - d_{mc}) \\ \Gamma &= 1/(1 - v_{12}^2 - v_{23}^2 - v_{13}^2 - 2 v_{12}v_{23}v_{13}) \end{aligned} \quad (3.24)$$

Ou d_f , d_m sont les variables de dommages pour la fibre et la matrice respectivement.

3.4.3 Critères de défaillance intralaminare

Les dommages se produisent à l'interface (fibre/matrice) en raison d'une différence entre le module de compression transversale des fibres et le module de la matrice, qui représente la principale cause de l'amorce des dommages. Une VUMAT a été codée en langage FORTRAN et a été implémentée dans le logiciel Abaqus/Explicit pour simuler les dommages intralaminaires. L'initiation de l'endommagement est basée sur plusieurs critères de rupture afin d'évaluer l'influence des critères d'endommagement sous forme tridimensionnelle pour les fibres et les matrices, Tableaux 3-5 à 3-8.

Fibre en tension

$$(\sigma_{11} \geq 0)$$

$$f_{ft} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 \geq 1$$

Fibre en compression

$$(\sigma_{11} < 0)$$

$$f_{fc} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2 \geq 1$$

Matrice en tension

$$(\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0)$$

$$f_{mt} = \frac{(\sigma_{22} + \sigma_{33})^2}{Y_t^2} + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{23}^2} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1$$

Matrice en compression

$$(\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0)$$

$$f_{mc} = \frac{1}{Y_c} \left(\left(\frac{Y_c}{2S_{23}} \right)^2 - 1 \right) (\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \frac{(\sigma_{22} + \sigma_{33})^2}{4S_{23}^2} + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{23}^2} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1$$

Tableau 3-5: Critères de rupture de Hashin (1980) [21].

Fibre en tension

$$(\sigma_{11} \geq 0)$$

$$d_{ft} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2$$

Fibre en compression

$$(\sigma_{11} < 0)$$

$$d_{fc} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2$$

Matrice en tension

$$(\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0)$$

$$d_{mt} = \left(\frac{\sigma_{22}}{y_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2$$

Matrice en compression

$$(\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0)$$

$$d_{mc} = \frac{1}{4} \left(\frac{-\sigma_{22}}{S_{12}} \right)^2 + \frac{y_c^2 \sigma_{22}}{4y_c S_{12}^2} - \frac{\sigma_{22}}{y_c} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2$$

Tableau 3-6: Critères de rupture de Hou [22].

Fibre en tension ($\sigma_{11} \geq 0$)	$d_{ft} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2$
Fibre en compression ($\sigma_{11} < 0$)	$d_{fc} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2$
Matrice en tension ($\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$)	$d_{mt} = \left(\frac{\sigma_{11}}{2X_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_t Y_c}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + (\sigma_{22} + \sigma_{33}) \left(\frac{1}{Y_t} + \frac{1}{Y_c}\right)$
Matrice en compression ($\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$)	$d_{mc} = \left(\frac{\sigma_{11}}{2X_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_t Y_c}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + (\sigma_{22} + \sigma_{33}) \left(\frac{1}{Y_t} + \frac{1}{Y_c}\right)$

Tableau 3-7: Critères de rupture de Hashin/Puck [31].

Fibre en tension ($\sigma_{11} \geq 0$)	$d_{ft} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2$
Fibre en compression ($\sigma_{11} < 0$)	$d_{fc} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2$
Matrice en tension ($\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$)	$d_{mt} = \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{y_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2$
Matrice en compression ($\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$)	$d_{mc} = \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{y_c}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2$

Tableau 3-8: Critères de rupture de Hashin (Hashin étendu).

Les variables présenté sur les Tableaux 3-9 et 3-10 correspondant à chaque mode, et chaque variable calculée pour le point d'intégration de chaque élément, pour définir la dégradation de la rigidité dans les matériaux composites hybrides, donc, dans chaque itération, la contrainte équivalente et les déplacements équivalents doivent être déterminés par le solveur jusqu'à ce que la défaillance totale atteigne les éléments $d_f=1$, par conséquent le modèle commence à

supprimer les éléments, et la contrainte devient une valeur de zéro, en outre, l'élément sera supprimé de la rigidité du stratifié.

Mode de rupture	$\delta_{i,eq}$
Mode d'endommagement des fibres par traction	$L_c \sqrt{(\varepsilon_{11})^2 + (\varepsilon_{12})^2 + (\varepsilon_{31})^2}$
Mode d'endommagement des fibres par compression	$L_c \sqrt{(-\varepsilon_{11} - \frac{\langle \varepsilon_{33} \rangle \cdot E_{33}}{E_{11}})^2}$
Mode d'endommagement de la matrice par traction	$L_c \sqrt{(\varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{12})^2 + (\varepsilon_{23})^2}$
Mode d'endommagement de la matrice par compression	$L_c \sqrt{(\varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{12})^2 + (\varepsilon_{23})^2}$

Tableau 3-9: Déplacement équivalent présenté pour chaque mode [43].

Mode de rupture	$\sigma_{i,eq}$
Mode d'endommagement des fibres par traction	$L_c(\sigma_{11}\varepsilon_{11} + \sigma_{12}\varepsilon_{12} + \sigma_{31}\varepsilon_{31})/\delta_{1,eq}$
Mode d'endommagement des fibres par compression	$L_c(E_{11}(-\varepsilon_{11} - \frac{\langle \varepsilon_{33} \rangle \cdot E_{33}}{E_{11}}))/\delta_{2,eq}$
Mode d'endommagement de la matrice par traction	$L_c(\sigma_{22}\varepsilon_{22} + \sigma_{12}\varepsilon_{12} + \sigma_{23}\varepsilon_{23})/\delta_{3,eq}$
Mode d'endommagement de la matrice par compression	$L_c(E_{22}(-\varepsilon_{22} - \frac{\langle \varepsilon_{33} \rangle \cdot E_{33}}{E_{22}} + \sigma_{12}\varepsilon_{12}))/\delta_{2,eq}$

Tableau 3-10: Contrainte équivalente présentés pour chaque mode [43].

3.4.4 VUMAT et Processus d'analyse numérique

Le modèle des dommages progressifs est codé dans la subroutine VUMAT. La réponse dynamique et le développement des dommages sont menés avec la plate-forme ABAQUS/Explicit, Figure 3-19. Au cours de chaque étape incrémentale, ABAQUS transfère l'incrément de la déformation à la subroutine. Sur la base du modèle constitutif correspondant, les contraintes et les états d'endommagement de chaque pli et interface peuvent être acquis. Une fois le critère de rupture est satisfait, les variables de dommages seront mises à jour et la matrice de rigidité dégradée sera calculée. Avec la mise à jour de la matrice de rigidité réduite, les contraintes aux points d'intégration des éléments seront calculées par ABAQUS/Explicit. Enfin, les variables d'état mises à jour sont renvoyées à ABAQUS/Explicit et l'incrément suivant commence jusqu'à la fin du temps d'analyse.

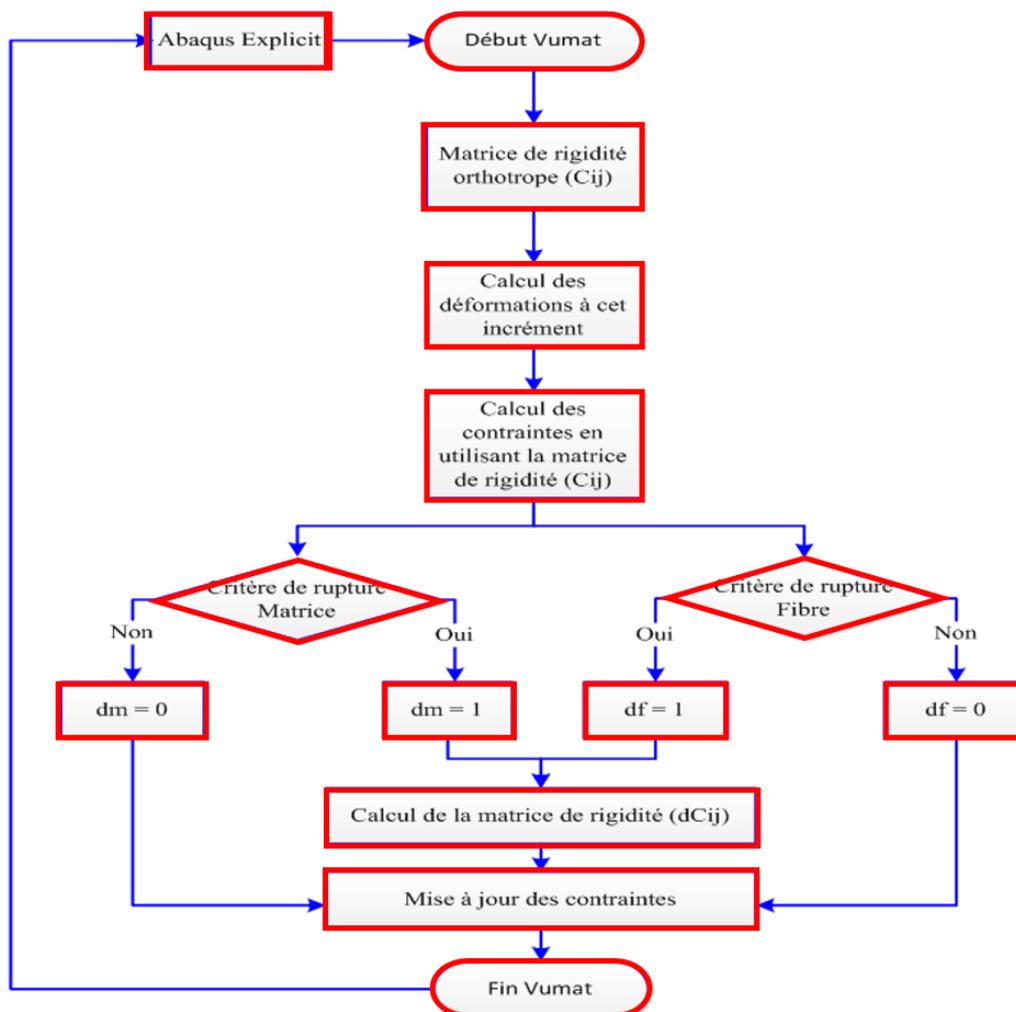


Figure 3-19: Implémentation numérique du modèle de dommages (VUMAT) dans le logiciel Abaqus.

3.4.5 Mise en œuvre numérique des essais d'impact

Les essais d'impact mentionnés précédemment ont été simulés à l'aide du logiciel commercial d'éléments finis Abaqus/Explicit 2019 couplé au modèle numérique de dommages décrit précédemment. L'essai d'impact a été modélisé numériquement en assemblant plusieurs parties comme indiqué schématiquement à la Figure 3.19. Les détails de la modélisation de chaque partie seront abordés. Le modèle d'endommagement (présenté dans la section précédente) nécessite de modéliser chaque pli séparément en plaçant les interfaces cohésives entre les plis. Chaque couche a été discrétisée (dans le sens de l'épaisseur) en utilisant deux éléments hexaédriques solides continus standard C3D8R avec huit nœuds et un schéma d'intégration réduite. Le modèle de dommage intralaminare, codé dans la VUMAT, a été intégré dans les éléments et évalué à chaque incrément de temps pour chaque point d'intégration, et les contrôles de distorsion ont été utilisés pour tous les éléments.

3.4.6 Maillage

L'épaisseur de la couche cohésive de 0,01 mm a été définie pour obtenir le meilleur compromis entre le temps de calcul et la réduction de la rigidité globale du stratifié liée à la présence des interfaces cohésives. L'impacteur, qui a une masse de 6,35 kg et l'appui en forme de V, ont été modélisés par des corps rigides et maillés avec des éléments quadrilatéraux rigides R3D4. Afin de réduire le temps de calcul, plusieurs numériciens utilisent la symétrie pour diviser le modèle sur un ensemble de région, d'autres utilisent la technique du submodel « une petite partie du modèle » autour de la zone d'impact pour la discrétiser en utilisant l'approche (éléments C3D8R + COH3D8 avec le modèle de dommages mis en œuvre). Dans notre cas, l'orientation de la structure tubulaire, malheureusement, ne permettra pas la réduction du modèle en utilisant les symétries.

3.4.7 Conditions aux limites et algorithme de contact

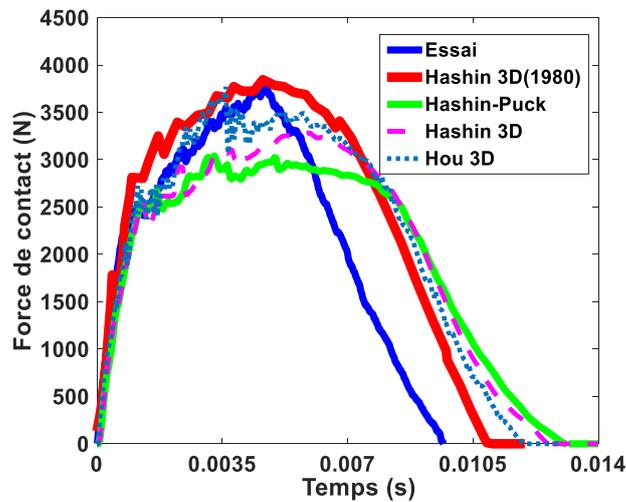
L'algorithme « General Contact », disponible dans Abaqus/Explicit [26], a été utilisé entre toutes les surfaces. Le comportement normal a été défini par la loi du « contact dur », tandis que le modèle de Coulomb a été sélectionné pour la formulation du frottement [19]. Aucune mesure expérimentale n'a été effectuée pour évaluer le coefficient de frottement entre les différents matériaux impliqués (impacteur/composite, composite/composite et composite/base). Plusieurs études ont examiné le coefficient de frottement entre le métal et le

composite et le composite/composite [32], [7]. Dans le présent travail, un coefficient de frottement moyen de 0.3 a été utilisé pour tous les contacts mis en œuvre, sans distinction.

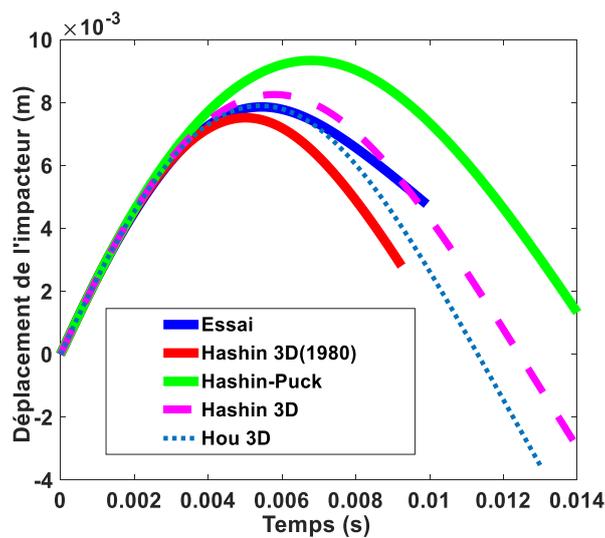
3.5 Résultats et discussions

3.5.1 Influence du critère implémenté

Cette partie vise à évaluer l'applicabilité des critères de rupture implémentés dans la loi de comportement du pli (VUMAT) et des méthodes d'évolution des dommages. Les lois considérées dans cette étude sont (1) le critère bidimensionnel de Hashin (Hashin 2D) étendu au cas tridimensionnel (critère appelé Hashin 3D étendue, Tableau 3.8), (2) le critère tridimensionnel de Hashin appliqué uniquement aux fibres et associé au critère de Puck appliqué à la matrice (critère appelé Hashin-Puck, Tableau 3.7) et (3) la formulation tridimensionnelle telle qu'elle est proposée par Hashin (1980) [41] (critère appelé Hashin 3D (1980), Tableau 3.5) et (4) le Critère de Hou, Tableau 3.6). La Figure 3.19 présente les courbes de la force de contact et du déplacement obtenus à partir de la campagne expérimentale et les simulations numériques. Peu de différences ont été constatées entre les résultats numériques des modèles implémentés avec les différents critères de rupture de la matrice. Cela suggère que tous les critères de rupture de la matrice étudiés peuvent prédire de manière adéquate la réponse des structures tubulaires hybrides sous un impact à faible vitesse. Les Tableaux 3-11 et 3-12 résument les propriétés prévues numériquement et leurs erreurs en confrontation avec les données expérimentales. Pour la prédiction de la force de contact maximale, le critère de Hashin 3D (1980) présente la valeur maximale des quatre critères implémentés et la valeur est incontestablement la plus proche des données expérimentales, tandis que le critère de Hashin-Puck présente les écarts les plus importants prévus par rapport à la courbe expérimentale sous un impact de 20 joules. Concernant la prédiction de la force de contact maximale, l'erreur estimée sur les critères de Hashin (1980) est de 2.79 %, Hou 8.20 %, et de Hashin étendue 12.77%, tandis que l'erreur pour le critère de Puck présente la valeur la plus importante qui atteint 19.79%. Le critère de Hashin étendu et le critère Puck produisent tous les deux des erreurs relativement importantes (plus de 10%). Pour la prédiction du temps de contact, le critère de Hashin 3D (1980) présente l'erreur la plus faible (+11.08%), tandis que le critère de Hou arrive en deuxième position, avec une erreur égale à 12.8%. Le critère de Puck et Hashin étendue présente la prédiction la plus éloignée de l'expérimental.



(a) Force de contact



(b) Déplacement de l'impacteur

Figure 3-20: Comparaison des réponses globales prévues à l'aide de modèles avec différents critères de rupture et avec la même loi équivalente d'évolution des dommages à 20J (VCV).

Dans l'ensemble, les erreurs pour la réponse mécanique prédite par le modèle avec tous les critères de rupture sont cohérentes. Les modèles utilisant le critère de Hashin 3D (1980) donne la meilleure prévision de la force de contact et du temps de contact. Les résultats suggèrent également que la rupture de la matrice des plis composites n'affecte pas de manière significative la réponse mécanique.

	Critères				
	Exp.	Hashin 1980	Hou	Hashin étendue	Hashin-Puck
Force de contact (N)	3760	3865	3452	3280	3016
Erreur (%)	-	2.79	8.20	12.77	19.79

Tableau 3-11: Paramètres expérimentaux et numériques reflétant la force de contact du tube hybride lors d'un impact.

	Critères				
	Exp.	Hashin 1980	Hou	Hashin étendue	Hashin-Puck
La durée de contact (s)	0.0096	0.0108	0.0119	0.0126	0.01308
Erreur (%)	0	11.018	12.31	13.04	13.54

Tableau 3-12: Paramètres expérimentaux et numériques reflétant la réponse globale du tube hybride lors d'un impact.

3.5.2 Fissuration matricielle

Les Figures 3-21 à 3-24 illustrent numériquement l'apparition et la formation des dommages de la matrice en tension dans chaque pli pour les différents critères adoptés. Les zones en rouge indiquent les endroits où les éléments ont été complètement endommagés, par contre les zones en couleur bleu représentent les zones non endommagées, qui est également définie pour tous les contours. Lors d'un impact à faible vitesse de 5 joules l'endommagement n'est pas visible dans l'ensemble des lois de pli implémentées. Pour cela, une comparaison avec l'énergie de 20 joules est nécessaire pour un comparatif des zones endommagées. Les Figures 3-21, 3-22, 3-23, 3-24 présentent une comparaison de la formation des dommages par les quatre lois de

comportement du pli implémenté (Hashin 3D (1980), Hashin-Puck, Hashin 3D et Hou). Les résultats du critère de Hashin 3D (1980) sont en accord avec les constatations expérimentales qui montrent que lors d'un impact avec une énergie de 20 joules des dommages sont produits dans l'ensemble des plis constituant la région soumise à l'impacteur et c'est ce qui a été constaté expérimentalement. Les critères de Hashin 3D étendue et Hou implémentés montrent l'apparition et la formation des dommages, cependant les contours des dommages prévus du modèle à l'aide de ces critères ne présentent plus une forme évidée dans l'ensemble des plis de la structure tubulaire hybride. Le critère de Hashin-Puck n'est pas en accord avec les zones endommagées prévues dans l'expérimentale car ce dernier surestime les dommages en raison que l'impacteur a pénétré la région impactée ce qui a entraîné la rupture totale des fibres et la fissuration matricielle complète, par conséquent la tolérance des dommages produite par ces trois critères contredit les résultats obtenus dans l'expérience, ou l'impacteur n'a pas dépasser les limites des plis intérieures.

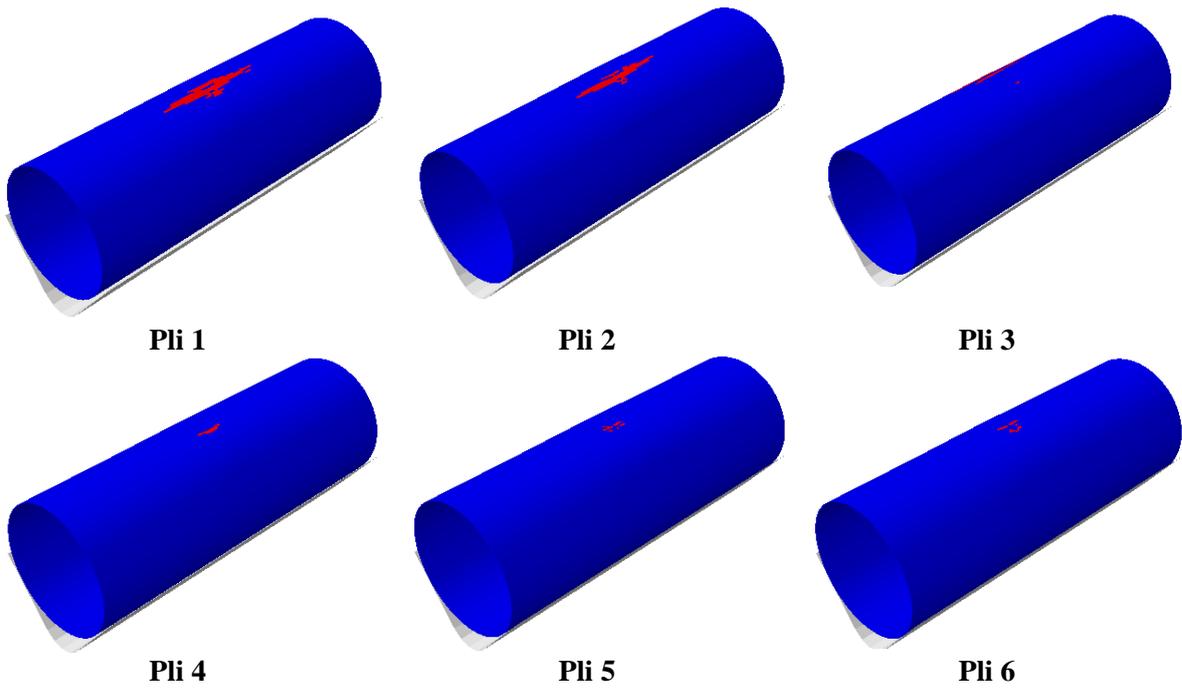


Figure 3-21: Endommagement en traction de la matrice prédit dans chaque pli du tube hybride, Critères de Hou à 20J (VCV).

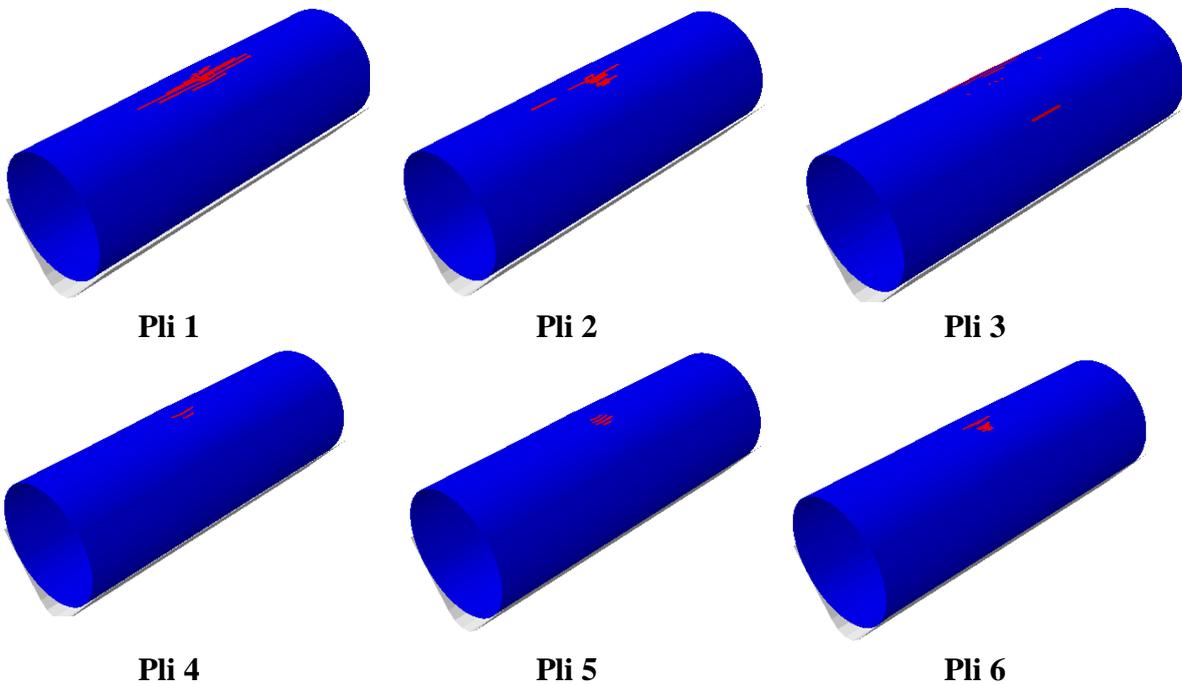


Figure 3-22: Endommagement en traction de la matrice prédit dans chaque pli du tube hybride, Critères de Hashin 3D étendue à 20J (VCV).

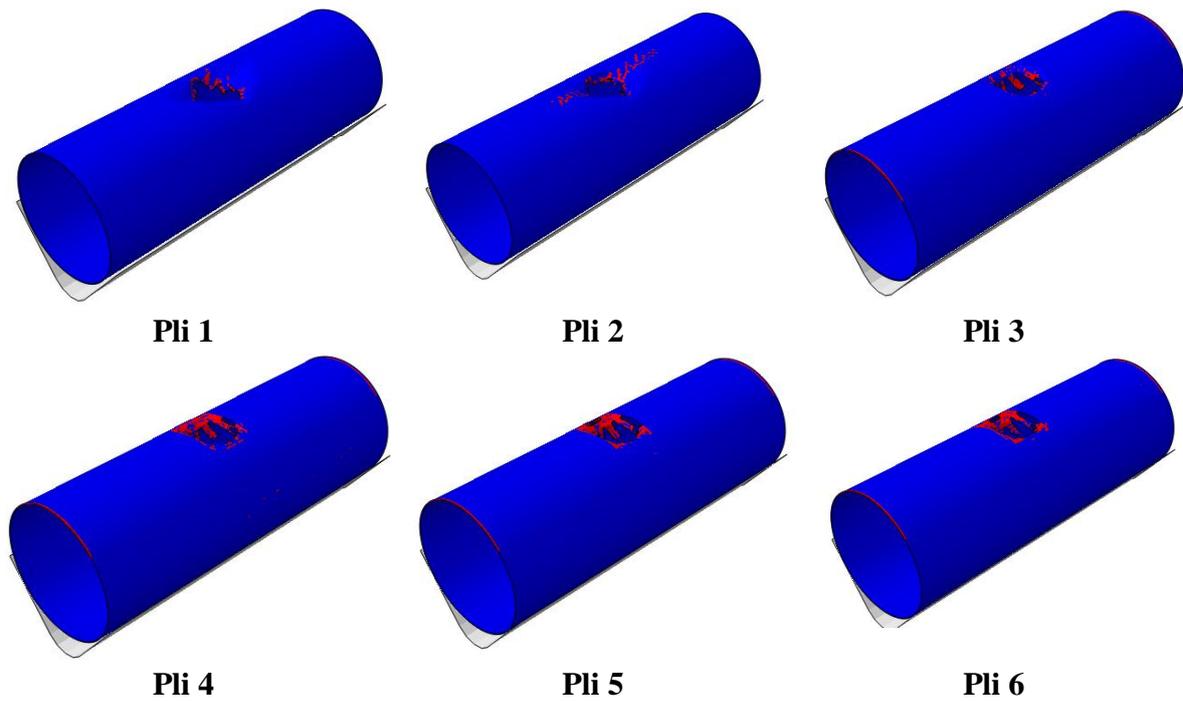


Figure 3-23: Endommagement en traction de la matrice prédit dans chaque pli du tube hybride, Critères de Hashin-Puck à 20J (VCV).

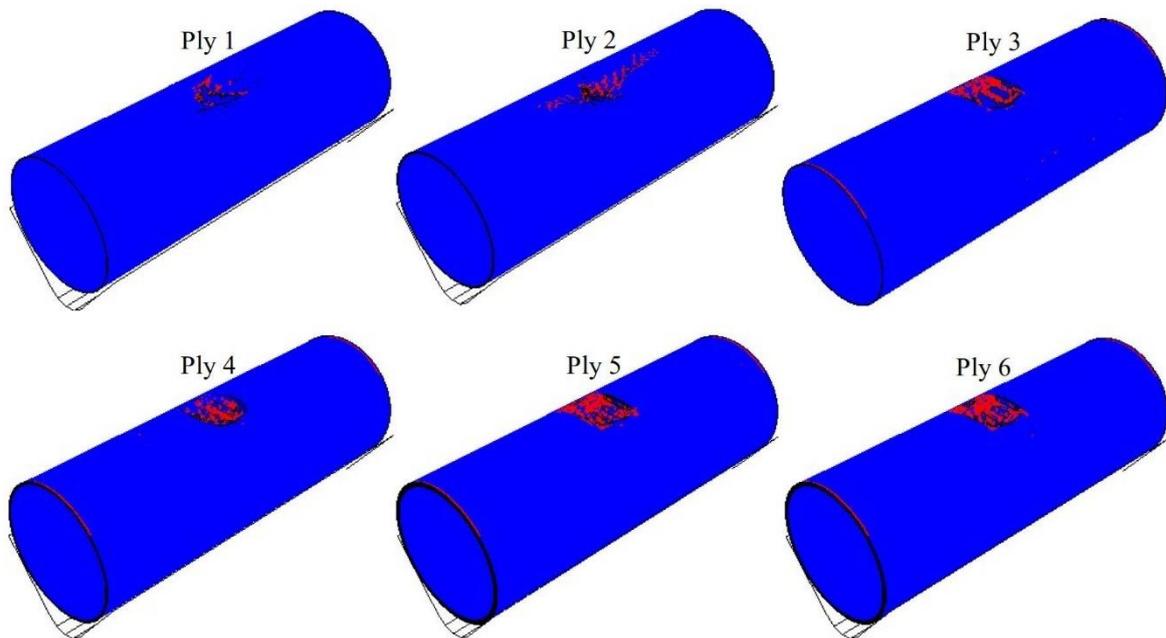


Figure 3-24: Endommagement en traction de la matrice prédit dans chaque pli du tube hybride, Critères de Hashin (1980) à 20J (VCV).

La confrontation entre les différents critères prouve que la loi de comportement du pli implémenté avec le critère de Hashin3D (1980) est fiable. Après l'analyse de la forme des dommages, on remarque que la forme de la zone endommagée dans les plis est différente. La

déviations de la forme de la zone endommagée peut être expliquée par le mécanisme de déformation et de rupture du stratifié hybride. Les dommages par compression commencent d'abord du côté de la zone de l'impact et s'étendent vers l'arrière, tandis que les dommages dus à la traction de la matrice sont induits à l'origine sur la face arrière et se propagent aux couches supérieures [27]. Ainsi, les dommages de traction de la matrice générés près du côté de l'impact peuvent être affectés par la distribution correspondante des dommages de compression dans la matrice, ce qui contribue aux différences dans la forme des régions de dommages par traction dans les couches supérieures. D'autre part, les contours des dommages prévus du modèle à l'aide du critère de Hashin (1980) présente une forme évidente dans l'ensemble des plis, qui est distincte de ceux des autres critères. Ce résultat est attribué au fait que les écarts numériques produits par différents critères de rupture ne sont pas évidents, et la zone de dommage prévue dans toutes les couches est presque identique pour les critères Hou et Puck en raison de l'utilisation de formules identiques pour les critères de traction de la matrice.

3.5.3 Évaluation des coefficients S_{mc} et S_{mt}

Les coefficients S_{mt} et S_{mc} utilisés pour contrôler la perte de rigidité en cisaillement, ont été utilisés pour la première fois dans la littérature par Pederson et al. [33]. Le but principal de ces deux coefficients est d'éviter une mollesse excessive du matériau qui provoquerait de grandes déformations dans les calculs numériques par éléments finis en 2D et 3D et qui entraîne la divergence du calcul. Dans la littérature Pederson et al. [33], Liu et al. [34], [35], Spronik et al. [36], ont utilisé 0.9 et 0.5 comme valeurs de S_{mt} et S_{mc} dans la matrice de dégradation de la rigidité. Néanmoins, il n'existe pas ou peu d'investigations qui traitent l'effet de ces deux paramètres afin d'expliquer la raison de considérer ces deux valeurs (0.9 et 0.5) dans les simulations numériques des modèles d'impact à faible vitesse avec la formation des dommages. Sur la légende de la Figure 3-25, le nombre 9050 représente que S_{mt} est pris à 0,9 et S_{mc} est pris à 0,5, tandis que le nombre 9999 indique que les deux S_{mt} et S_{mc} ont été pris à 0.99. La Figure 3.27 présente les courbes de la force de contact et du déplacement de l'impacteur pour le critère de Hashin 3D (1980), à partir des coefficients mentionnés précédemment implémentés dans la VUMAT. Il est évident que ces ensembles de coefficients présentent un schéma régulier. En effet Lorsque, le coefficient augmente, la force d'impact diminue progressivement. Ce qui signifie que plus le coefficient est élevé, plus la composante de la matrice de dégradation de la rigidité est proche de zéro. En revanche, le temps de contact augmente progressivement. L'erreur de prédiction de la force d'impact maximale par des coefficients 50-90,90-90,93-93 et 94-94 varient entre 0.94% à 7.54%, moins de 10% (Tableaux 3.13 et 3.14) et coïncident mieux

que les autres avec les courbes expérimentales. Tandis que 96-96 et 99-99 présentent les erreurs les plus importantes (15.39% et 26.48%). L'écart minimal entre les résultats numériques et expérimentaux pour la durée de contact est illustré dans le Tableau 3-13. Parmi les six groupes de coefficients, il est évident que les résultats numériques obtenus de durée de contact sont plus importants que les valeurs réelles, Lorsque le coefficient augmente l'écart augmente, et le déplacement dans ce cas augmente en raison d'un ramollissement excessif du matériau (perte de rigidité). Par conséquent, les coefficients 96-96 et 99-99 ne peuvent être appliqués au présent modèle.

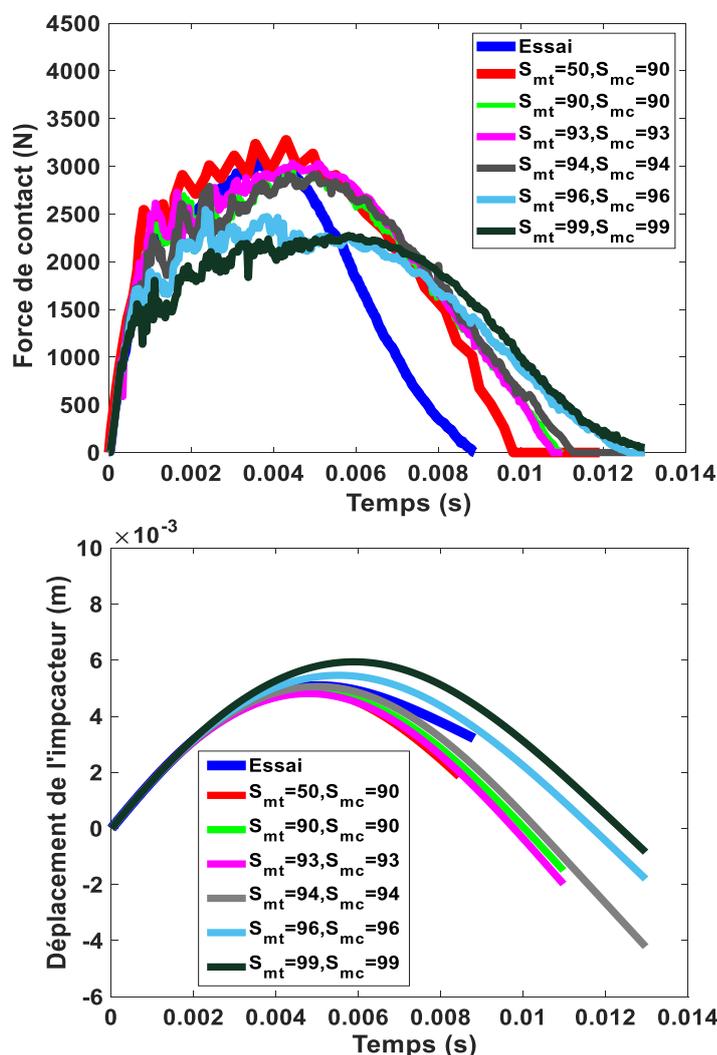


Figure 3-25: Courbes force de contact-temps, déplacement-temps obtenues par différentes valeurs de S_{mc} et S_{mt} et pour une énergie d'impact de 10J (CVV).

	$S_{mt}-S_{mc}$						
	Essai	50-90	90-90	93-93	94-94	96-96	99-99
Force de contact (N)	3009	3236	3037	3029	2895	2547	2212
Erreur (%)	-	7.5440	0.9305	0.6640	3.7887	15.3935	26.4872

Tableau 3-13: Force de contact expérimental et numérique reflétant la réponse globale de tube hybride lors d'un impact.

	$S_{mt}-S_{mc}$						
	Essai	50-90	90-90	93-93	94-94	96-96	99-99
Durée de contact (s)	0.0088	0.0097	0.0109	0.0109	0.0112	0.0124	0.0126
Erreur %	-	10.2272	23.8636	23.8636	27.2727	40.9090	43.1818

Tableau 3-14: Durée de contact expérimentale et numérique reflétant la réponse globale du tube hybride lors d'un impact

3.5.4 Confrontation essai endommagent/simulation numérique et comparaison avec différentes séquences d'empilement employé

Des essais d'impact à basse vitesse ont été réalisés à des niveaux d'énergie de 5J, 10J, 15J et 20J sous une pression interne de 32 bars pour les tubes hybrides produits avec trois séquences d'empilement différentes (VVC), (VCV) et (CVV). Après les tests, l'évolution des dommages a été examinée et les résultats obtenus ont été présentés de manière comparative. Suite à l'étude de convergence, les résultats numériques obtenus, sont ainsi confrontés aux données des courbes expérimentales. Le modèle numérique a permis d'estimer la courbe de la force de contact pour différentes séquences d'empilement. Les variations et les valeurs de charge

maximales ainsi que les déplacements obtenus à partir des événements de la pression et de l'impact combinés sont présentées dans les Figures 3-26 à 3-28. Lorsque l'impacteur rentre en contact avec le tube hybride, la force de contact augmente jusqu'à atteindre la valeur maximale puis elle diminue progressivement jusqu'à zéro. Il ressort des résultats que la variation du temps de contact pour chaque cas de séquence d'empilement sous la même énergie d'impact est différente. En outre, on peut noter que les fluctuations sont considérées comme un indicateur de la présence d'un dommage progressif comme la fissuration matricielle et les délaminages. Ces fluctuations augmentent avec l'augmentation de l'énergie d'impact.

Par conséquent, l'analyse des modèles fournis approximativement les mêmes fréquences et les mêmes amplitudes crête à crête que les données de l'étude expérimentale, en particulier pour les faibles énergies d'impact de 5 et 10 J (séquences d'empilement (CVV) et (VCV)). Comme les data de l'étude expérimentale, les échantillons présentent la même variation dans l'évolution temporelle, à l'exception de l'empilement (VVC) à 20 J. Cela est dû au fait que la surface de pli extérieur de la structure tubulaire hybride est recouverte d'une couche de fibre de carbone qui est exposée à une contrainte de contact très élevée et qu'elle permettra la formation des dommages rapidement. Par conséquent, on peut voir, dans l'empilement (CVV) et (VCV), que les couches de carbone sont couvertes par des couches de verre, ce qui signifie une diminution de la contrainte par rapport à l'empilement (VVC). Cette corrélation permet de vérifier l'adéquation du modèle développé avec les résultats expérimentaux. Pour les énergies d'impact, 15J et 20J, des écarts entre les résultats expérimentaux et numériques dans la phase de décharge ont été observés.

On peut noter que la précision de l'analyse par éléments finis diminue avec l'augmentation de la vitesse d'impact. De plus, l'impacteur se déplace plus lentement dans la séquence d'empilement (VVC), ce qui entraîne une durée plus longue. Lorsque les variations de la force de contact des trois séquences sont examinées de manière comparative, on constate que dans le cas de (CVV), la force de contact est maximale pour tous les niveaux d'énergie et que dans le cas de (VVC), la force de contact est la plus faible. Les résultats montrent clairement que la durée de contact est aussi différente pour l'ensemble des configurations de tubes. Les trois configurations présentent des caractéristiques similaires, sauf pour l'empilement (VVC) testé à 20J. Donc on peut conclure que, dans les deux séquences d'empilement (CVV) et de (VCV), la couche de carbone est recouverte par des couches composites à fibres de verre, ce qui signifie une diminution de la contrainte par rapport à l'empilement (VVC). En général, des comportements similaires entre les résultats numériques et les courbes issues de la campagne expérimentale pour les différentes énergies d'impact ont été notés.

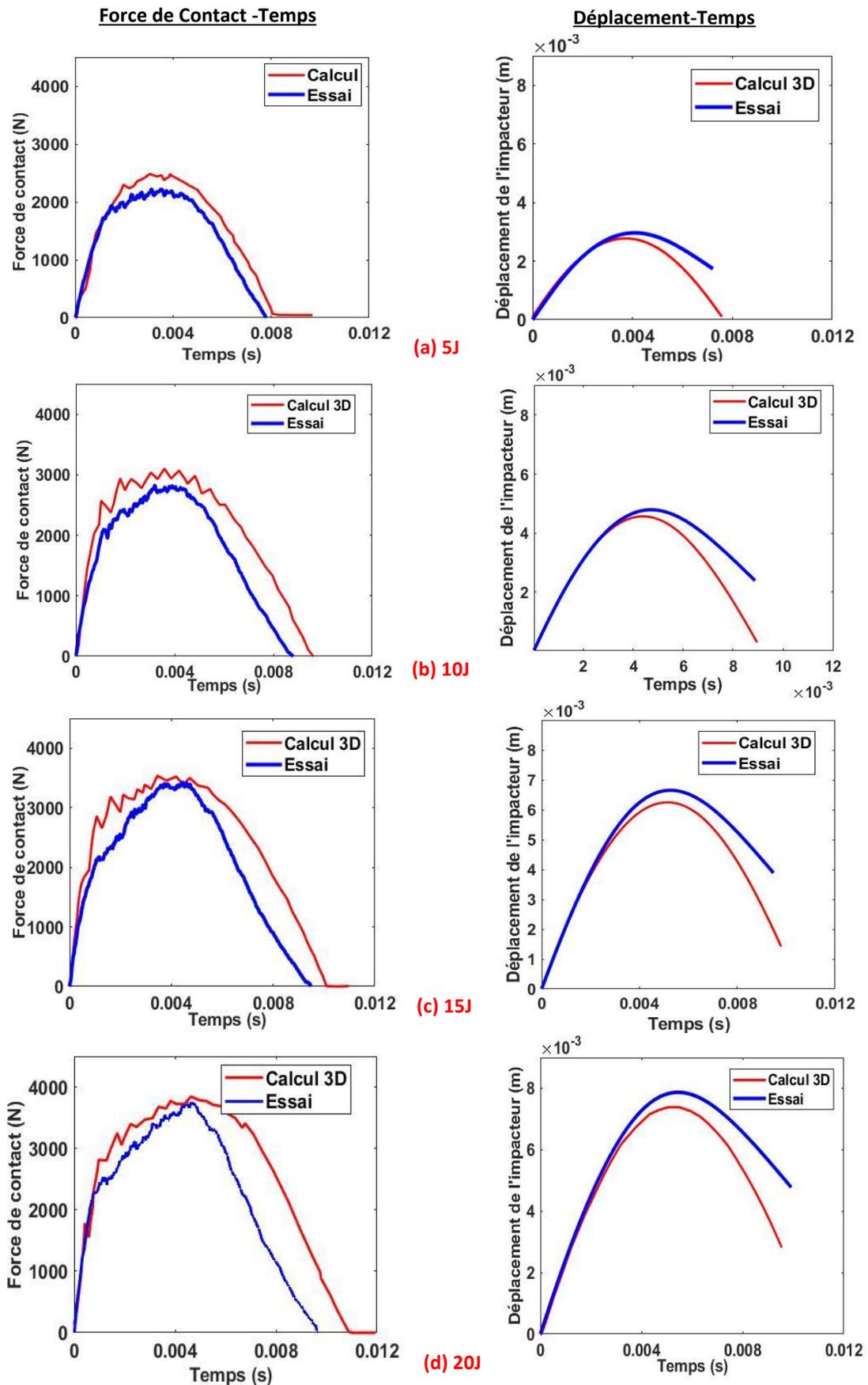


Figure 3-26: Confrontation Essai/Calcul 3D des courbes de la force de contact et du déplacement, séquence d'empilement (VCV) avec une énergie d'impacts de 5J, 10J, 15J et 20J

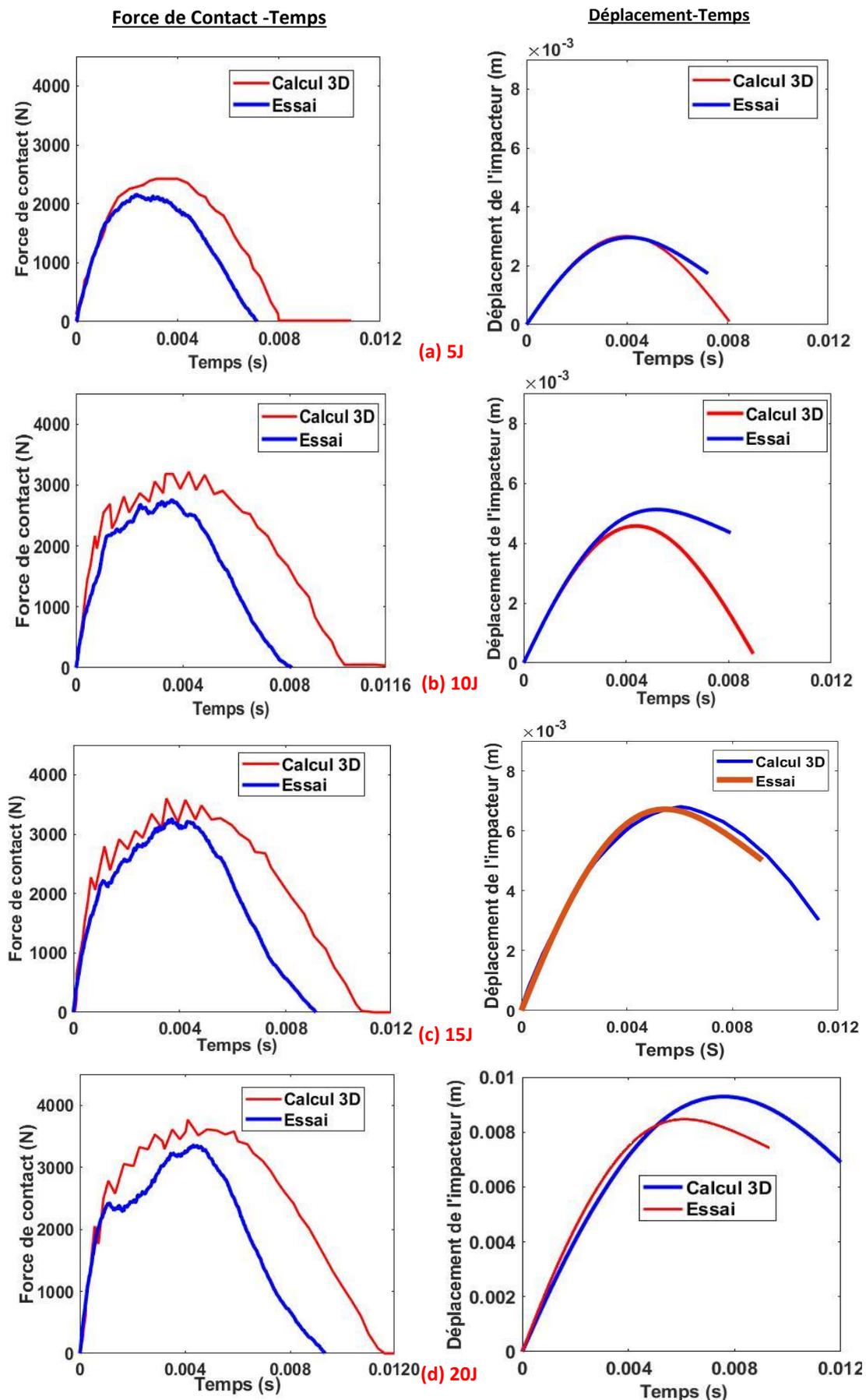


Figure 3-27: Confrontation Essai/Calcul 3D des courbes de la force de contact et du déplacement, séquence d'empilement (VVC) avec une énergie d'impacts de 5J, 10J, 15J et 20J

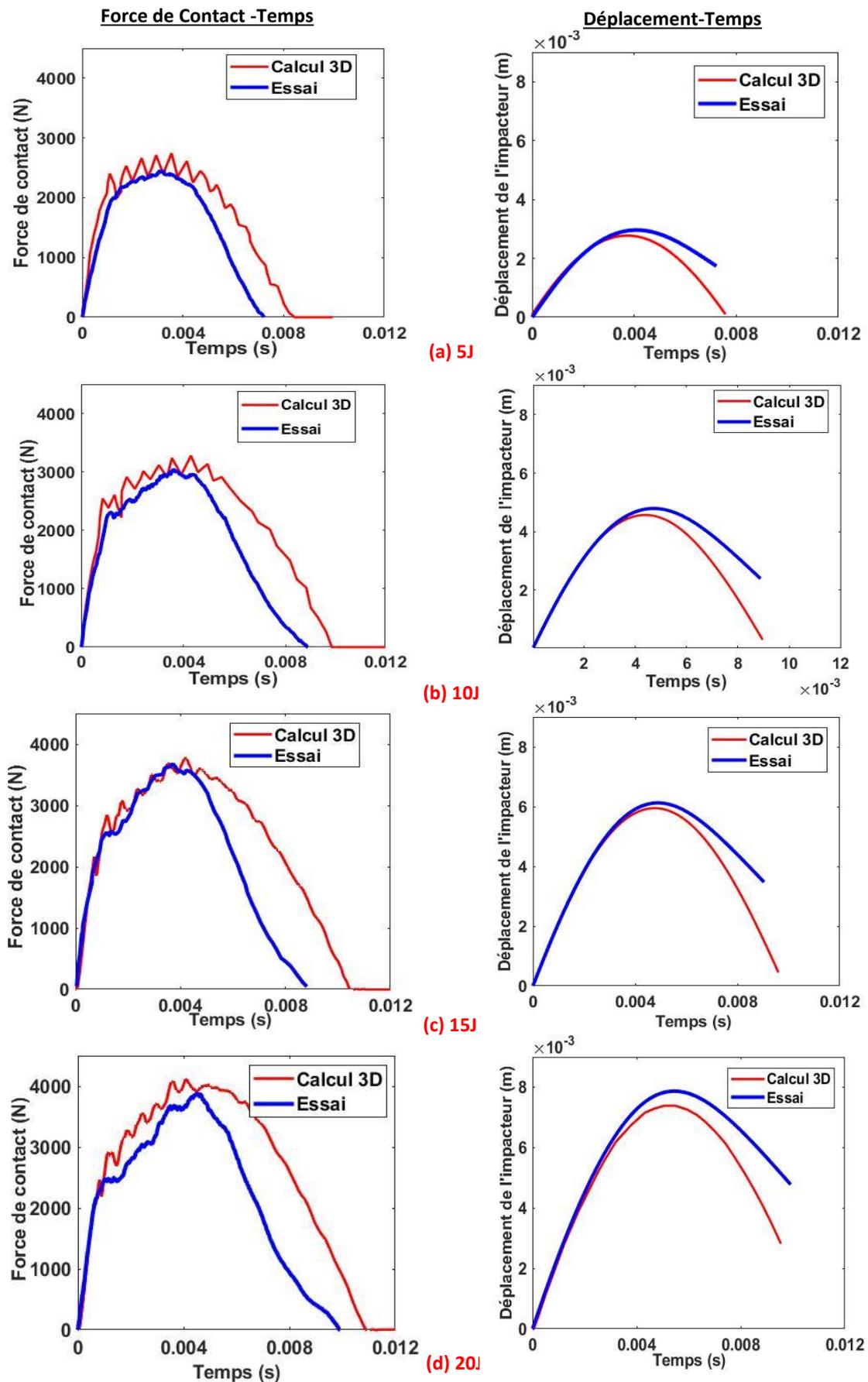


Figure 3-28: Confrontation Essai/Calcul 3D des courbes de la force de contact et du déplacement, séquence d'empilement (CVV) avec une énergie d'impacts de 5J, 10J, 15J et 20J

Les variations des courbes de déplacement de l'impacteur obtenues pour différents niveaux d'énergie d'impact et à la même pression interne sont illustrées dans les Figures 3-26, 3-27 et 3-28. Plus l'énergie d'impact augmente, plus le déplacement dans les tubes hybrides augmente. Lorsque la force atteint sa valeur maximale, le déplacement atteint également sa valeur maximale. Cependant, pour des énergies de 5J, 10J et 15J, les valeurs de déplacement les plus faibles sont obtenues pour les tubes (CVV), tandis que la valeur de déplacement la plus élevée est obtenue pour les tubes (VVC). De plus, à un niveau d'énergie d'impact de 20J, les deux configurations (CVV) et (VCV) présentent des comportements similaires, tandis que les tubes (VVC) présentent une augmentation importante du déplacement. Une fois que le déplacement atteint sa valeur maximale, le processus de rebond commence avec la diminution de la force de contact. On constate que lorsque la force atteint zéro, il y a toujours une déformation permanente sur les tubes. La restitution minimale dans le processus de rebond est observée dans le cas de (CVV). Cela indique que la couche de fibre de carbone sur la surface extérieure n'agit pas de manière élastique et que la couche extérieure est particulièrement endommagée. On peut noter que la rigidité prédite par le modèle numérique des configurations (CVV) et (VCV) est supérieure à celle donnée par les résultats expérimentaux. Cela peut s'expliquer par le fait que dans le modèle numérique, l'entrelacement des fibres et leur distribution sont supposés être parfaits, alors que pour les tubes testés, ce n'est pas garanti. De plus, lorsque le critère est vérifié numériquement pour certains éléments cela entraîne leur suppression, alors que physiquement, ces éléments sont toujours présents [27], [37], ce qui peut expliquer la surestimation des forces de contact pour certaines énergies d'impact.

Lorsque le niveau d'énergie d'impact est de 5J, les échantillons ne présentent pas autant de déplacement dans la direction verticale. Il est conclu que, avec l'augmentation du niveau d'énergie, les échantillons montrent une réponse locale dans la région de contact sans déplacement vertical considérable. Les résultats ont montré une précision du modèle numérique 3D pour prédire le comportement expérimental de l'impact. La force d'impact maximale, le temps d'impact total, le déplacement maximal et la réponse élastique initiale ont été simulés avec précision. En général, le modèle mis en œuvre avec le critère tridimensionnel de Hashin 1980 [13] est capable de reproduire le comportement global des tubes hybrides sous l'action de charges combinées.

3.5.5 Dissipation de l'énergie et la formation des dommages

Le modèle numérique a été capable de prédire l'évolution de l'énergie absorbée. La comparaison entre les résultats numériques et les courbes expérimentales pour deux d'énergies d'impact 15J

et 20J pour différentes séquences d'empilement est effectuée (Figures 3-29). La séquence d'empilement (VVC) présente l'absorption d'énergie la plus élevée et l'énergie de rebond la plus faible. En général, un léger écart entre les courbes numériques et expérimentales a été observé.

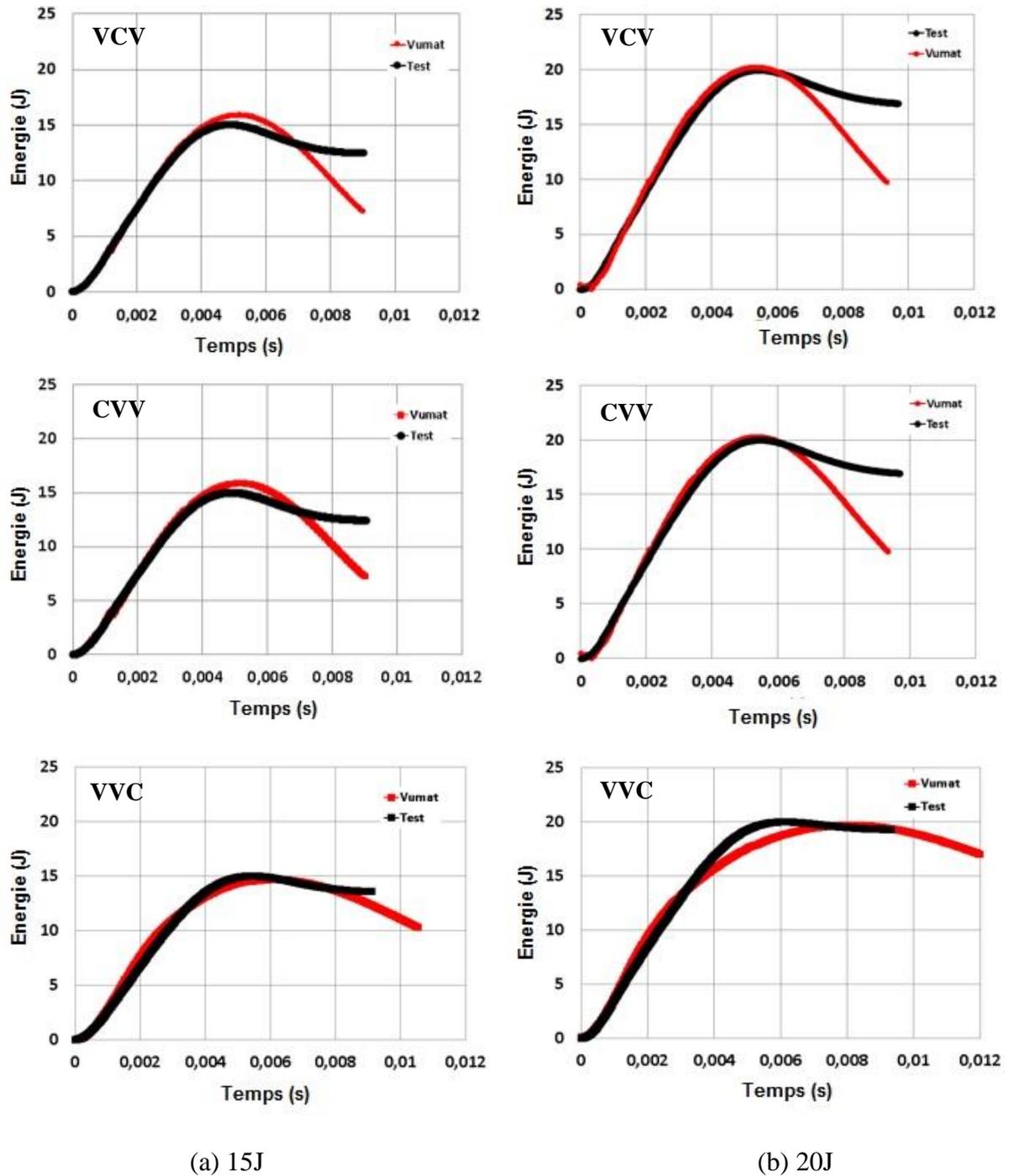


Figure 3-29: Confrontation Essai/Calcul 3D des courbes de l'énergie absorbée des séquences d'empilement (VCV), (CVV) et (VVC) pour 2 énergies d'impacts (a) 15J et (b) 20J

3.5.6 Formation et tolérances aux dommages

Les dommages progressifs observés dans les échantillons de tubes composites hybrides pressurisés sous un impact à faible vitesse sont présentés. Pour la surface impactée, les enveloppes évaluées de la fissuration matricielle de chaque pli des trois séquences d'empilement sont présentées dans la Figure 3-30. Il n'a pas été possible de comparer les résultats numériques avec le délaminage observé expérimentalement, en raison de la méthode utilisée (MEB). Les estimations données par les simulations pour les trois séquences d'empilement sont différentes au niveau de la fissuration matricielle et du délaminage (Figures 3-31, 3-32, 3-33 et 3-34).

La Figure 3-30 présente des images en coupe transversale prises au centre de l'impact et à l'extérieur du centre de l'impact. Lorsque ces images obtenues dans le modèle numérique sont examinées, bien que le déplacement soit le plus élevé au point d'impact, on constate que le mouvement entre les couches est faible. En revanche, les contraintes de cisaillement formées par l'effet du déplacement entre les couches autour du point d'impact ont augmenté de manière significative et par la suite les dommages par délaminage. Lorsque les captures des dommages sont examinées ensemble, on comprend que les dommages causés par un impact à faible vitesse sont contrôlés par le déplacement et que les dommages sont concentrés autour du point d'impact. Lorsqu'une évaluation est faite en fonction de la séquence d'empilement, les dommages dus au délaminage sont largement visibles dans les échantillons (VCV), tandis que tous les autres modes d'endommagement sont visibles dans les échantillons (VVC) et (CVV). Dans l'échantillon (VVC) en particulier, des dommages intralaminaires de la fissuration matricielle en surface, des transferts des fissures entre couches, des fissures radiales et des fissures de la matrice de la surface interne ont été observés de manière intensive. Si l'on considère l'évolution des dommages, on constate que la séquence d'empilement des tubes composites hybrides affecte de manière significative l'évolution des dommages en cas d'impact à faible vitesse. Dans cette étude, après des investigations expérimentales et numériques, on peut dire que l'empilement (VCV) est la conception la plus appropriée en termes de développement des dommages dans les tubes hybrides, suivie par (CVV) et (VVC), respectivement.

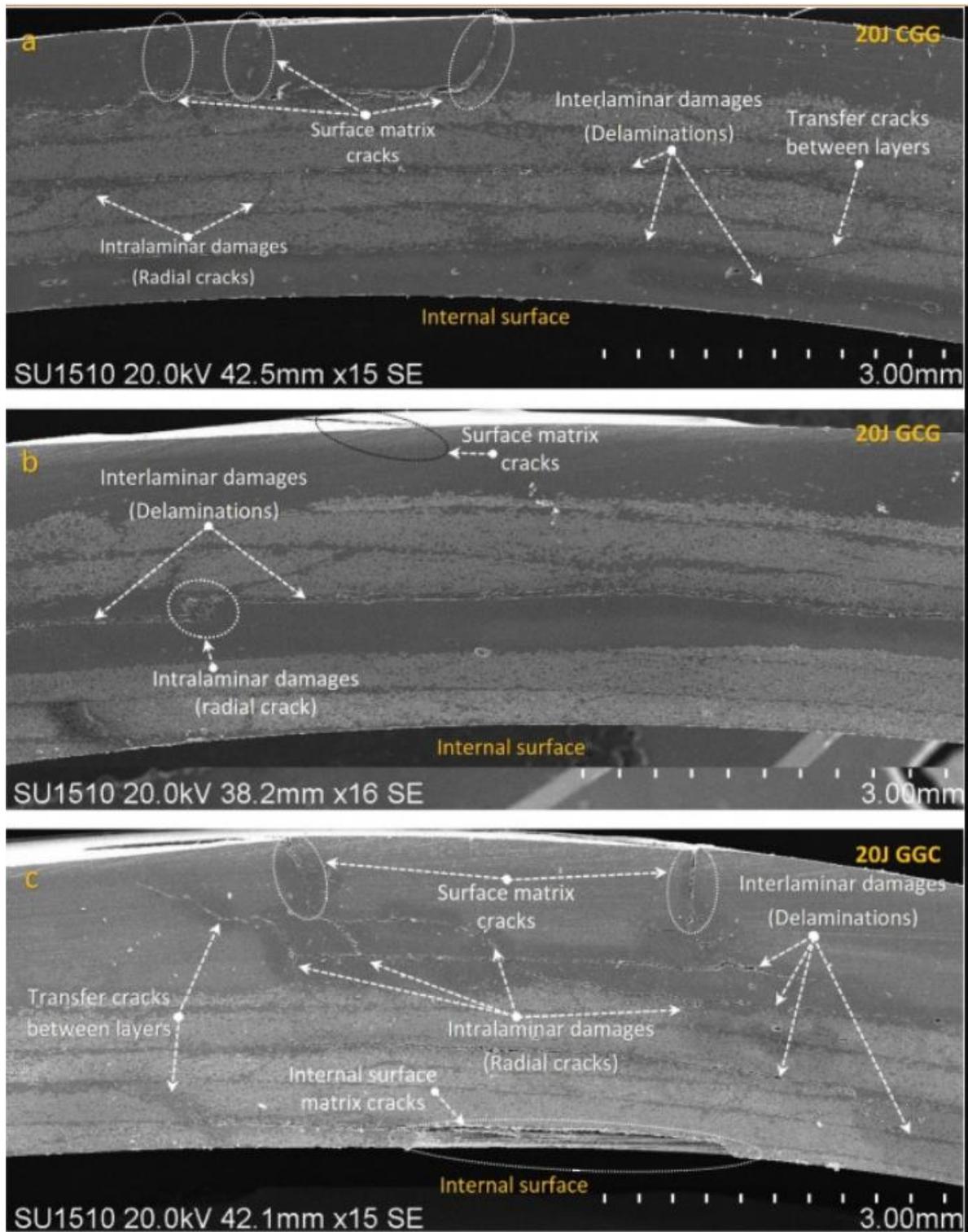


Figure 3-30: Analyse des dommages de délaminage à travers l'épaisseur de tubes composite hybride.

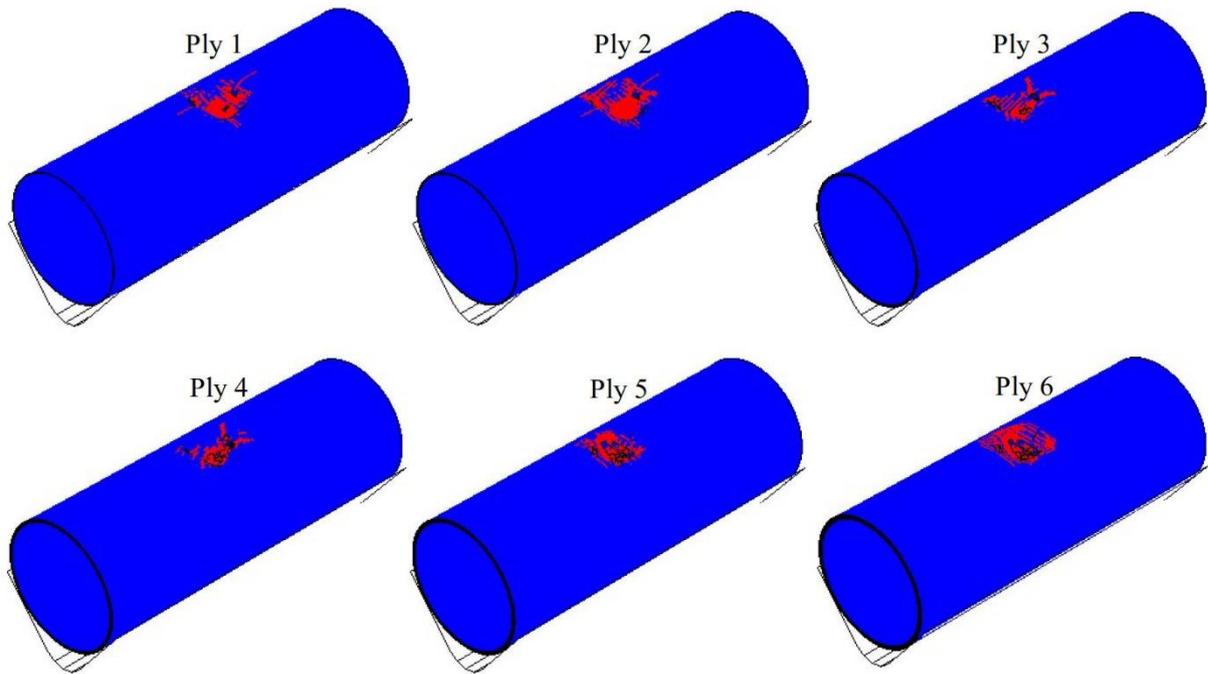


Figure 3-31: Prédiction de l'endommagement dans la matrice pour un tube hybride sous un impact de 20J (VVC).

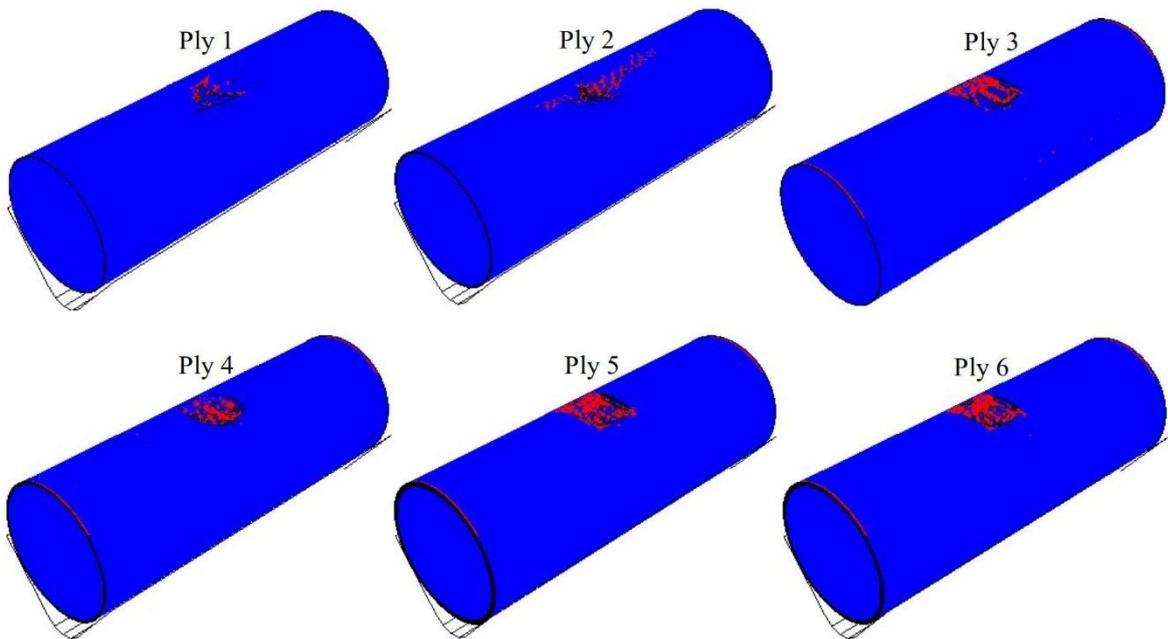


Figure 3-32: Prédiction de l'endommagement dans la matrice pour un tube hybride sous un impact de 20J (VCV).

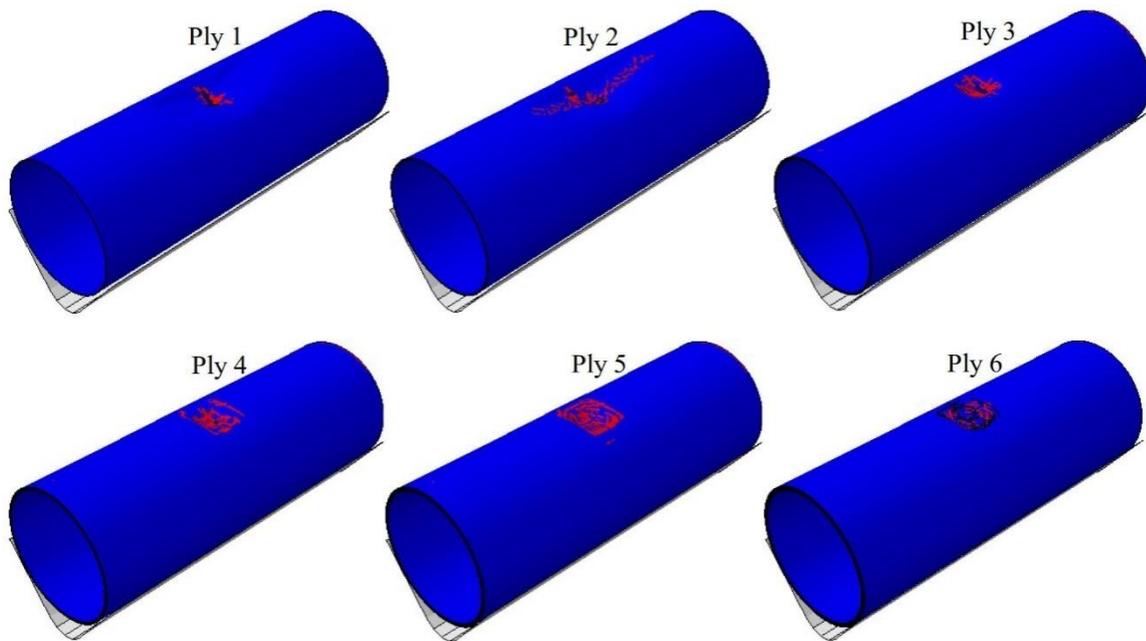


Figure 3-33: Prédiction de l'endommagement dans la matrice pour un tube hybride sous un impact de 20J (CVV).

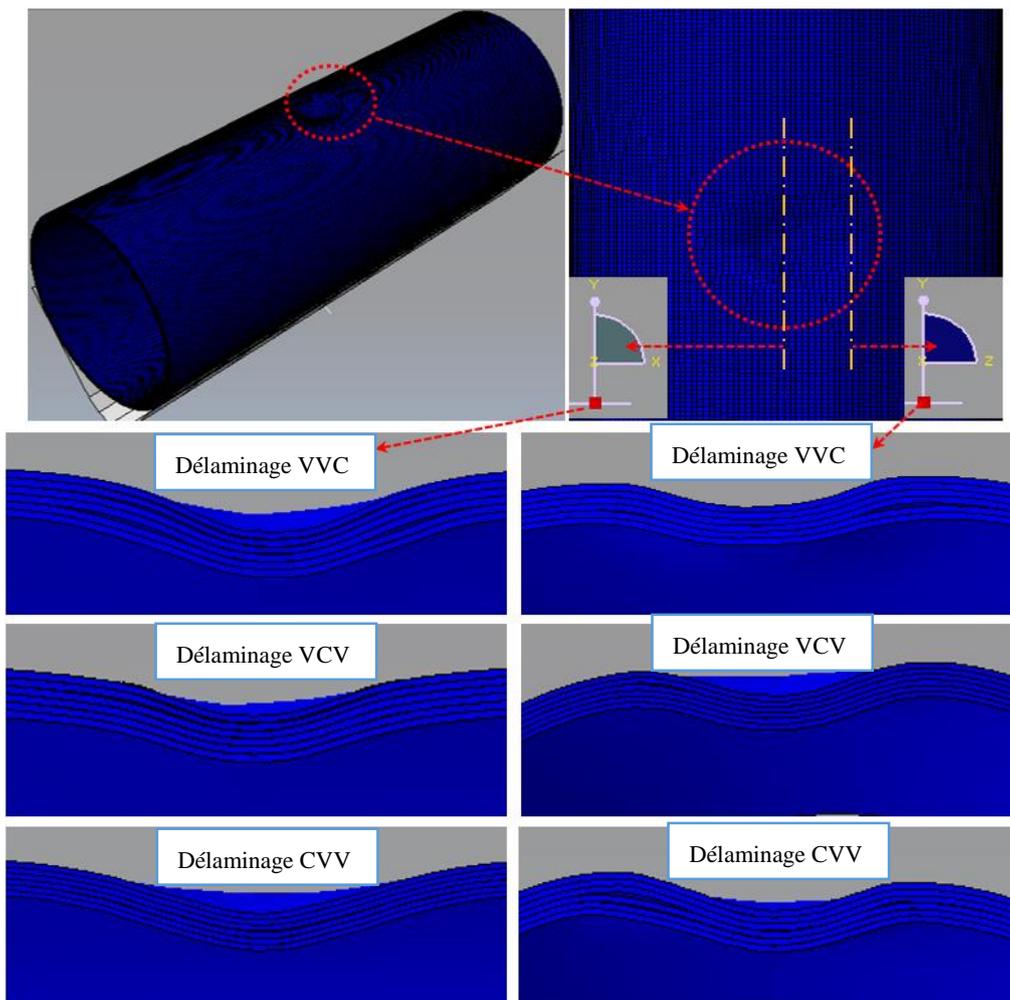


Figure 3-34: Délaminages prédite par le modèle numérique à travers l'épaisseur du tube en composite hybride.

Les dommages interlaminaires et intralaminaires ont été évalués avec le modèle numérique pour les différentes configurations, et ont montré un schéma raisonnable avec une légère surestimation de la taille totale. La surestimation des résultats numériques dans quelques plis peut être liée à plusieurs facteurs. Principalement, le manque d'informations sur la résistance à la rupture interlaminaire qui peut affecter la zone délaminée. La surestimation de la fissuration matricielle peut être liée aux propriétés des matériaux utilisés ou à des erreurs géométriques du modèle numérique. Concernant les propriétés des matériaux qui présentent un défi dans les simulations numériques de la résistance et la tolérance des dommages, dans notre étude quelques propriétés ont été évaluées sur les mêmes constituants et le même processus de production, mais pour être fabriquées à l'échelle du laboratoire, certains paramètres étaient différents. D'autres paramètres ont été récupérés de la littérature et estimés par le calcul inverse, ou ont été calculés par des modèles analytiques. Toutes ces incertitudes peuvent affecter les résultats en réduisant la précision du modèle. De plus, en raison du processus de production industrielle, le tube a montré une variation locale constante de l'épaisseur. L'épaisseur dans le modèle numérique a été définie comme une valeur moyenne entre les différentes valeurs mesurées pour chaque pli. L'effort d'essai accru peut être utile pour les applications de haute technologie, mais il ne peut généralement pas être justifié pour les applications étudiées ici. La variabilité générale des propriétés du composite à enroulement filamentaire masquerait également les avantages d'essais supplémentaires.

Dans l'ensemble, les résultats d'impact du modèle 3D (la force de contact-temps, déplacement-temps et énergie-temps rapportés) présentent le meilleur accord avec les données de l'étude expérimentale indiquant que la formation des dommages a été modélisée avec suffisamment de précision. Des travaux seraient également nécessaires pour obtenir une évaluation plus précise des zones présentant de fissuration matricielle et du délaminage. Une caractérisation plus poussée devrait permettre d'évaluer les propriétés des matériaux composites calculées/utilisées dans cette étude. Des tests particuliers devraient être effectués sur les tubes composites hybrides pour prédire les données de chaque matériau.

3.5.7 Discussions

L'objectif de ce chapitre d'une part ; est d'analyser les tubes hybrides sous différentes énergies d'impact et différentes séquences d'empilement et de réaliser une étude comparative entre eux et d'autre part, de développer une méthode de simulation des phénomènes d'endommagement dans les tubes composites lors de sollicitations combinée statique et dynamiques de type pression interne et impact à basse vitesse successivement. Nous nous sommes également

attachés à rendre cette méthode utilisable dans le cadre d'applications à l'échelle industrielle. Cette étude a permis d'établir un formalisme d'intégration de lois de comportement du pli adoptées aux sollicitations dynamiques à l'échelle de la fibre et de la matrice. Ces lois sont écrites sous forme de critères quadratiques appliqués à des éléments volumiques.

Différents critères de défaillance et méthodes d'évolution des dommages ont été intégrés dans les simulations éléments finis pour le comportement à l'impact à faible vitesse des tubes hybrides. La variation de la réponse mécanique globale présentée par les courbes donnant l'évolution de la force de contact, du déplacement de l'impacteur, et de la dissipation d'énergie. Les dommages locaux dans chaque couche ont été étudiés en détail. L'applicabilité de différents critères de rupture et de différentes méthodes d'accumulation des dommages pour prédire le comportement dynamique des structures tubulaires pressurisées a été bien présentée et discutée. Tous les critères de rupture sélectionnés sont adéquats pour prédire les dommages dans les tubes hybrides. Le critère qui présente le moins d'erreur dans la prévision est le critère de Hashin (1980) par rapport aux données expérimentales.

3.6 Conclusion

Les impacts sur les tubes hybrides réalisés par enroulement filamentaire ont été étudiés numériquement et identifiés expérimentalement.

- Les simulations numériques ont été réalisées à l'aide d'un modèle d'éléments finis 3D avancé, avec l'utilisation simultanée de théories sur les dommages intralaminaires et interlaminaires. Le critère de rupture de Hashin 3D (1980) a été sélectionné et utilisé après la comparaison avec d'autres critères pour l'évaluation de la rupture des fibres et la fissuration de la matrice. L'apparition du délaminage a été évaluée par l'introduction du modèle de zones cohésives. La loi bilinéaire de traction-séparation, basée sur les taux de restitution de l'énergie de déformation critique, a été utilisée. Le modèle de matériau a été implémenté dans le code commercial Abaqus 2019 [19] par un sous-programme VUMAT. Il a été conclu que la force de contact maximale, le déplacement maximal, la durée de contact et les valeurs d'énergie absorbée augmentent avec l'augmentation de l'énergie d'impact. Les valeurs de la force de contact maximale sont obtenues sur les tubes hybrides (VCV) pour tous les niveaux d'énergie d'impact.
- La séquence d'empilement des tubes hybrides affecte grandement la formation des dommages. En particulier, dans la séquence d'empilement (VVC). Les structures tubulaires ne peuvent pas se déformer élastiquement en raison du caractère fragile de la

couche de fibre de carbone et conduire à l'initiation de dommages. Il a été conclu que cet événement entraîne une augmentation de la formation et de la progression des dommages. Il en résulte également une augmentation de l'absorption d'énergie.

- En termes de force de contact maximale pour tous les niveaux d'énergie, on constate que la réponse de l'échantillon (CVV) est meilleure que celle des autres séquences, tandis qu'en termes d'énergie de rebond, la réponse de la séquence (VCV) est meilleure. La formation de dommages au niveau de la structure tubulaire hybride dépend du déplacement dans la direction radiale lors de l'impact. La plus faible valeur de déplacement a été obtenue pour la séquence (CVV), tandis que la plus grande valeur de déplacement a été obtenue pour la séquence (VVC).
- Les simulations par éléments finis ont permis de prédire avec précision l'ensemble des phénomènes observés dans l'expérimentale. Un des modes de rupture que l'on peut observer sur les tubes hybrides soumis à un impact à faible vitesse est la fissuration de la matrice sous forme de cercles concentriques. Ces dommages induits ont été surestimés dans quelques cas par le modèle numérique. Cette erreur peut être liée à la fois à l'imprécision des propriétés des matériaux utilisés, à l'erreur géométrique (la variation d'épaisseur n'a pas été prise en compte dans le modèle).
- Du point de vue des dommages causés par les fuites, des autres mécanismes de dommages observés dans les échantillons de (CVV) et de (VVC), des fissures internes de la matrice dans le sens des fibres à l'intérieur ont été causées par la présence des fuites. Cependant, les fissures de la surface interne de la matrice ne se sont pas produites dans l'échantillon (CVV) et aucun dommage dû à la fuite n'a été observé.
- Les futurs travaux devraient se concentrer sur la caractérisation mécanique du stratifié composite hybride pour évaluer les propriétés du matériau composite. Dans l'ensemble, le modèle 3D et le choix des critères de défaillance présentés sont acceptables pour modéliser tous les scénarios de formation de dommages sur des tubes hybride en grandeur réelle.
- L'étude de la formation de dommages sur les tubes en matériaux composites hybrides sous diverses charges, notamment l'impact à faible vitesse et les charges de pression interne, a tout son intérêt pour le concepteur. En effet, même un très petit dommage devient une cause de la dégradation de l'intégrité structurelle des structures composites hybrides.

3.7 Références

- [1] Gning PB, Tarfaoui M, Collombet F, Riou L, Davies P. Damage development in thick composite tubes under impact loading and influence on implosion pressure: experimental observations. *Compos Part B Eng* 2005;36:306–18.
- [2] Tarfaoui M, Gning PB, Davies P, Collombet F. Scale and size effects on dynamic response and damage of glass/epoxy tubular structures. *J Compos Mater* 2007;41:547–58.
- [3] Gning PB, Tarfaoui M, Collombet F, Davies P. Prediction of damage in composite cylinders after impact. *J Compos Mater* 2005;39:917–28.
- [4] Tarfaoui M, Gning PB, Hamitouche L. Dynamic response and damage modeling of glass/epoxy tubular structures: Numerical investigation. *Compos Part A Appl Sci Manuf* 2008;39:1–12.
- [5] Tarfaoui M, Gning PB, Collombet F. Residual strength of damaged glass/epoxy tubular structures. *J Compos Mater* 2007;41:2165–82.
- [6] Maziz A, Tarfaoui M, Gemi L, Rechak S, Nachtane M. A progressive damage model for pressurized filament-wound hybrid composite pipe under low-velocity impact. *Compos Struct* 2021;276:114520.
- [7] Alderson KL, Evans KE. Failure mechanisms during the transverse loading of filament-wound pipes under static and low velocity impact conditions. n.d.
- [8] Donadon M V, Iannucci L, Falzon BG, Hodgkinson JM, de Almeida SFM. A progressive failure model for composite laminates subjected to low velocity impact damage. *Comput Struct* 2008;86:1232–52.
- [9] Khalili SMR, Soroush M, Davar A, Rahmani O. Finite element modeling of low-velocity impact on laminated composite plates and cylindrical shells. *Compos Struct* 2011;93:1363–75.
- [10] Xiao X. Evaluation of a composite damage constitutive model for PP composites. *Compos Struct* 2007;79:163–73.
- [11] Tita V, De Carvalho J, Vandepitte D. Failure analysis of low velocity impact on thin composite laminates: Experimental and numerical approaches. *Compos Struct* 2008;83:413–28.
- [12] Tarfaoui M, Gning PB, Hamitouche L. Dynamic response and damage modeling of glass/epoxy tubular structures: Numerical investigation. *Compos Part A Appl Sci Manuf* 2008;39:1–12.
- [13] Tarfaoui M, Gning PB, Davies P, Collombet F. Scale and size effects on dynamic response and

- damage of glass/epoxy tubular structures. *J Compos Mater* 2007;41:547–58.
- [14] Kobayashi S, Kawahara M. Effects of stacking thickness on the damage behavior in CFRP composite cylinders subjected to out-of-plane loading. *Compos Part A Appl Sci Manuf* 2012;43:231–7.
- [15] Ballère L, Viot P, Lataillade J-L, Guillaumat L, Cloutet S. Damage tolerance of impacted curved panels. *Int J Impact Eng* 2009;36:243–53.
- [16] Gemi L, Kara M, Avci A. Low velocity impact response of prestressed functionally graded hybrid pipes. *Compos Part B Eng* 2016;106:154–63.
- [17] Gemi L, Köklü U, Yazman \cSakir, Morkavuk S. The effects of stacking sequence on drilling machinability of filament wound hybrid composite pipes: Part-1 mechanical characterization and drilling tests. *Compos Part B Eng* 2020;186:107787.
- [18] Gemi L, Morkavuk S, Köklü U, Yazman \cSakir. The effects of stacking sequence on drilling machinability of filament wound hybrid composite pipes: Part-2 damage analysis and surface quality. *Compos Struct* 2020;235:111737.
- [19] Gemi L. Investigation of the effect of stacking sequence on low velocity impact response and damage formation in hybrid composite pipes under internal pressure. A comparative study. *Compos Part B Eng* 2018;153:217–32.
- [20] Matzenmiller A, Lubliner J, Taylor RL. A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites. *Mech Mater* 1995;20:125–52.
- [21] Hashin Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites 1980.
- [22] Hou JP, Petrinic N, Ruiz C. A delamination criterion for laminated composites under low-velocity impact. *Compos Sci Technol* 2001;61:2069–74.
- [23] Krueger R. Virtual crack closure technique: History, approach, and applications. *Appl Mech Rev* 2004;57:109–43.
- [24] Camanho PP, Davila CG, De Moura MF. Numerical simulation of mixed-mode progressive delamination in composite materials. *J Compos Mater* 2003;37:1415–38.
- [25] Benzeggagh ML, Kenane M. Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus. *Compos Sci Technol* 1996;56:439–49.
- [26] Abaqus G. Abaqus 6.11. Dassault Syst Simulia Corp Provid RI, USA 2011.

- [27] Shi Y, Swait T, Soutis C. Modelling damage evolution in composite laminates subjected to low velocity impact. *Compos Struct* 2012;94:2902–13.
- [28] Mahdi E, Hamouda AMS, Sahari BB, Khalid YA. Effect of hybridisation on crushing behaviour of carbon/glass fibre/epoxy circular-cylindrical shells. n.d.
- [29] Abrate S. Modeling of impacts on composite structures. *Compos Struct* 2001;51:129–38.
- [30] Kim EH, Rim MS, Lee I, Hwang TK. Composite damage model based on continuum damage mechanics and low velocity impact analysis of composite plates. *Compos Struct* 2013;95:123–34.
- [31] Puck A, Schürmann H. Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models. *Compos Sci Technol* 2002;62:1633–62.
- [32] Lancaster JK. The effect of carbon fibre reinforcement on the friction and wear of polymers. *J Phys D Appl Phys* 1968;1:549.
- [33] Pederson J. Finite element analysis of carbon fiber composite ripping using ABAQUS. Clemson University, 2008.
- [34] Liu PF, Liao BB, Jia LY, Peng XQ. Finite element analysis of dynamic progressive failure of carbon fiber composite laminates under low velocity impact. *Compos Struct* 2016;149:408–22.
- [35] Liu PF, Gu ZP, Peng XQ, Zheng JY. Finite element analysis of the influence of cohesive law parameters on the multiple delamination behaviors of composites under compression. *Compos Struct* 2015;131:975–86.
- [36] Spronk SWF, Kersemans M, De Baerdemaeker JCA, Gilabert FA, Sevenois RDB, Garoz D, et al. Comparing damage from low-velocity impact and quasi-static indentation in automotive carbon/epoxy and glass/polyamide-6 laminates. *Polym Test* 2018;65:231–41.
- [37] Wu Q, Wang Q, Ren S, Zu L, Zhang Q, Zhang G. Perforation of carbon fiber-wound composite cylinders struck by hemispherical and conical-nosed impactors. *Compos Struct* 2021;259.

Chapitre 4 : Effet de la forme de l'impacteur

Sommaire

4	Chapitre 4 : Effet de la forme de l'impacteur	160
4.1	Modélisation par éléments finis	162
4.2	Stratégie de maillage et algorithme de contact	162
4.3	Résultats et discussion	163
4.3.1	1.3.2. Force d'impact initiale.....	163
4.3.2	Force d'impact maximale.....	164
4.3.3	Durée du contact	164
4.3.4	Effet des formes des impacteurs sur la déflexion maximale	164
4.3.5	Formation des dommages	168
4.1	Délaminage	174
4.2	Conclusion	177
	Références.....	180

Les structures tubulaires en matériaux composites dans le secteur offshore peuvent être exposées à des impacts accidentels pendant leur durée de vie. Par exemple, un outil peut tomber sur la structure composite pendant la maintenance ou un fragment volant à une vitesse initiale différente peut altérer l'intégrité de la structure. Les dommages consécutifs induits par ces impacts se présentent généralement sous forme de dommages interlaminaires tel que le délaminage et de dommages intralaminaires tels que la fissuration matricielle et la rupture des fibres comme il a été constaté dans le chapitre 3. De plus, si les structures composites sont soumises à une énergie d'impact élevée, on peut observer une rupture des fibres [1], [2]. La majorité des études sur les plaques et les tubes composites soumis à un impact à faible vitesse ont été réalisées en utilisant la forme d'impacteur hémisphérique [3], [4], [5], [6], [7], [8], [9],[10], [11], [12], [13].

Cependant, la forme de l'impacteur peut être façonnée de différentes manières. Il est donc important d'étudier l'influence de la forme de l'impacteur sur les dommages induits par l'impact dans les structures. Dans ce chapitre, nous nous sommes concentrés sur l'établissement d'un nouveau modèle d'éléments finis 3D pour étudier l'effet de la forme de l'impacteur sur la réponse dynamique et la formation de dommages des tubes composites hybrides pressurisés sous un impact à faible vitesse. Tous les modèles constitutifs, y compris le modèle d'endommagement progressif pour les stratifiés composites comprenant le modèle d'endommagement continu, le critère de défaillance de Hashin 3D (1980) utilisé dans le chapitre 3, codé par un sous-programme matériel utilisateur VUMAT, et le modèle adopté pour l'évolution de l'endommagement basé sur le déplacement équivalent, ont été établis et mis en œuvre dans ABAQUS/Explicit. Le modèle cohésif basé sur une loi traction-séparation bilinéaire a été appliqué pour simuler l'apparition et la propagation du délaminage dans les tubes composites hybrides. Les résultats numériques obtenus de la force de contact, du déplacement, de l'énergie absorbée et des modes de défaillance sont examinés et discutés en détail. La précision et l'efficacité du modèle d'impact soumis à un impacteur hémisphérique ont été validées antérieurement par des données expérimentales. Ce travail peut également être considéré comme une bonne référence pour l'étude numérique des problèmes d'impact à faible vitesse.

4.1 Modélisation par éléments finis

Le modèle numérique développé dans le chapitre 3 est basé sur les données expérimentales, pour étudier les caractéristiques d'initiation et d'évolution des dommages dans les tubes composites hybrides pressurisés sous un impact à faible vitesse par différentes formes d'impacteurs (Figure 4-1). Le stratifié hybride comporte deux catégories de matériaux : le composite carbone/époxy et le composite verre/époxy, deux séquences d'empilement sont considérées (La séquence d'empilement VVC n'a été pas considéré dans cette étude car elle présente la mauvaise résistance et tolérances aux dommages d'après les constatations de chapitre 3). Le tube hybride a un diamètre interne de 75 mm et une épaisseur moyenne de 2.4 mm. Le comportement du matériau et l'orientation de chaque couche transversale sont définis par le système de coordonnées locales. Selon les directives données par la norme ASTM D7136/D7136M-07 [14].

Comme la déformation des impacteurs est très faible et négligeable lors du processus d'impact, tous les impacteurs de forme hémisphérique, conique et plate sont considérés comme des corps rigides discrets et maillés par des éléments de coque rigides à quatre nœuds (R3D4). La masse concentrée de chaque impacteur et la vitesse initiale sont implémentées sur chaque point de référence. L'inertie de l'impacteur est prise en compte dans cette simulation, la masse de 6.35 kg et la vitesse initiale prédéfinie sont données aux impacteurs pour obtenir une énergie à quatre niveaux, de 5, 10, 15 et 20 J. La condition limite de serrage est mise en œuvre dans les bords des tubes et l'appui en forme de V pour simuler les conditions des tests expérimentaux.

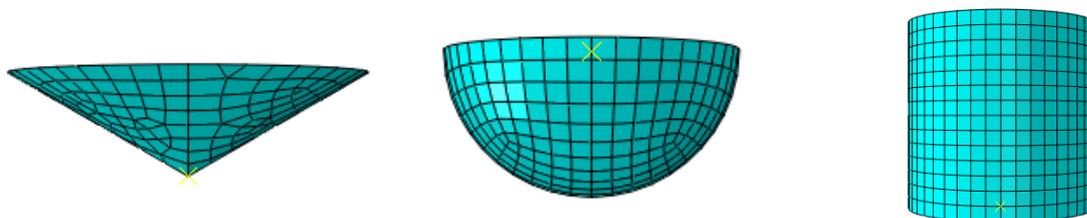


Figure 4-1: Illustrations de la forme de l'impacteur.

4.2 Stratégie de maillage et algorithme de contact

La discrétisation du modèle 3D est constituée de deux régions : un maillage fin pour la zone impactée et un maillage grossier pour la région extérieure. Une étude de convergence du

maillage a été réalisée en utilisant des tailles d'éléments allant de 10 mm à 0.5 mm correspondant à 49536 éléments et 66816 nœuds (Figure 4-2).

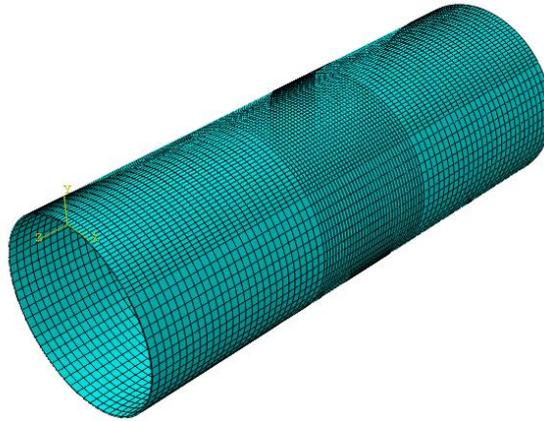


Figure 4-2: Maillage structuré d'un tube composite hybride.

4.3 Résultats et discussion

4.3.1 1.3.2. Force d'impact initiale

Lorsqu'on analyse les résultats représentatifs de l'historique des forces de contact-temps d'un impact à faible vitesse, on constate que trois paramètres sont significatifs : la force du premier pic, la durée du contact et la force maximale. Concernent la forme globale de l'impacteur, la séquence d'empilement (CVV) a eu un pic initial plus élevé que celui du (VCV). Alors que l'impacteur de la forme plate a provoqué un pic de force initial le plus élevé, l'impacteur conique a produit la force la plus faible pour toutes les séquences d'empilement. Le premier pic causé par l'impacteur hémisphérique se situe entre celui de l'impacteur plat et de l'impacteur conique. Il convient de noter que l'impacteur conique a produit un pic initial légèrement inférieur à celui des autres formes. La zone de contact entre le tube hybride et les formes de l'impacteur s'avère être un paramètre crucial. Lorsque on utilise des impacteurs coniques et hémisphériques, le contact commence en un point et très peu de fibres sont actives pour supporter la charge. Le premier pic de l'effort obtenu par l'impacteur hémisphérique se situe entre les premiers pics des impacteurs plat et conique.

D'après les études précédentes [10], [15], [16], [17], le premier pic de l'effort indique l'initiation du dommage. Pour l'ensemble des formes d'impacteur, la séquence d'empilement (CVV) présente un pic initial plus élevé par rapport à la séquence (VCV), tandis que l'impacteur de forme plate provoquait un pic initial de la force de contact le plus élevé, et l'impacteur conique

le plus faible pour toutes les séquences d'empilement. Il convient de noter que l'impacteur conique a produit un pic initial légèrement inférieur à celui des autres formes d'impacteur. La zone de contact entre le tube hybride et l'impacteur s'avèrent être des paramètres cruciaux.

4.3.2 Force d'impact maximale

Selon les résultats obtenus par la simulation numérique, les forces d'impact causées par la séquence d'empilement (CVV) étaient supérieures aux forces d'impact de la séquence d'empilement (VCV) dans tous les cas (Figures 4-3 et 4-4). L'impacteur de forme plate a produit la force de contact la plus élevée, et l'impacteur de forme conique a produit la force de contact la plus faible. La force maximale produite par l'impacteur hémisphérique est située entre les deux courbes. On peut voir que la distance moyenne entre le pic de la force maximale de chaque impacteur et de chaque séquence d'empilement n'est pas similaire et cela est dû aux propriétés des matériaux de chaque configuration.

4.3.3 Durée du contact

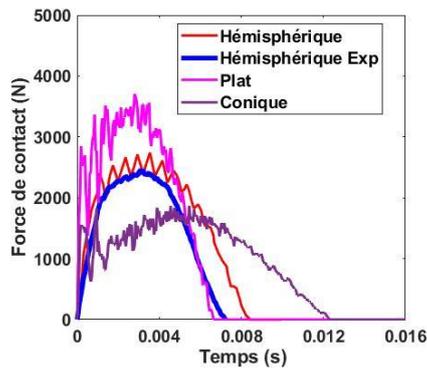
Le tube composite hybride avec la séquence d'empilement (CVV) a produit des durées de contact légèrement plus longues que celle de la séquence d'empilement (VCV). Alors que la forme plate de l'impacteur a produit la plus courte durée de contact, la forme conique de l'impacteur a produit la plus longue durée de contact. Les durées de contact produites par l'impacteur hémisphérique se situent entre celles de l'impacteur plat et conique. On peut noter qu'une légère zone de contact entre les tubes composites hybrides et les impacteurs entraîne une augmentation des durées de contact.

4.3.4 Effet des formes des impacteurs sur la déflexion maximale

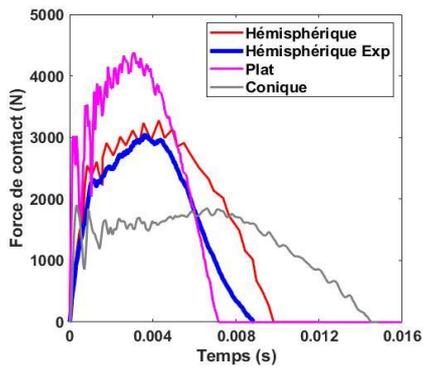
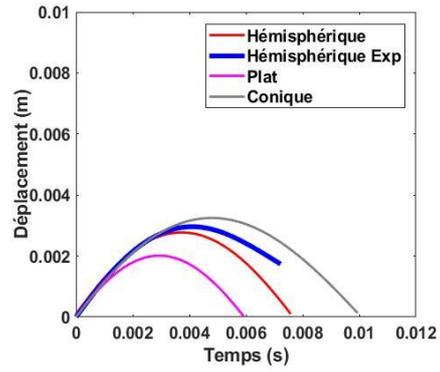
Figures 4-3 et 4-4 montrent les courbes de déplacement en fonction du temps de chaque forme d'impacteur pour différentes séquences d'empilement. La déflexion maximale produite par la séquence d'empilement (CVV) est supérieure à celle de la séquence d'empilement (VCV). On peut observer, que le pic des courbes de déplacement maximal de la forme plate de l'impacteur est inférieur aux formes hémisphériques et coniques alors que la forme conique a atteint la plus grande valeur lors du déplacement maximal. En effet, le déplacement maximal produit par l'impacteur hémisphérique est situé entre les formes coniques et plates.

Pour étudier l'influence de la forme des impacteurs sur les dommages intralaminaires et interlaminaires induits sur les tubes composites hybrides, la taille des dommages

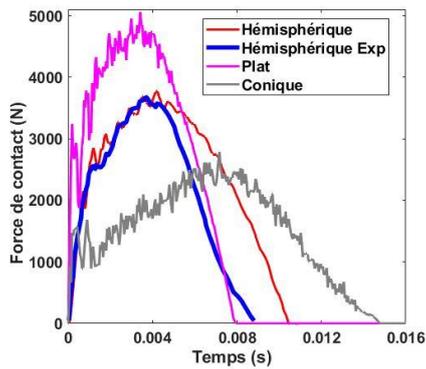
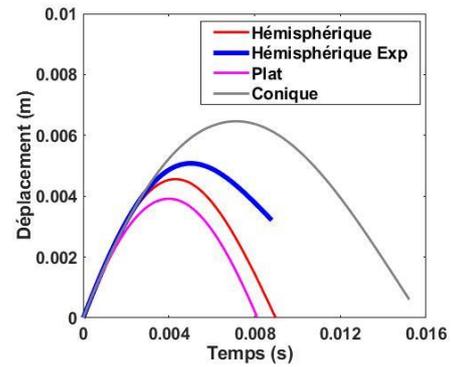
intralaminaires (fissuration matricielle) a été obtenue à partir des résultats de calcul et présentée sur les Figures 4-5 à 4-10.



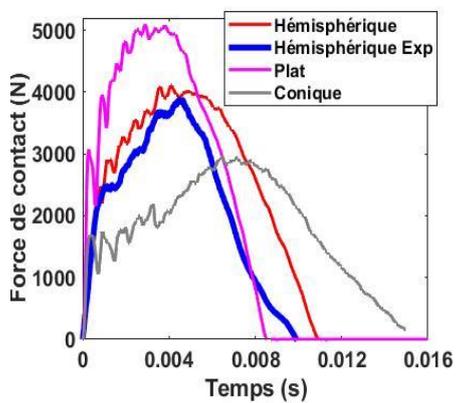
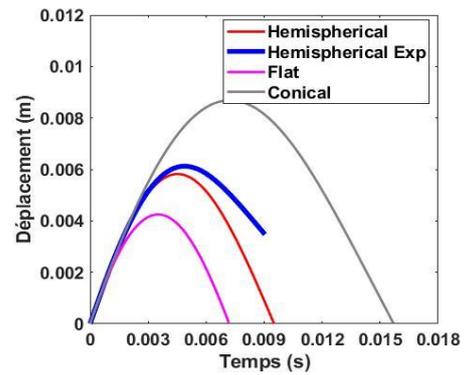
a) 5J



b) 10J



c) 15J



d) 20J

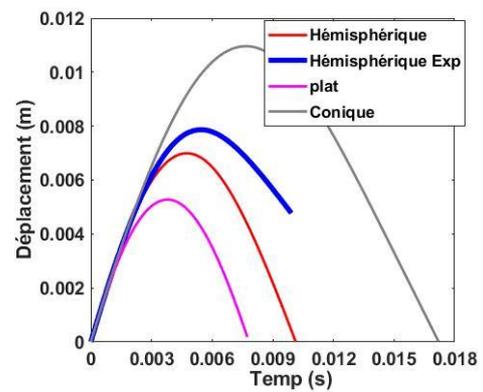


Figure 4-3: Résultats numériques pour différentes formes d'impacteurs (CVV).

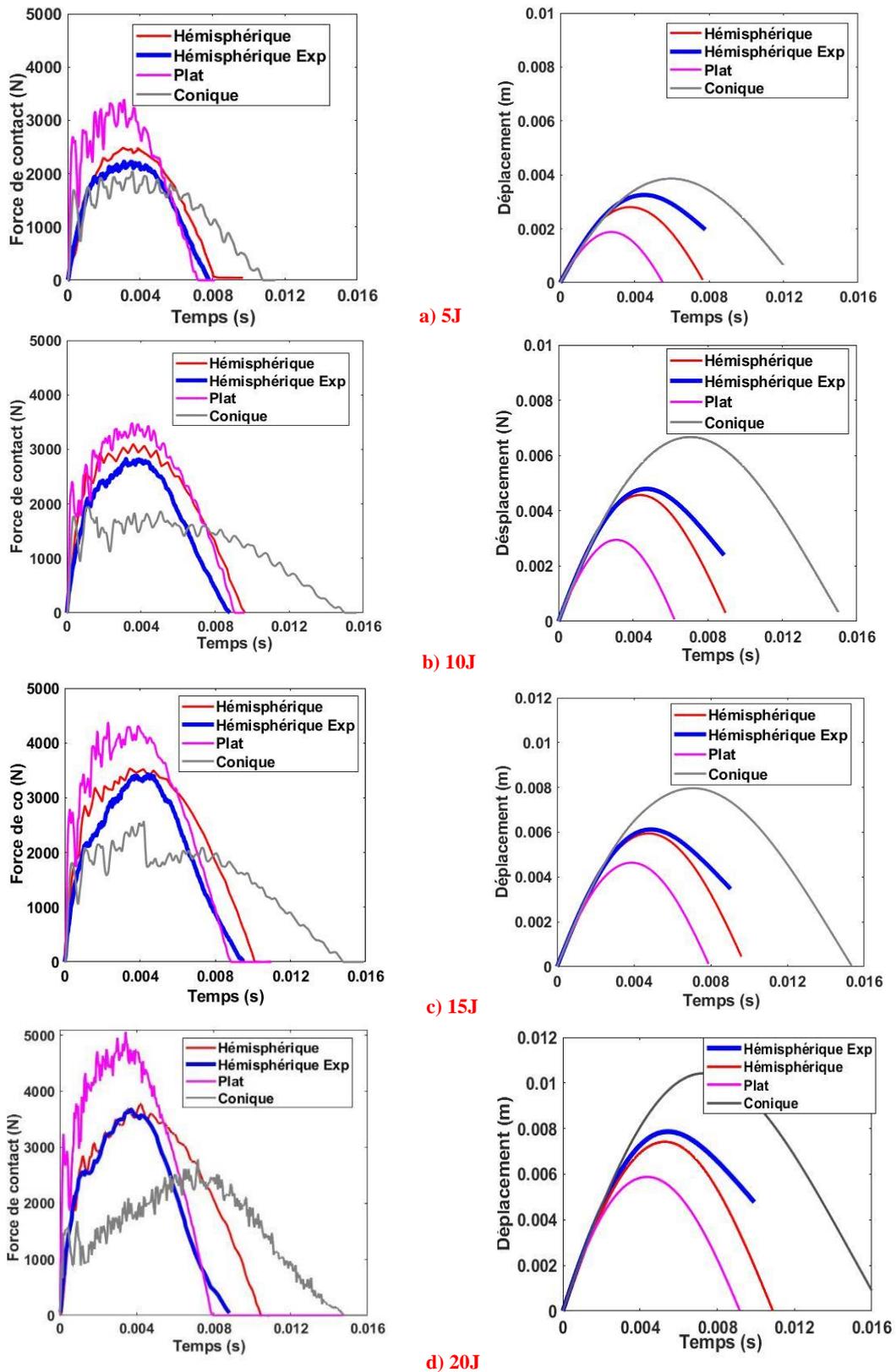


Figure 4-4: Résultats numériques pour différentes formes d'impacteurs (VCV).

4.3.5 Formation des dommages

On observe sur les captures des dommages (Figure 4-5 à 4-10) que les impacteurs hémisphériques et coniques ont produit une formation de dommages localisée sur toute l'épaisseur des plis du tube hybride immédiatement sous l'impacteur. Ces dommages intralaminaires sur l'épaisseur développent progressivement par rapport à la surface interne (arrière) du stratifié hybride. Autrement, pour la forme plate de l'impacteur, les dommages intralaminaires causés à travers l'épaisseur sont concentrés près de la surface arrière du stratifié composite hybride et progressent sous le site d'impact, (Figures 4-7 et 4-8). En revanche, le délaminage qui forme une distance progressive entre deux couches adjacentes et non sur tout le site d'impact, peut être remarquée dans certains cas où le délaminage est présent à différents endroits. Pour l'impacteur conique, lorsque les Figures 4-5 et 4-6 sont comparées, on observe que l'ordre d'empilement (VCV) a une meilleure réponse à l'impact que l'ordre d'empilement (CVV). Les dommages matriciels induits par l'impact dans l'empilement (CVV) sont concentrés autour de la zone d'impact. A l'inverse, dans l'empilement (VCV), on constate que la gravité des dommages diminue dans la zone d'impact et que les dommages matriciels s'étendent sur une zone plus large. Dans les expériences réalisées avec l'impacteur plat (Figures 4.11 et 4-12), les dommages de la fissuration matricielle dans les échantillons (CVV) étaient concentrés dans la couche de carbone la plus interne (surface arrière) sous l'impacteur, tandis que, la quantité de délaminage et de la fissuration matricielle dans les échantillons (VCV) diminuaient et s'éloignait de la zone d'impact. Contrairement à l'échantillon (VCV), on observe que des fissures matricielles intenses sont formées à la surface du tube hybride dans la couche supérieure (Couche 6).

L'apparition et le développement de dommages dans les tubes composites hybrides ont été mieux observés dans les expériences avec l'impacteur hémisphérique (Figure 4-9 et 4-10). Alors que les dommages de la fissuration matricielle sont produits de manière intensive sous l'impacteur dans les échantillons de (CVV). Les dommages survenus après des tests expérimentaux avec l'impacteur hémisphérique ont été examinés au microscope numérique et les modes de dommages ont été déterminés. Après les examens effectués sur les échantillons (CVV) et (VCV) donnés sur les Figures 4-16 et 4-17, on comprend qu'il existe un accord entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux. Il est également observé que dans les tubes hybrides avec empilement (CVV), des fissures matricielles radiales intenses se forment dans les couches ainsi que des dommages de délaminage, à l'inverse, les fissures matricielles radiales sont diminuées dans l'échantillon (VCV) et les dommages sont limités aux

dé laminages. (les dommages de dé laminage dans les tubes hybrides (VCV) se produisent entre et autour des couches de carbon).

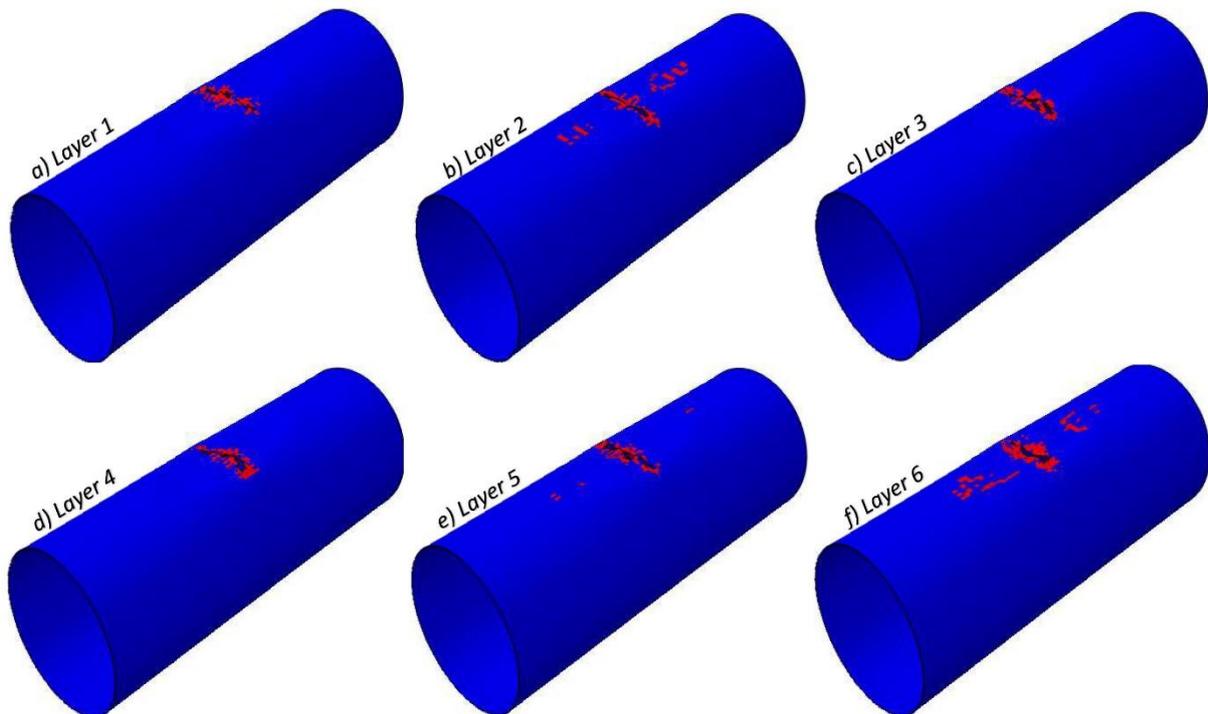


Figure 4-5: Prév ision de l'endommagement de la matrice cas : (CVV) sous un impacteur de forme conique.

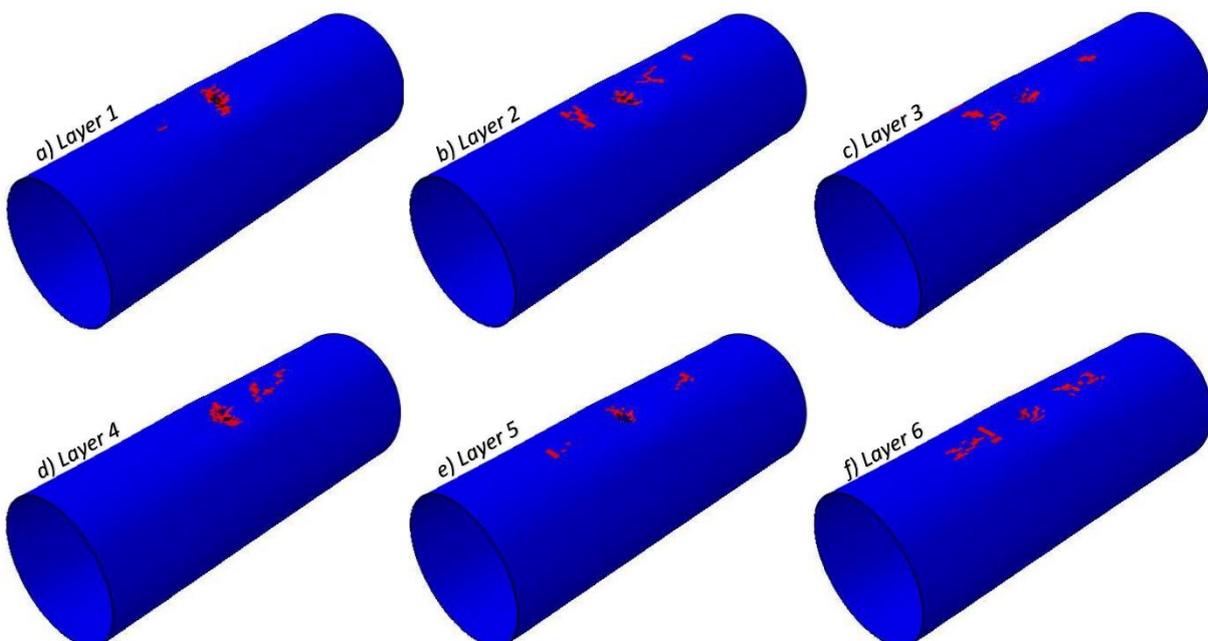


Figure 4-6: Prév ision de l'endommagement de la matrice cas : (VCV) sous un impacteur de forme conique.

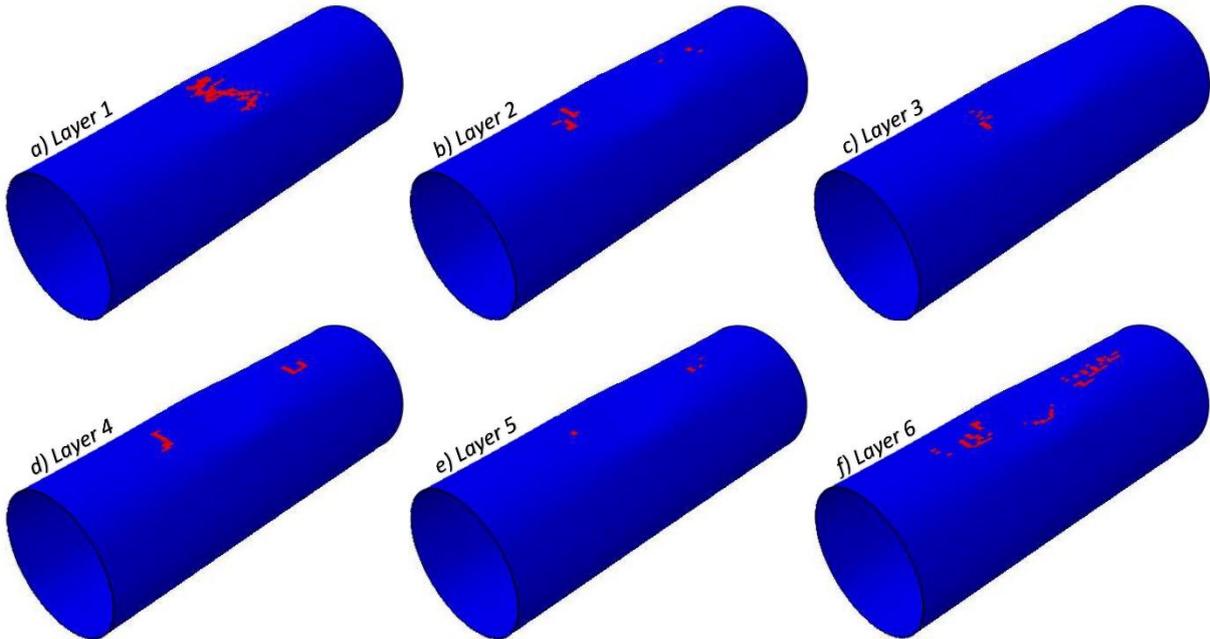


Figure 4-7: Pr evision de l'endommagement de la matrice cas : (CVV) sous un impacteur de forme plate.

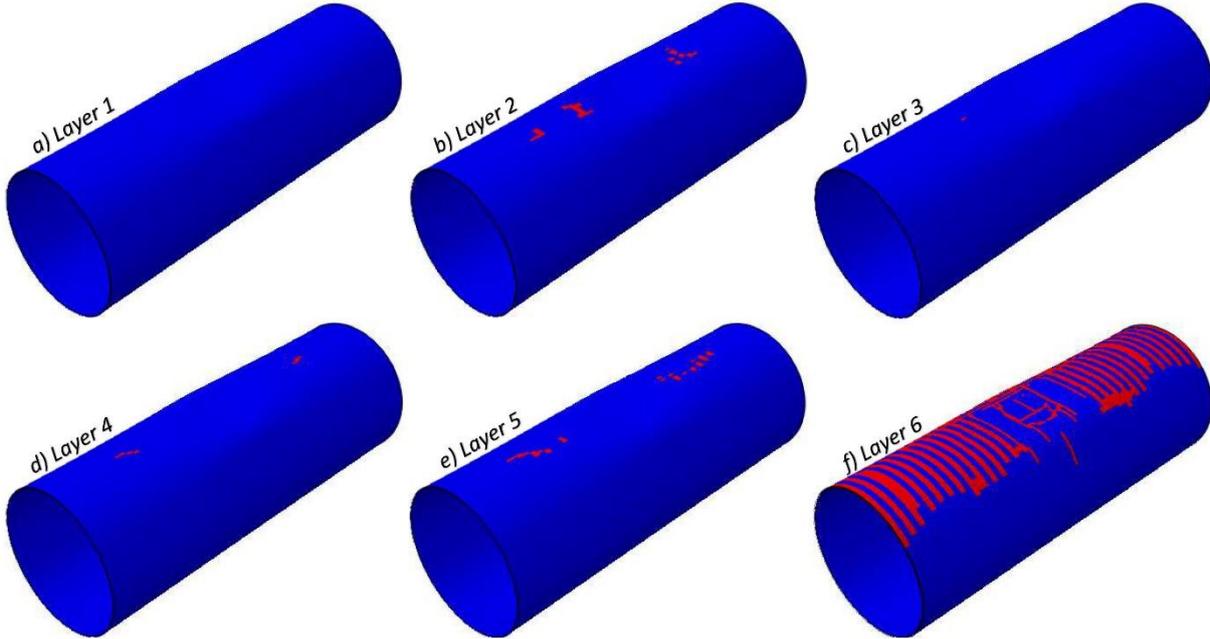


Figure 4-8: Pr evision de l'endommagement de la matrice cas : (VCV) sous un impacteur de forme plate.

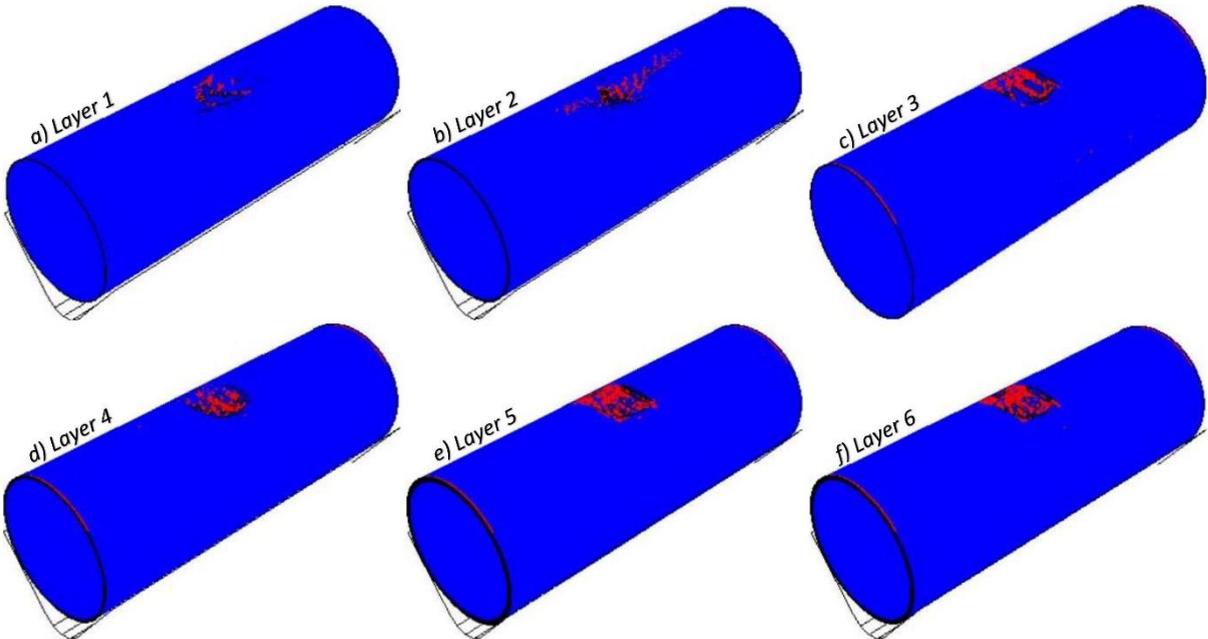


Figure 4-9: Prévion de l'endommagement de la matrice cas : (VCV) sous un impacteur de forme hémisphérique.

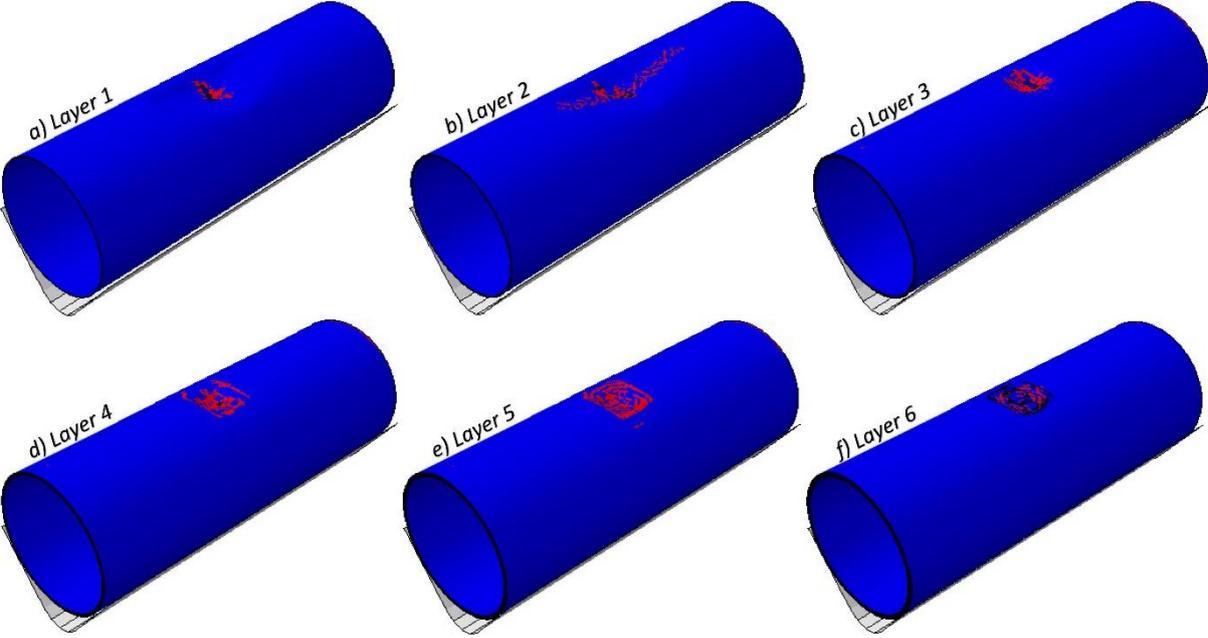


Figure 4-10: Prévion de l'endommagement de la matrice cas : (CVV) sous un impacteur de forme hémisphérique.

Lorsque les Figures 4-11 et 4-12 sont examinées, on comprend que l'ordre d'empilement du carbone a un effet significatif sur le développement des dommages. On comprend également que l'empilement de couches de carbone sur la surface interne du tube dans l'échantillon (CVV) élargit généralement la zone d'endommagement et provoque la rupture des fibres et des couches sur la surface interne du tube hybride. Des fissures intralaminaires et interlaminaires, radiales ont été observés dans l'échantillon (CVV) après l'impact. Cela a réduit le développement de plusieurs modes d'endommagement dans l'empilement de carbone entre les couches de verre de l'échantillon (VCV) et a montré qu'il avait tendance à délaminer intensément et que les dommages de délaminage sont poursuivis dans une région plus large, les dommages étant concentrés au point d'impact. Lorsque les Figures 4-13 et 4-14 sont examinées comparativement, dans les expériences avec l'impacteur plat, on constate que les dommages dans l'échantillon (CVV) commencent à partir de la surface extérieure du tube et se concentrent sur les bords de l'impacteur. Cependant l'empilement de la couche de carbone à l'intérieur du tube hybride empêche les couches de verre/carbone de travailler ensemble. Dans les mêmes conditions, les dommages changent complètement dans l'échantillon (VCV) exposé à l'impact, et l'empilement de la couche de carbone entre les couches de verre a réduit le seuil des dommages. Dans cet échantillon, des dommages intralaminaires sont produits en raison de l'intensification des contraintes de traction et de cisaillement dans la couche de verre sur la surface intérieure du tube avec le déplacement. Les modes d'endommagement des tubes hybrides impactées avec une énergie d'impact initiale de 20 J pour les deux séquences d'empilement ne sont pas identiques. Une différence a pu être observée dans les modèles de dommages sur la surface impactée et l'épaisseur des couches. La forme hémisphérique de l'impacteur affecte les plis de la structure hybride et produit une fissuration matricielle et une rupture des fibres. En termes de pénétration, on peut observer que les tubes hybrides impactés par un impacteur de forme conique (Figures 4-11 et 4-12), la structure a commencé à s'écraser sur une surface plus grande, ce qui a provoqué la rupture des fibres et la fissuration matricielle qui a entouré le trou généré. L'impacteur plat (Figures 4-13 et 4-14) n'a pas pénétré dans la zone impactée et a produit des fissures de la matrice, mais à un degré moindre que les impacteurs hémisphérique et conique, et cette formation de dommages est observée sur le bord de la zone impactée. En général, les dommages de la surface frontale diffèrent pour chaque forme d'impacteur.

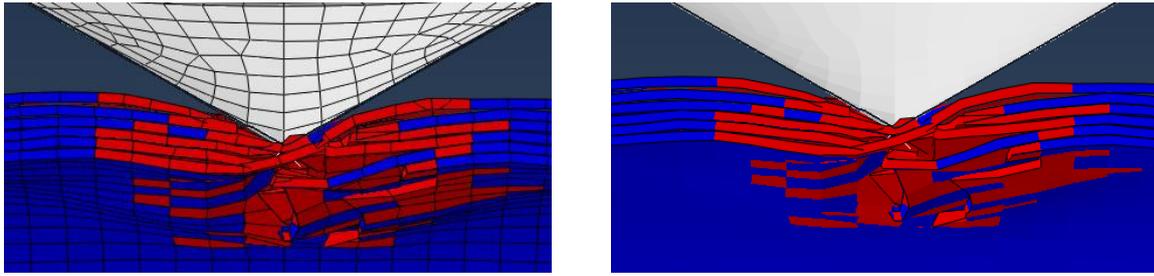


Figure 4-11: Délaminage : face latérale du modèle EF 3D-CVV, impacteur de forme conique à 20 J.

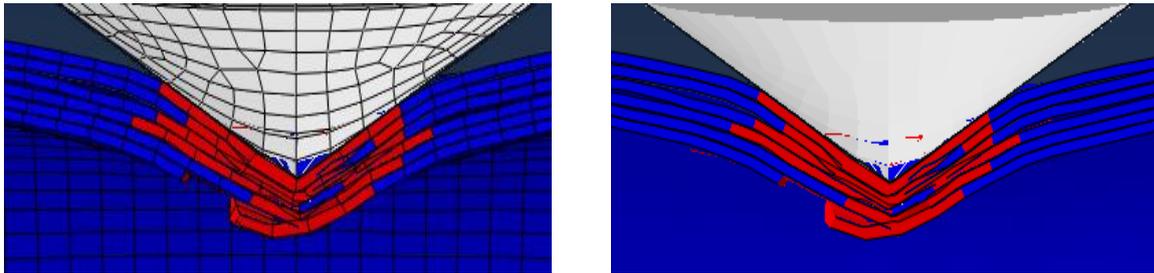


Figure 4-12: Délaminage : face latérale du modèle EF 3D-VCV, impacteur de forme conique à 20 J.

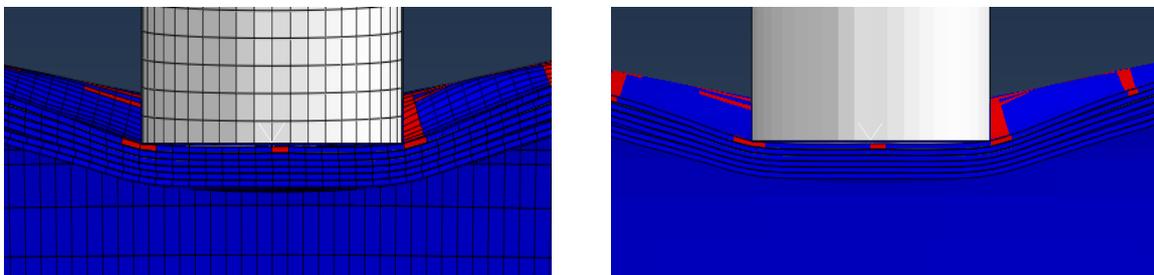


Figure 4-13: Délaminage : face latérale du modèle EF 3D-(CVV), impacteur de forme plate à 20 J.

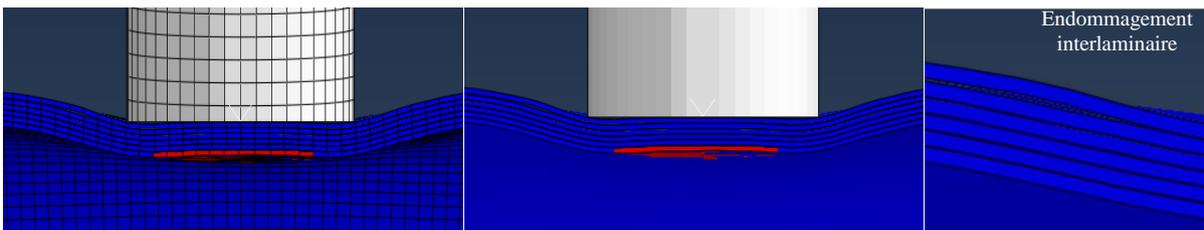


Figure 4-14: Délaminage : face latérale du modèle EF 3D-(VCV), impacteur de forme plate à 20 J.

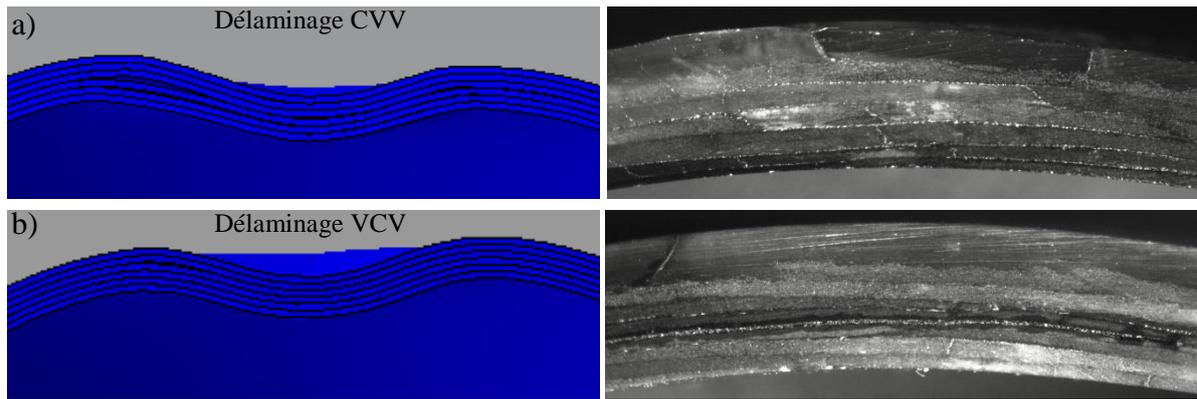


Figure 4-15: Délaminage : face transversale du modèle EF 3D (CVV) et (VCV), impacteur de forme hémisphérique à 20 J

4.1 Délaminage

L'initiation et la propagation du délaminage sont évalués pour chaque cas, les impacteurs coniques et hémisphériques ont produit un délaminage important suivie d'une pénétration. En revanche, l'impacteur plat a provoqué le plus faible seuil de délaminage par rapport aux autres impacteurs. Cependant, les tubes hybrides soumis à l'impacteur hémisphérique présentaient une zone de délaminage continue, localisée au point d'impact, tandis que la forme plate montrait deux zones de délaminage indépendantes, sans affecter la zone centrale. Le Tableau 4-1 montre que l'énergie absorbée pour un impacteur conique est la plus importante par rapport aux formes hémisphérique et plate, en raison du type de dommage. D'autre part, l'énergie maximale absorbée dans le cas de la forme plate est inférieure aux autres formes).

Ce modèle permettra d'analyser les événements d'impact à faible vitesse dans la recherche universitaire et les futures applications de fabrication pour l'étude de l'intégrité structurelle et l'amélioration du comportement à l'impact des tubes composites hybrides.

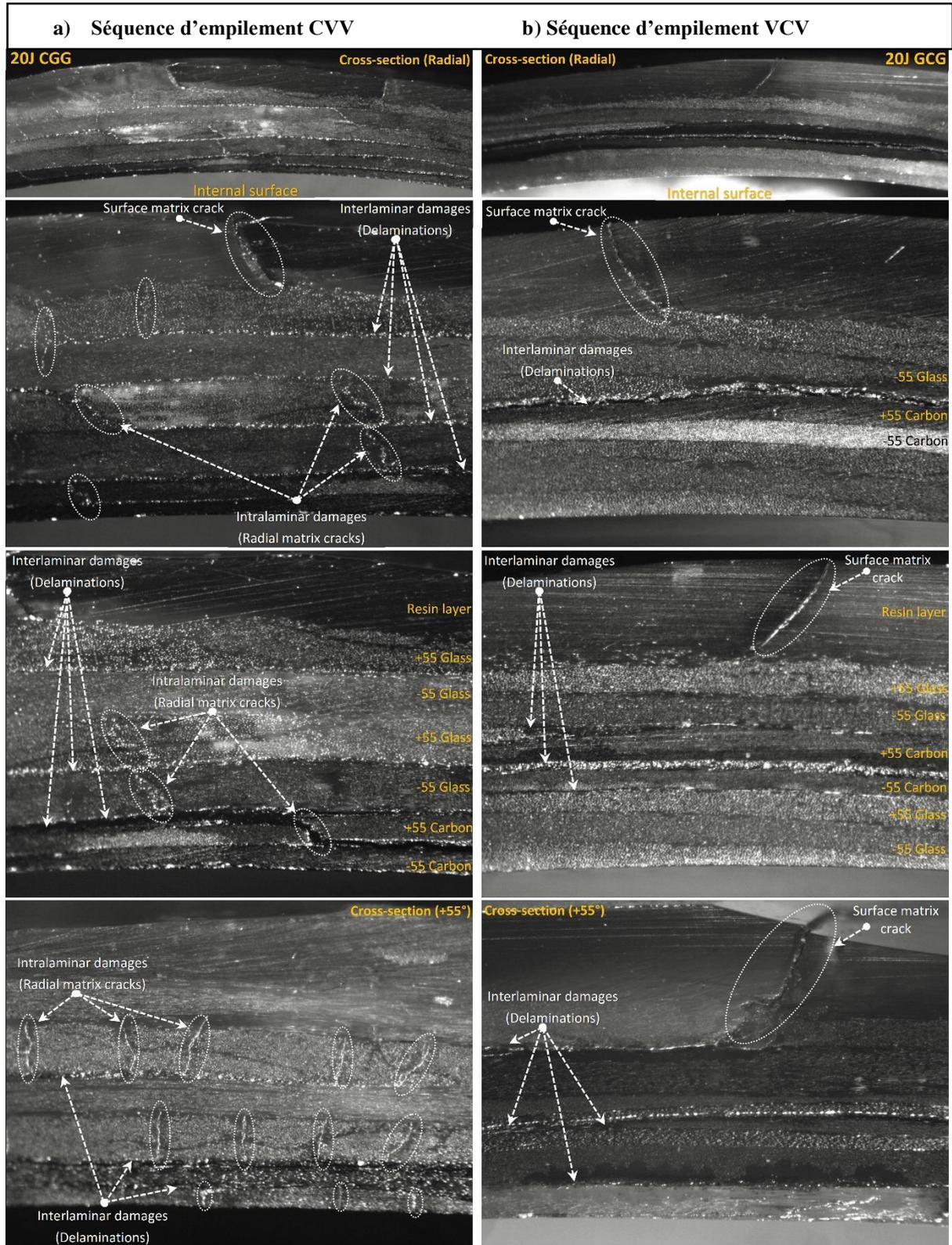


Figure 4-16: Endommagement : face transversale des échantillons de tubes hybrides soumis à un impact à faible vitesse (microscope numérique)

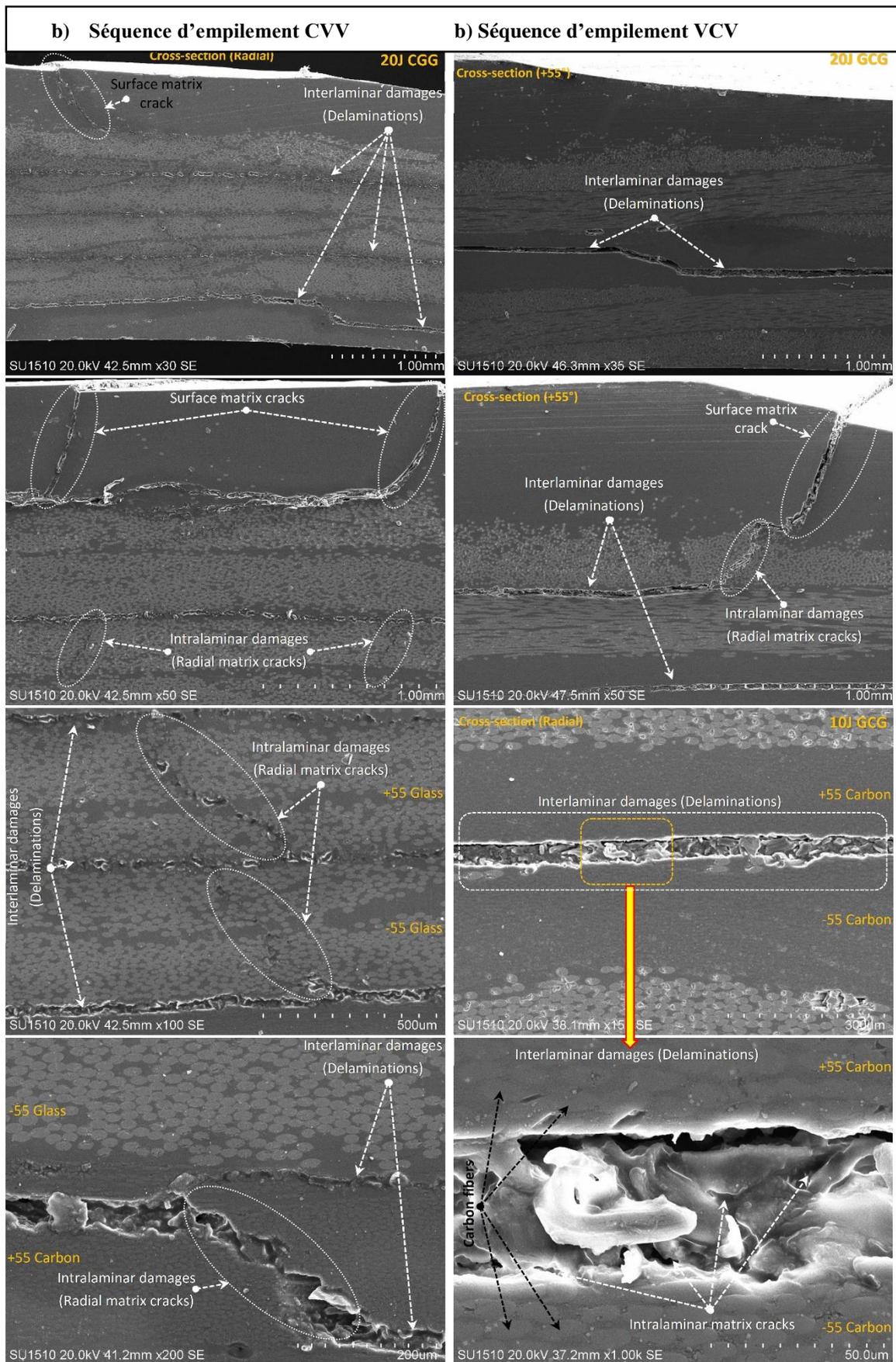


Figure 4-17: Endommagement : face transversale des échantillons de tubes hybrides soumis à un impact à faible vitesse (microscope numérique)

Séquences d'empilement	Forme de l'impacteur			
	Hémisphérique (Exp)	Hémisphérique Num	Conique Num	Plat Num
VCV (15J)	12.10	7.5	8.48	2.73
CVV (15J)	12.44	8	8.88	2.95
VCV (20J)	16.66	10	12.73	4.26
CVV (20J)	16.94	11	12.83	6.25

Tableau 4-1: Niveau de l'énergie maximale absorbée (Joule).

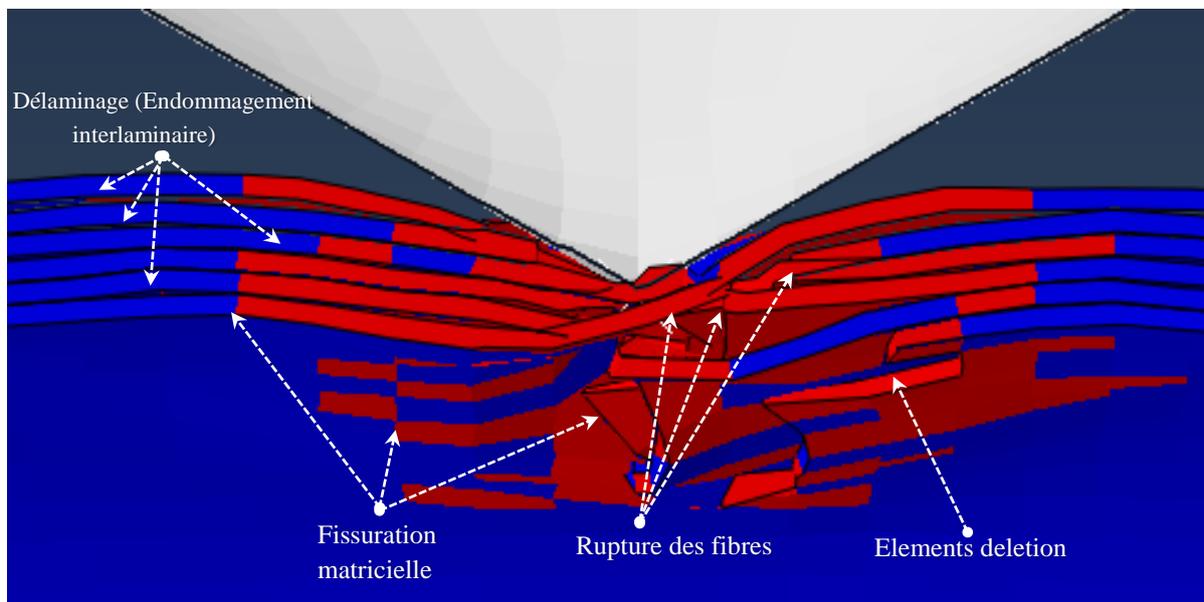


Figure 4-18: Mécanismes d'endommagement interlaminaire et intralaminaire du modèle numérique:

4.2 Conclusion

Dans ce chapitre, les réponses dynamiques et la formation de dommages dans les tubes hybrides pressurisés sous un impact à faible vitesse ont été étudiées numériquement à l'aide du code commercial ABAQUS/Explicit en conjonction avec une subroutine VUMAT développée par l'utilisateur en langage Fortran. L'étude vise à fournir une référence utile pour

comprendre l'effet de la forme de l'impacteur sur le comportement dynamique et les dommages qu'elle peut induire sur l'intégrité structurelle.

Certaines conclusions qualitatives de l'effet de la forme de l'impacteur sont citées ci-dessous :

- La confrontation entre les résultats numériques obtenus et les données expérimentales pour un impacteur de forme hémisphérique montre le meilleur accord.
- Le pic de la force de contact est le plus important pour l'impacteur plat qui a également produit la durée de contact la plus courte.
- L'énergie absorbée par les tubes hybrides est la plus élevée pour l'impacteur conique, qui a également produit la plus grande profondeur d'indentation/pénétration.
- Le tube hybride impacté par l'impacteur hémisphérique présente une zone de délamination continue, centrée autour du point d'impact, tandis que le tube hybride impacté par l'impacteur plat présentait deux zones de délamination séparées, avec une zone centrale ne présentant aucune délamination.
- Grâce aux résultats obtenus, le modèle a démontré sa capacité à prédire avec précision les scénarios d'impact et les paramètres clés de l'événement d'impact, tels que (a) la forme et la zone de délamination, (b) la force de contact maximale et la déflexion, et (c) la durée de l'événement d'impact.
- Les dommages causés par l'énergie d'impact lors de l'empilement (VCV), en particulier dans le cas d'un impacteur hémisphérique qui a transformé les dommages sous la forme d'une formation de dommages de délaminage intense, contrairement à l'empilement (CVV). Dans ce cas, l'énergie absorbée a été dépensée pour le délaminage et a limité la formation de la fissuration matricielle, réduisant l'effet cumulatif des dommages locaux.
- Les résultats obtenus tels que la force maximale, la durée de contact, la déflexion maximale et la formation de dommages pour chaque séquence d'empilement ne sont pas similaires en raison des propriétés matérielles de chaque couche empilée du tube composite hybride. De plus, ceux obtenus à partir de la séquence d'empilement (CVV) sont toujours plus importants que ceux obtenus à partir de l'empilement (VCV).

En termes généraux, la présente étude a démontré numériquement la contribution importante de la forme de l'impacteur sur les dommages résultants et la réponse d'une structure composite hybride sous pression interne.

Les travaux futurs devraient se concentrer sur l'étude de l'influence du diamètre de l'impacteur sur l'impact à basse vitesse, la résistance à la pénétration et la formation de dommages du tube composite hybride.

Des simulations numériques de haute qualité et d'haute-fidélité sont une partie cruciale du processus de compréhension et de prévision des dommages induits par l'impact, qui est une exigence clé pour la conception et la certification des structures en matériaux composites.

Références

- [1] Wen, H. M. (2000). Predicting the penetration and perforation of FRP laminates struck normally by projectiles with different nose shapes. *Composite structures*, 49(3), 321-329.
- [2] Naik NK, Shrirao P. Composite structures under ballistic impact. *Compos Struct* 2004;66:579–90.
- [3] Tarfaoui M, Gning PB, Hamitouche L. Dynamic response and damage modeling of glass/epoxy tubular structures: Numerical investigation. *Compos Part A Appl Sci Manuf* 2008;39:1–12..
- [4] Maziz A, Tarfaoui M, Gemi L, Rechak S, Nachtane M. A progressive damage model for pressurized filament-wound hybrid composite pipe under low-velocity impact. *Compos Struct* 2021;276:114520.
- [5] Tarfaoui M, Gning PB, Davies P, Collombet F. Scale and size effects on dynamic response and damage of glass/epoxy tubular structures. *J Compos Mater* 2007;41:547–58. .
- [6] Mitrevski T, Marshall IH, Thomson RS, Jones R. Low-velocity impacts on preloaded GFRP specimens with various impactor shapes. *Compos Struct* 2006;76:209–17.
- [7] Mitrevski T, Marshall IH, Thomson R. The influence of impactor shape on the damage to composite laminates. *Compos Struct* 2006;76:116–22.
- [8] Shi Y, Swait T, Soutis C. Modelling damage evolution in composite laminates subjected to low velocity impact. *Compos Struct* 2012;94:2902–13.
- [9] Singh H, Mahajan P. Analytical modeling of low velocity large mass impact on composite plate including damage evolution. *Compos Struct* 2016;149:79–92.
- [10] Tarfaoui M, El Moumen A, Lafdi K. Progressive damage modeling in carbon fibers/carbon nanotubes reinforced polymer composites. *Compos Part B Eng* 2017;112:185–95.
- [11] Nachtane M, Tarfaoui M, El Moumen A, Saifaoui D. Damage prediction of horizontal axis marine current turbines under hydrodynamic, hydrostatic and impacts loads. *Compos Struct* 2017;170:146–57.
- [12] Alshahrani RF, Merah N, Khan SMA, Al-Nassar Y. On the impact-induced damage in glass fiber reinforced epoxy pipes. *Int J Impact Eng* 2016;97:57–65.
- [13] Barouni AK, Dhakal HN. Damage investigation and assessment due to low-velocity impact on flax/glass hybrid composite plates. *Compos Struct* 2019;226:111224.
- [14] Cantwell WJ, Morton A. The impact resistance of composite materials-a review. n.d.
- [15] Mitrevski T, Marshall IH, Thomson R, Jones R, Whittingham B. The effect of impactor shape on the impact response of composite laminates. *Compos Struct* 2005;67:139–48.
- [16] Mitrevski, T., Marshall, I. H., & Thomson, R. (2006). The influence of impactor shape on the damage to composite laminates. *Composite Structures*, 76(1-2), 116-122..
- [17] Feng, D., & Aymerich, F. R. A. N. C. E. S. C. O. (2014). Finite element modelling of damage induced by low-velocity impact on composite laminates. *Composite Structures*, 108, 161-17

Chapitre 5 : Impact sur les tubes hybride verre/palmier-dattier

Sommaire

5	Chapitre 5 : Impact sur les tubes hybride verre/palmier-dattier	181
5.1	Les fibres de palmier-dattier en tant que renfort pour matériaux composites ..	182
5.2	Matériaux composites biosourcés	183
5.3	Présentation des fibres végétales.....	183
5.4	Matériaux végétaux du palmier-dattier	184
5.5	Construction de modèle	186
5.6	Propriétés de matériaux.....	187
5.7	Résultats et discussions	188
5.7.1	Vitesse d'impact.....	188
5.7.2	Effet de l'emplacement des plis palmier-dattier/époxy.....	189
5.7.3	Effet du nombre de plis	190
5.8	Endommagement de l'hybride	192
5.9	196	
5.10	Conclusion	198
5.11	Références	200

Le développement des fibres végétales est en constante augmentation. La curiosité des chercheurs et des industriels est d'arriver un jour à un matériau partiellement ou complètement biodégradable [1]. L'approbation par l'union européenne des lois visant à réduire l'utilisation des matériaux synthétiques a doublé la volonté des chercheurs de développer des matériaux plus durables sous la forme de composites naturels et biodégradables, ou bio-composites, combinant des fibres et des particules naturelles avec une matrice polymère biodégradable d'origine végétale. Ces fibres produites avec moins d'énergie, sont des ressources renouvelables et sont biodégradables à la fin de leur durée de vie [2], [3], [4]. Elles sont légères et offrent une excellente isolation acoustique et thermique. Certaines présentent une résistance spécifique et/ou un module spécifique comparable aux fibres de verre E (avec une absorption d'énergie bien supérieure). Les fibres naturelles commencent à être utilisées pour renforcer les plastiques conventionnels (par exemple, les panneaux de porte de Mercedes Benz). Les industries civiles sont un important secteur consommateur de composites synthétiques et les associations de l'industrie des tubes en polymère renforcé de fibres (PRF) ont prévu une croissance de la production de tubes en PRF [5], [6]. Au laboratoire génie mécanique et développement 'LGMD' de l'Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, des travaux de recherche sont menées pour valoriser la fibre du palmier-dattier. Dans une thèse de doctorat [2-3], Les fibres de palmier-dattier sont renforcées par des nanoparticules d'argiles (NA) et des nanoparticules de carbone (NTC). Il a été montré par une analyse nanoscopique que les propriétés du composite augmentaient d'une façon importante. Dans un souci d'isolation thermique pour utilisation des constructions dans le sud Algérien, un matériau composite sandwich à base de produits totalement de palmier-dattier à matrice thermoplastique a été élaboré et caractérisé [4]. Il est aussi du souci de ces chercheurs de développer des matériaux complètement biodégradables à matrice d'origine végétale.

5.1 Les fibres de palmier-dattier en tant que renfort pour matériaux composites

La disponibilité mondiale et l'image écologique des fibres naturelles, leur prix de plus en plus attractif par rapport aux fibres synthétiques, et un ensemble de propriétés physiques qui ont conduit l'industrie à adopter une attitude favorable à l'égard des renforcements en fibres végétales [7], [8], [9]. Dans le présent chapitre nous présentons des définitions sur les fibres végétales et leurs classifications. Nous nous concentrons plus tard sur la caractérisation des fibres végétales locales du palmier-dattier, la composition de l'arbre et la définition de ces différentes parties.

5.2 Matériaux composites biosourcés

La classification des matériaux composites biosourcés est généralement dépendante de la nature du renfort, de la matrice ou des composants réunis. De nombreux travaux sont toujours en cours pour produire des matériaux bio-composites avec un mélange de fibres naturelles et différentes matrices. Cependant, à ce jour, l'idéalisation des composants généraux et des caractéristiques de ces matériaux est encore insuffisante pour produire des pièces techniques.

5.3 Présentation des fibres végétales

Les fibres naturelles sont utilisées depuis 3000 ans dans les composites, comme dans l'ancienne Égypte, où la paille et l'argile étaient mélangés pour construire des murs. Au cours de la dernière décennie, les composites renforcés de fibres naturelles ont reçu une attention croissante, tant auprès du monde universitaire que de diverses industries. Ceci est dû à la variété et la multiplicité de leurs propriétés comme leur biodégradabilité et recyclabilité. Il existe une grande variété de fibres naturelles qui peuvent être utilisées pour le renforcement ou comme charges [10], [11].

Sur le plan morphologique, la fibre végétale présente une variabilité très importante en fonction de son origine. En effet, les dimensions des fibres végétales dépendent de l'état de maturité et aussi des conditions environnementales de croissance de la plante. La fibre végétale est composée de plusieurs parois parallèles à l'axe de la fibre et disposée en couche superposée dans le sens radial [12]. Les parois cellulaires d'une même cellule fibreuse sont différentes, en raison de la différence de leurs contenu chimique (cellulose, lignine et hémicellulose), leurs épaisseurs et de la différence de l'angle de l'orientation des microfibrilles par rapport à l'axe de la fibre [10], Figure 5-1.

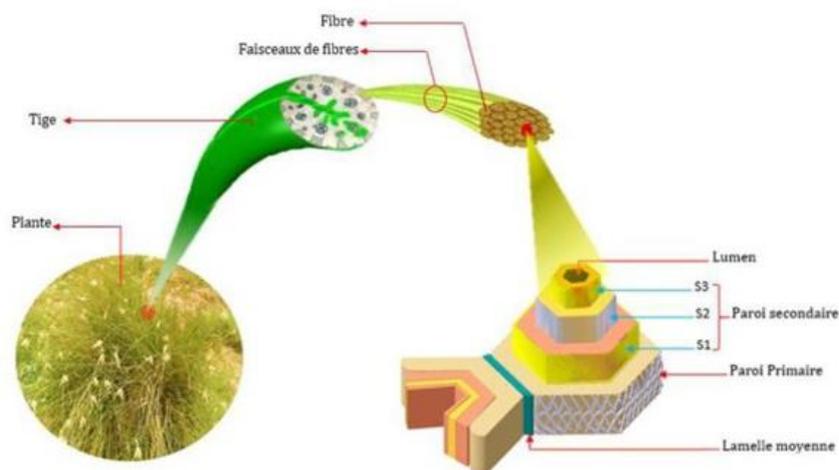


Figure 5-1: Représentation schématique de la plante à cellule fibreuse [5].

5.4 Matériaux végétaux du palmier-dattier

Dans certains ouvrages le palmier est considéré comme une herbe géante. Sa hauteur varie de 20 à 30m, avec un tronc cylindrique (le stipe), portant une couronne de feuilles (les palmes). Les feuilles sont pennées, divisées avec une longueur de 4 à 7m. Il porte des inflorescences mâles ou femelles, Figures 5-2 et 5-3. Les fruits du palmier (dattes) sont portés par les grappes [13].

Selon les données du ministère de l'Agriculture et du développement rural de l'Algérie ; il y a environ 18.4 millions de palmier-dattier répartis sur une superficie de plus de 160 milles hectares. Bien que ce patrimoine soit reparti dans 17 wilayas (départements), il se concentre principalement dans les wilayas Sud-Est et Sud-Centre d'Algérie. La wilaya de Biskra est la première région d'Algérie en termes de nombre de palmiers dattiers avec 4,3 millions de palmiers [14]. La Figure 5-4 montre la répartition des palmiers dattiers de l'Algérie par wilaya en 2014.

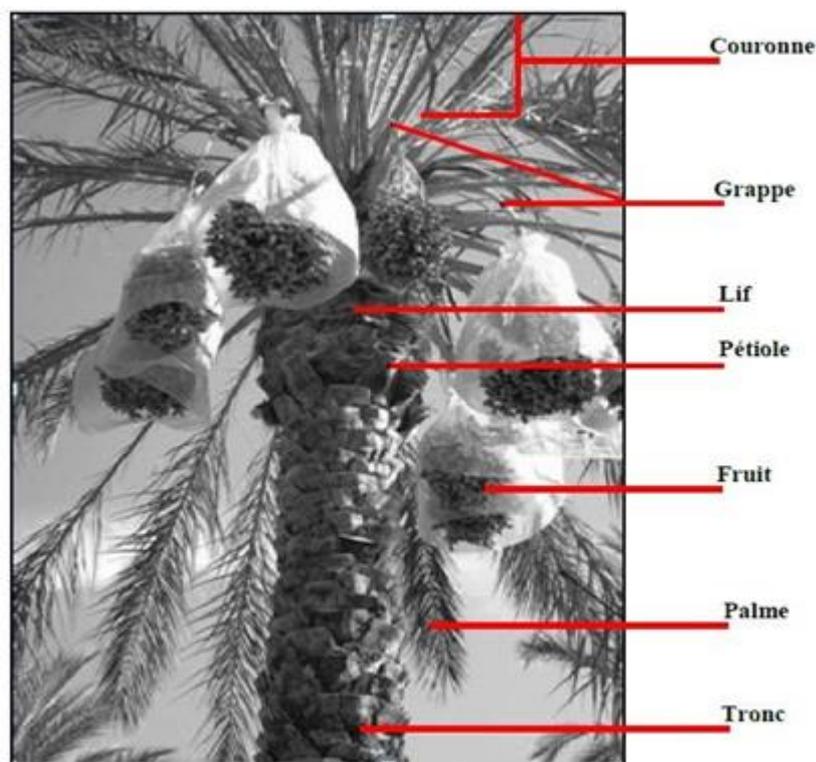


Figure 5-2: Schéma de palmier-dattier [13].

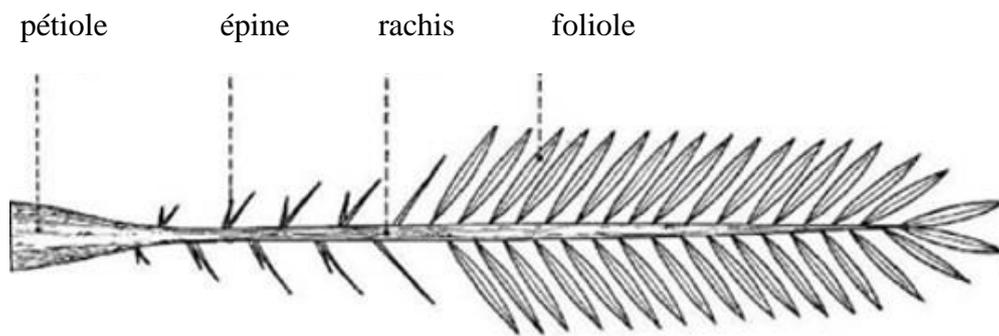


Figure 5-3: Schéma d'une palme de palmier-dattier [13].

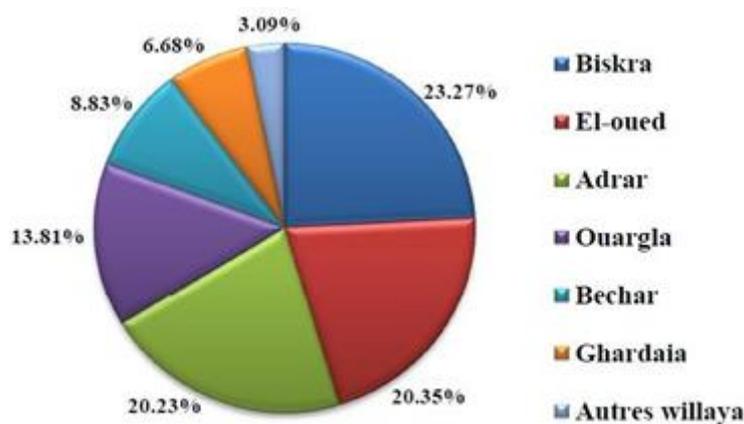


Figure 5-4: Répartition des palmiers dattiers de l'Algérie par wilaya en 2014 [14].

Le fruit : La datte est le fruit comestible du dattier. C'est un fruit charnu, de 4 à 6 cm de long, contenant un « noyau » allongé.

Pétiole : Est la partie qui n'est pas garnie de folioles et qui relie la feuille au stipe. Il est semi-cylindrique, épineux vers la base et constamment dur [12], [13].

Rachis : C'est la partie en prolongement du pétiole jusqu'à l'extrémité de la feuille.

La couronne : Représente toutes les palmes vertes. Dans un palmier-dattier mature, on trouve 50 jusqu'à 200 palmes [12], [13].

La grappe : La grappe, appelée régime de dattes, est la partie qui supporte les fruits du palmier, il est accroché par la hampe, qui est très résistante [13].

Parmi les solutions proposées pour l'amélioration de comportement de la résistance à l'impact est le renforcement des structures composites avec des nanotubes de carbone [21], [22], [23], [24], [25], [26], [27], [28]. Dans cette partie de thèse de doctorat, on procède à la valorisation de la fibre de palmier-dattier. Nous portons l'intérêt pour une application industrielle dans le

transport de fluides. Ceux sont donc des structures tubulaires en matériaux composite. L'entreprise 'Maghreb Pipe' produit des pipes en fibres de verre par la technique d'enroulement filamentaire. Notre souci est d'introduire la fibre de palmier-dattier dans ces structures tubulaires à des pourcentages de sorte à ne pas détériorer la résistance aux dommages et à réduire la masse, et le cout de production. Donc, un vrai problème s'impose. Méthodologiquement, nous avons procéder à hybrider la fibre de palmier-dattier avec les fibres de verre selon diverses configurations (Figure 5-2). Des études comparatives ont été effectuées afin d'étudier l'effet de l'emplacement des couches de fibre de palmier-dattier ainsi que du nombre de plis de fibres de palmier-dattier dans les tubes hybride sous une pression de 12 bars et une vitesse d'impact de 2 ms^{-1} .

5.5 Construction de modèle

Afin d'améliorer encore les propriétés mécaniques des composites telles que l'absorption d'énergie, la résistance aux dommages, et réduire encore le poids, le composite hybride a été développé, les structures tubulaires en verre époxy - palmier/époxy et leur comportement à l'impact est simulé par la méthode des éléments finis. Le modèle développé dans le chapitre 3 est utilisés pour simuler les événements d'impact à faible vitesse. L'épaisseur du stratifié est de 2.4 mm composé de huit couches de 0,3 mm d'épaisseur avec une orientation de $\pm 55^\circ$. L'impacteur et l'appui ont été modélisé comme étant un corps rigide. Les événements d'impact ont été réalisés pour une énergie d'impact de 1J et une vitesse initiale prescrite de 2 ms^{-1} a été attribuée à l'impacteur hémisphérique de 0.5 kg. Les séquences d'empilement sont illustrées dans la Figure 5-5. La taille des éléments des différentes parties du modèle doit être soigneusement définie afin d'obtenir des résultats précis.

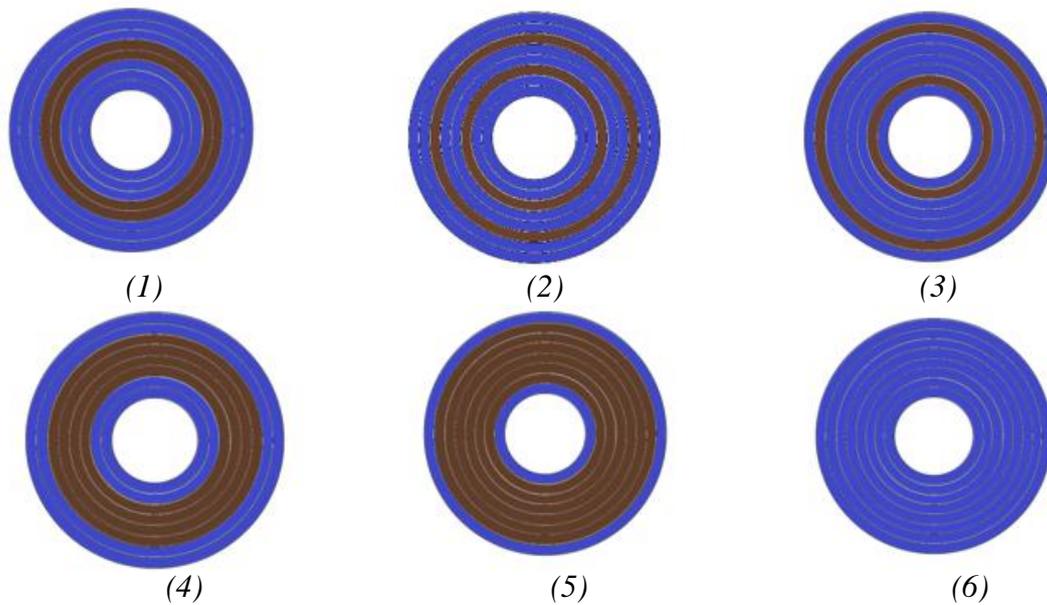


Figure 5-5:Hybridation entre les deux matériaux (la couleur en bleu indique la fibre de verre et la couleur marron indique les couches de palmier-dattier)

Une étude comparative entre les différentes configurations basées sur :

- 1) L'effet de l'emplacement des couches de palmier-dattier dans les tubes hybrides,
- 2) L'effet de nombre de couche de palmier-dattier dans les tubes hybrides.

5.6 Propriétés de matériaux

Les propriétés utilisées dans cette étude sont énumérées dans le Tableau 5-1 et 5-2.

Matériau :Palmier dattier/époxy	Valeurs
Propriétés élastiques (GPa)	$E_1=3.8751, E_2=E_3=3.6456$ $G_{12}= G_{12}=1.4655, G_{13}=1.4572$ $\nu_{12}=\nu_{13}=0.2934, \nu_{23}=0.34$
Contraintes à la rupture (MPa)	$X_t=104, X_c=102, Y_t=Z_t=11, Y_c=Z_c=95$ $S_{12}=S_{13}=S_{23}=5$
Densités (kg/m^3)	$\rho=1960$

Tableau 5-1: Propriétés du palmier-dattier/époxy [12], [15], [16], [17].

Matériau : Verre/époxy	Valeurs
Propriétés élastiques (GPa)	$E_1=49.5, E_2=E_3=15.9$ $G_{12}=G_{13}=5.6, G_{23}=5$ $\nu_{12}=\nu_{13}=0.26, \nu_{23}=0.34$
Contraintes à la rupture (MPa)	$X_t=1470, X_c=888, Y_t=Z_t=66, Y_c=Z_c=99$ $S_{12}=S_{13}=S_{23}=66$
Densités (kg/m^3)	$\rho=1960$

Tableau 5-2: Propriétés du verre/époxy [18],[19],[20].

5.7 Résultats et discussions

5.7.1 Vitesse d'impact

La Figure 5-6 montre une diminution de la vitesse du projectile avec le temps durant l'impact. L'aspect général de ces courbes décrit deux phases de variation de la vitesse pendant l'impact. Dans la première phase, on observe une diminution rapide de la vitesse de l'impacteur jusqu'à une vitesse nulle correspondant au début de la phase de retour élastique. L'impacteur est fortement gêné par les tubes hybrides et perd une grande partie de son énergie cinétique convertie en énergie de déformation. À la fin de cette phase, seule la surface critique de l'impacteur est encore en contact avec le tube hybride. Vient ensuite une deuxième phase de variation de la vitesse de l'impacteur qui croît lentement pour atteindre la vitesse résiduelle sans perte d'énergie.

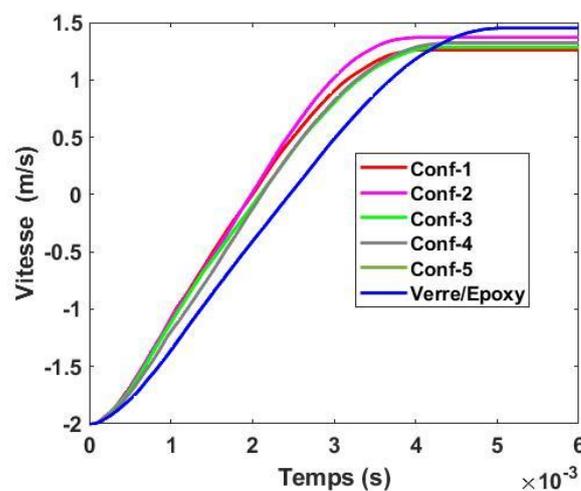


Figure 5-6: Courbes de vitesse-temps.

. La Figures 5-7a montre l'évolution de la force de contact en fonction du temps pour une énergie d'impact de 1 J. Dans la phase initiale du contact, quelques oscillations sont visibles dans l'intervalle de temps de 0 – 0.5 ms en raison de la vibration élastique induite par le contact initial entre l'impacteur et les tubes hybride. Ensuite, des oscillations intenses se produisent près de la valeur de force maximale qui indique le début des dommages (les signaux n'ont pas été filtrés pour avoir le descriptif réel du comportement dynamique des tubes. L'impacteur rebondit alors et la charge est réduite à zéro).

5.7.2 Effet de l'emplacement des plis palmier-dattier/époxy

On n'observe plus la différence entre les pics de la force de contact en chargements, cela signifie que l'emplacement des couches de palmier-dattier dans les tubes hybrides n'ont aucune influence sur la réponse dynamique sous un impact à faible vitesse en termes de la valeur de force maximale. En revanche par rapport à la durée de contact la configuration (3) a produit une durée importante par rapport aux autres, et la configuration (1) et (2) présente une durée de contact la plus proche de celle du tube non hybridé (verre/époxy). La Figure 5-7b illustre les énergies absorbées de chaque configuration, la configuration (2) présente une énergie absorbée inférieure à celle de verre/époxy, et la plus faible déflexion par rapport aux configurations (1) et (3) cela indique un moindre endommagement (fissuration matricielle) par rapport aux autres. D'après ces constatations, le meilleur choix est la configuration (2) pour l'hybridation en termes d'emplacement des couches de palmier-dattier.

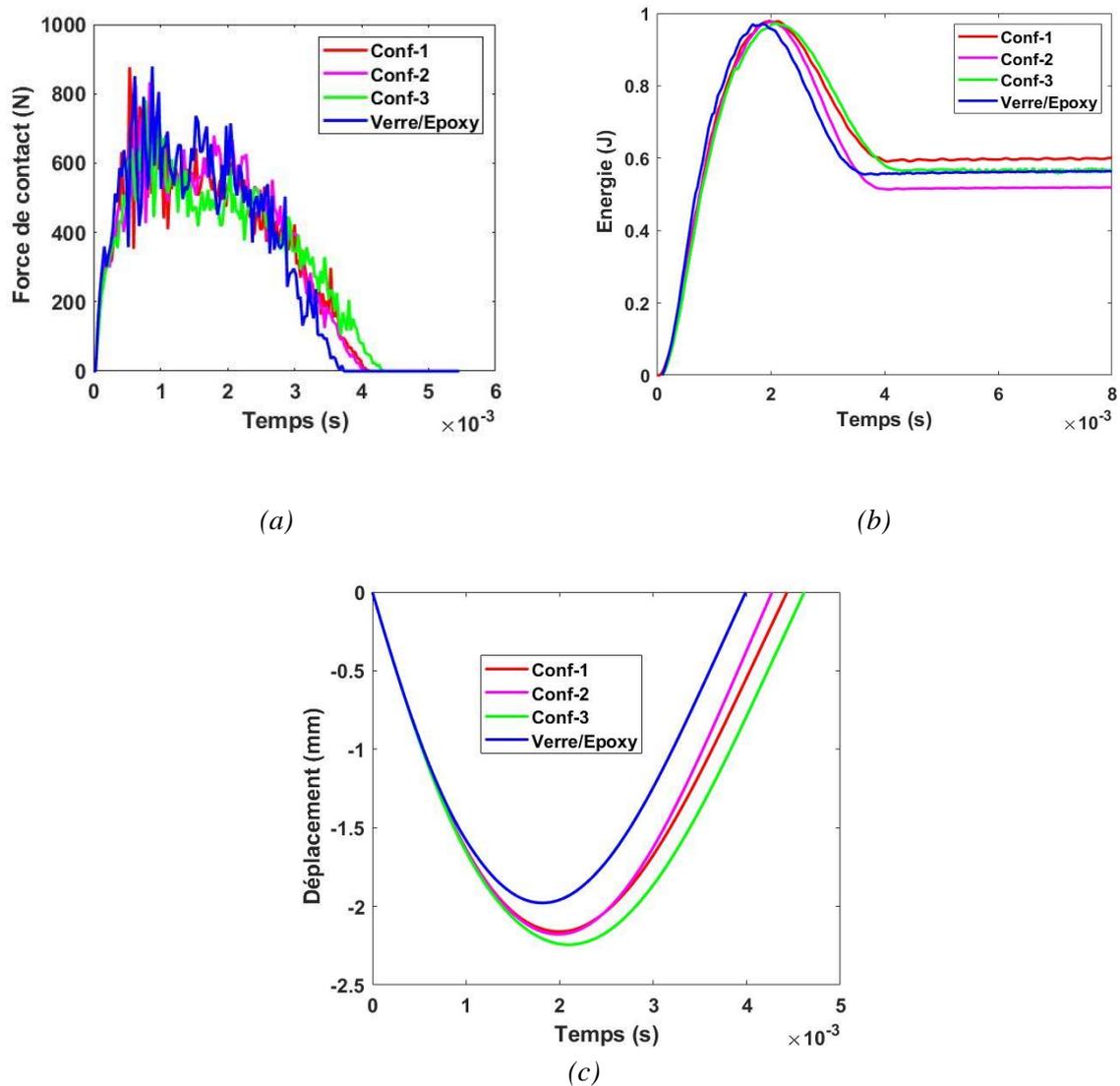


Figure 5-7: Simulations numériques d'impact (a) Force de contact (b) Energie (c) déplacement de l'impacteur

5.7.3 Effet du nombre de plis

Les courbes d'impact (Figure 4-8a) présentent un comportement très similaire dans la valeur maximale de la force de contact, sauf la configuration (5) qui présente une valeur plus faible. La réponse initiale est presque linéaire pour toutes les configurations, suivie d'une réduction de la pente de la courbe qui est caractéristique de l'initiation des dommages (fissures de la matrice et délaminage). Ce comportement peut être lié aux différents types de défaillance qui se produisent pendant l'impact. En analysant les vidéos enregistrées des simulations numériques, il a été possible de voir clairement une petite zone de fissuration matricielle se produisant à un stade précoce (en correspondance avec la chute de l'effort) de l'événement d'impact. La Figure 5-8b

présente les énergies absorbées prédites numériquement pour les différentes configurations. La configuration (5) présente la valeur de la durée de contact et de déflexion la plus grande ; cela indique que l'impacteur a produit une petite perforation dans la cible. La configuration (1) présente la valeur de déflexion et la durée de contact la plus proche de celle du tube non hybride et un seuil d'énergie absorbée plus important que les autres configurations. D'après ces observations, la sélection de la configuration la plus adaptée dans les tubes hybrides en termes de nombre de plis de palmier-dattier est la configuration (1).

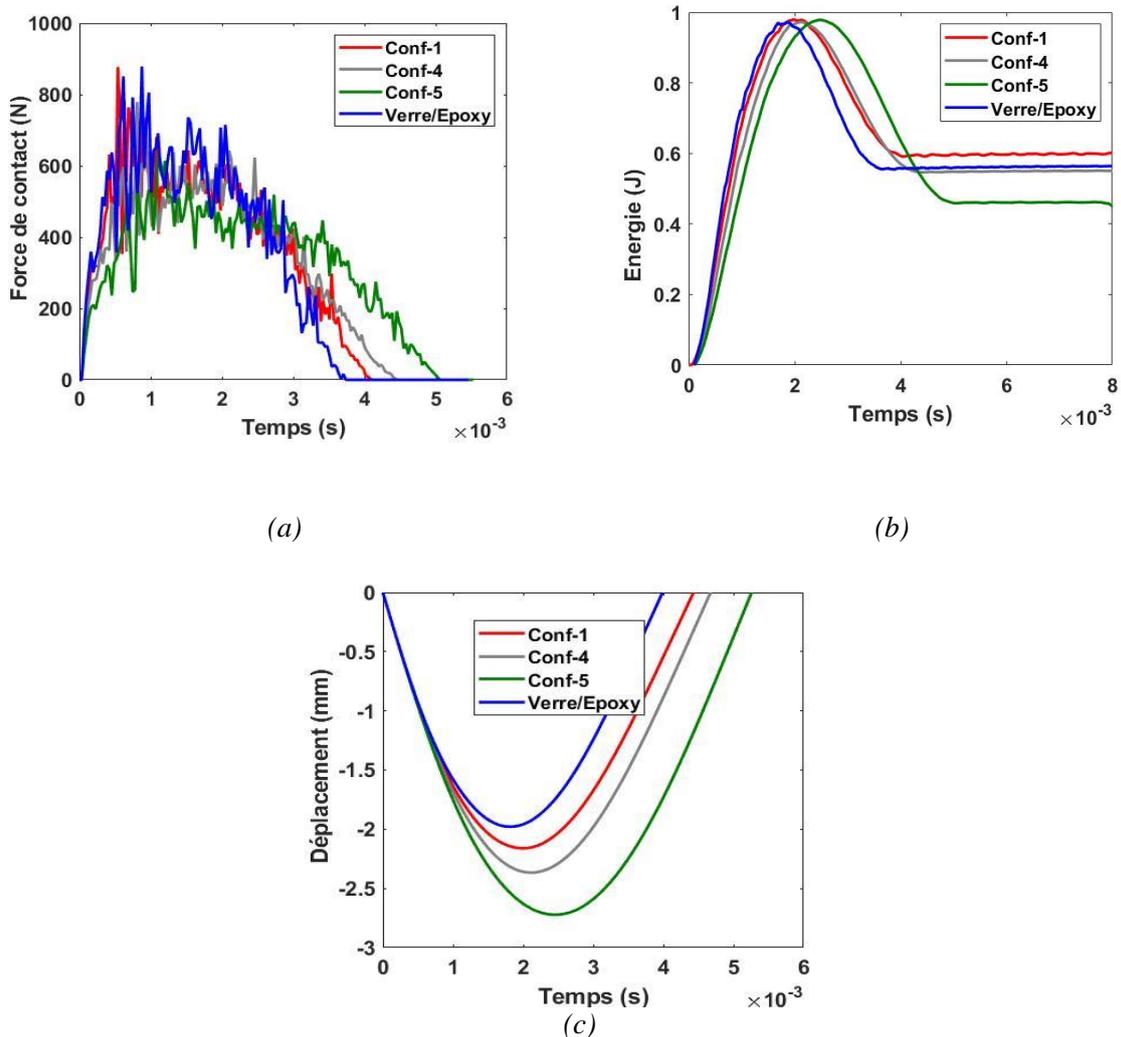


Figure 5-8: Simulations numériques d'impact (a) Force de contact (b) Energie (c) déplacement de l'impacteur.

5.8 Endommagement de l'hybride

L'endommagement de la matrice en traction générée au niveau de la zone de l'impact peut être affecté par la distribution correspondante de l'endommagement en compression dans la matrice, ce qui contribue aux différences dans la forme des régions endommagées en traction dans les quatre couches supérieures. D'autre part, les contours d'endommagement prédits du modèle utilisant le critère de Hashin présentent une forme creuse dans les quatre couches supérieures. Cette constatation est attribuée au fait que le critère de Hashin utilise la somme des contraintes normales transversales et hors plan pour évaluer l'état de chargement (tension ou compression) pour la rupture de type matriciel.

Pour une comparaison quantitative, la Figure 5-9 donne la distribution des contraintes dans chaque tube hybride ; on remarque que l'ensemble des configurations soumis à un impact à faible vitesse présentent un comportement similaire à celui de la configuration de verre/époxy, sauf la configuration (5) qui a causé des contraintes distribuées au niveau de la zone impactée et le long de la structure hybride, ce qui favorise l'endommagement de la structure tubulaire et une moindre résistance par rapport aux autres configurations (Figure 5-10).

Les Figures 5-11 et 5-12 comparent la zone d'endommagement en traction de la matrice dans l'épaisseur de la zone impactée. Il convient de noter que la zone présentée est basée sur les éléments où la variable d'endommagement en traction de la matrice dépasse 0,5, ce qui peut être considéré comme un endommagement grave qui contribuerait de manière évidente à la réduction de la rigidité du stratifié qui constitue le tube hybride. La zone d'endommagement prédite de la matrice en traction est plus importante dans la configuration 5 la couche correspondante est plus éloignée du côté de l'impact, les dommages montrent un comportement diffus dans les autres configurations. En outre, la différence dans les écarts dans la zone d'endommagement prédite dans l'ensemble des configurations ne sont pas apparents à l'extérieure de la cible (Figure 5-10).

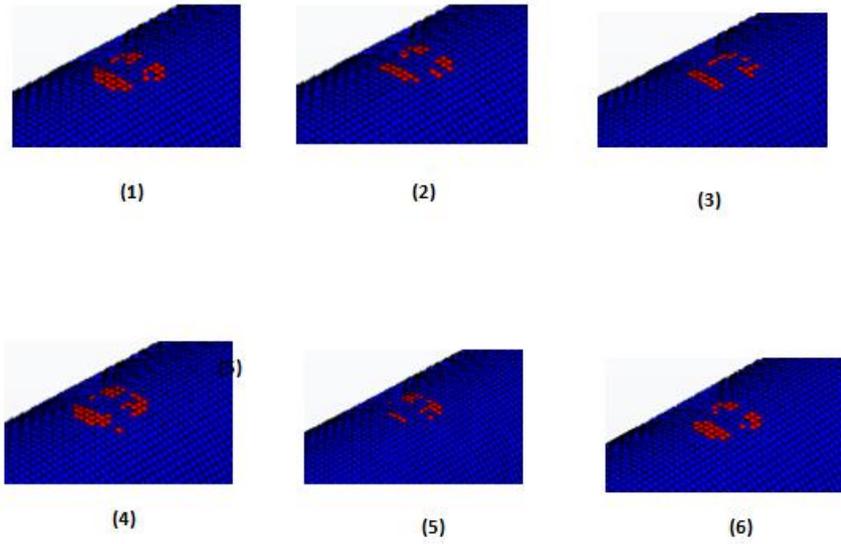


Figure 5-9: Comparaison de l'endommagement en traction de la matrice prévue dans chaque configuration.

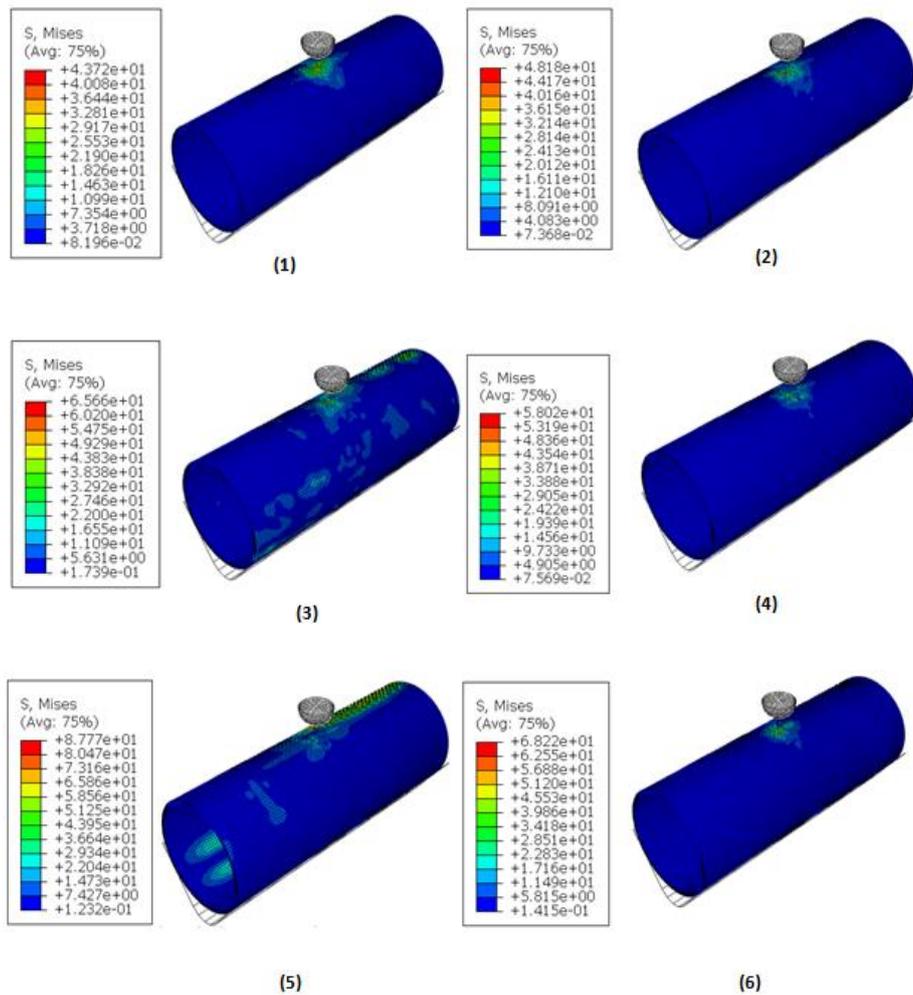


Figure 5-10: Comparaison des contraintes de Von Mises causées dans chaque configuration.

Lorsque l'impacteur entre en contact avec le stratifié, la dissipation d'énergie apparaît et le stratifié se déforme en absorbant l'énergie cinétique de l'impacteur. Lorsque l'impacteur atteint son point le plus bas, toute l'énergie cinétique a été transformée en partie en énergie de déformation élastique et en partie en énergie dissipée. Ensuite, l'impacteur rebondit et une décharge élastique se produit, où l'énergie de déformation élastique du stratifié se transforme en partie en énergie cinétique de l'impacteur et en partie en énergie dissipée à nouveau. L'énergie dissipée est calculée comme la différence entre l'énergie cinétique initiale et finale de l'impacteur. D'autre part, dans la phase initiale de contact entre l'impacteur et les tubes hybrides, certaines oscillations peuvent être observées dans l'intervalle de temps de 0 ms à environ 0,5 ms en raison de la vibration élastique induite par le contact initial entre l'impacteur et le stratifié composite hybride. Après cela, des oscillations intenses se produisent à l'intervalle de 0.5 à 1 ms près de la valeur de force maximale qui indique le début des dommages.

Lorsque la formation des dommages est évaluée en considérant les données présentées sur la Figures 5-9 à 5-12, on peut conclure que l'emplacement et le nombre de couche de palmier dattier/époxy affectent la formation et la progression des dommages. On voit que les fissures de surface de la matrice semblent être très denses dans la zone d'endommagement par impact et traversent les couches de palmier dattier/époxy et avancent à travers la couche de verre. D'autre part les dommages observés sont principalement relatifs à la fissuration matricielle, une visualisation des dommages matriciels, prévus pour plusieurs configurations, est présentée dans les Figures 5-9 à 5-12. Les dommages matriciels montrent que l'état d'endommagement présente un caractère diffus, sachant que dans notre étude seul l'endommagement intralaminaire a été considéré vue l'absence des propriétés des interfaces entre les couches composites, Les futurs travaux devraient se concentrer sur la caractérisation mécanique du stratifié composite hybride pour évaluer les propriétés du matériau composite afin d'intégrer le modèle d'endommagement interlaminaire et d'évaluer mieux les dommages induits par l'impact.

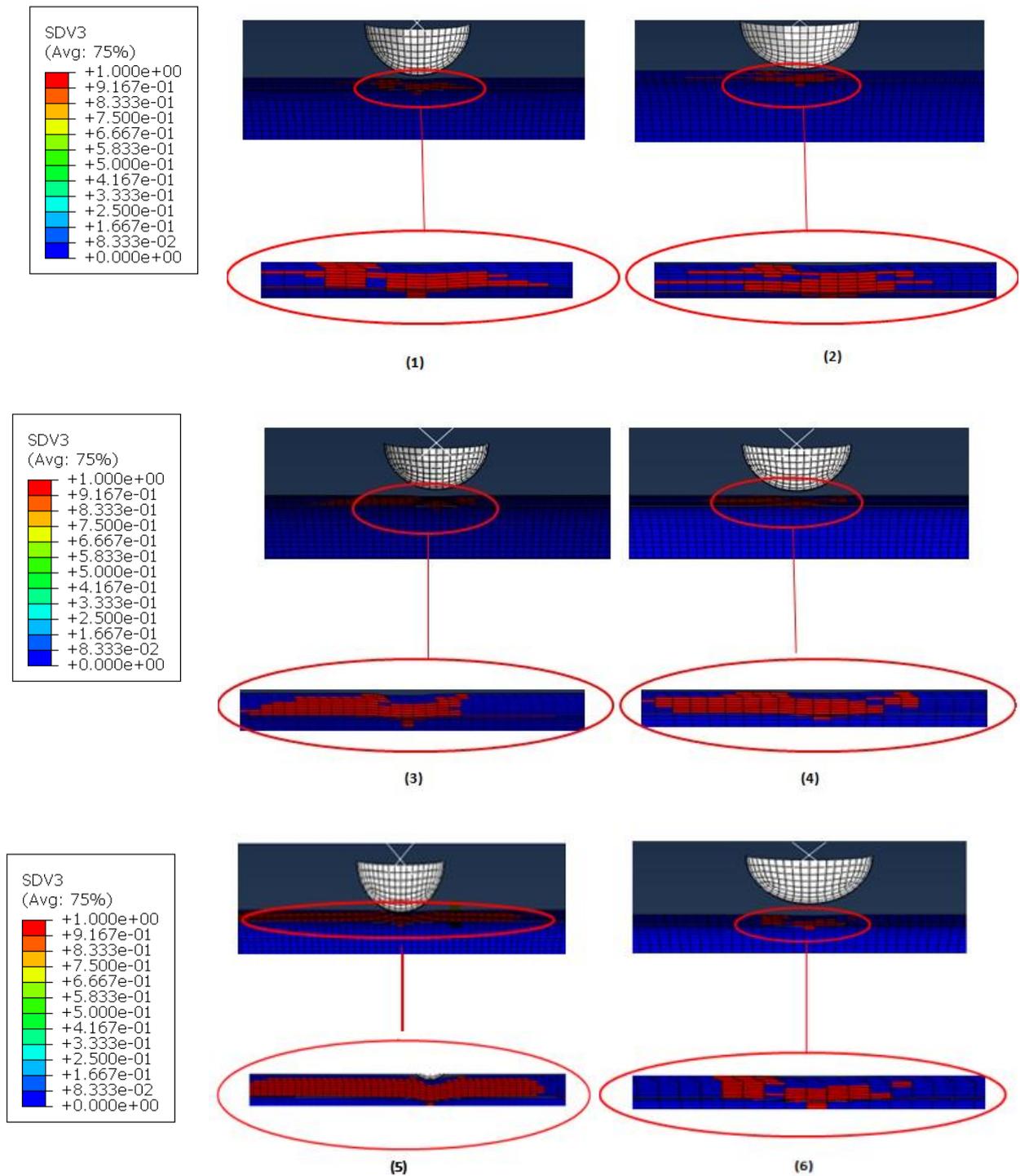


Figure 5-9: Comparaison de l'endommagement en traction de la matrice prévue pour les configurations (1) à (6).

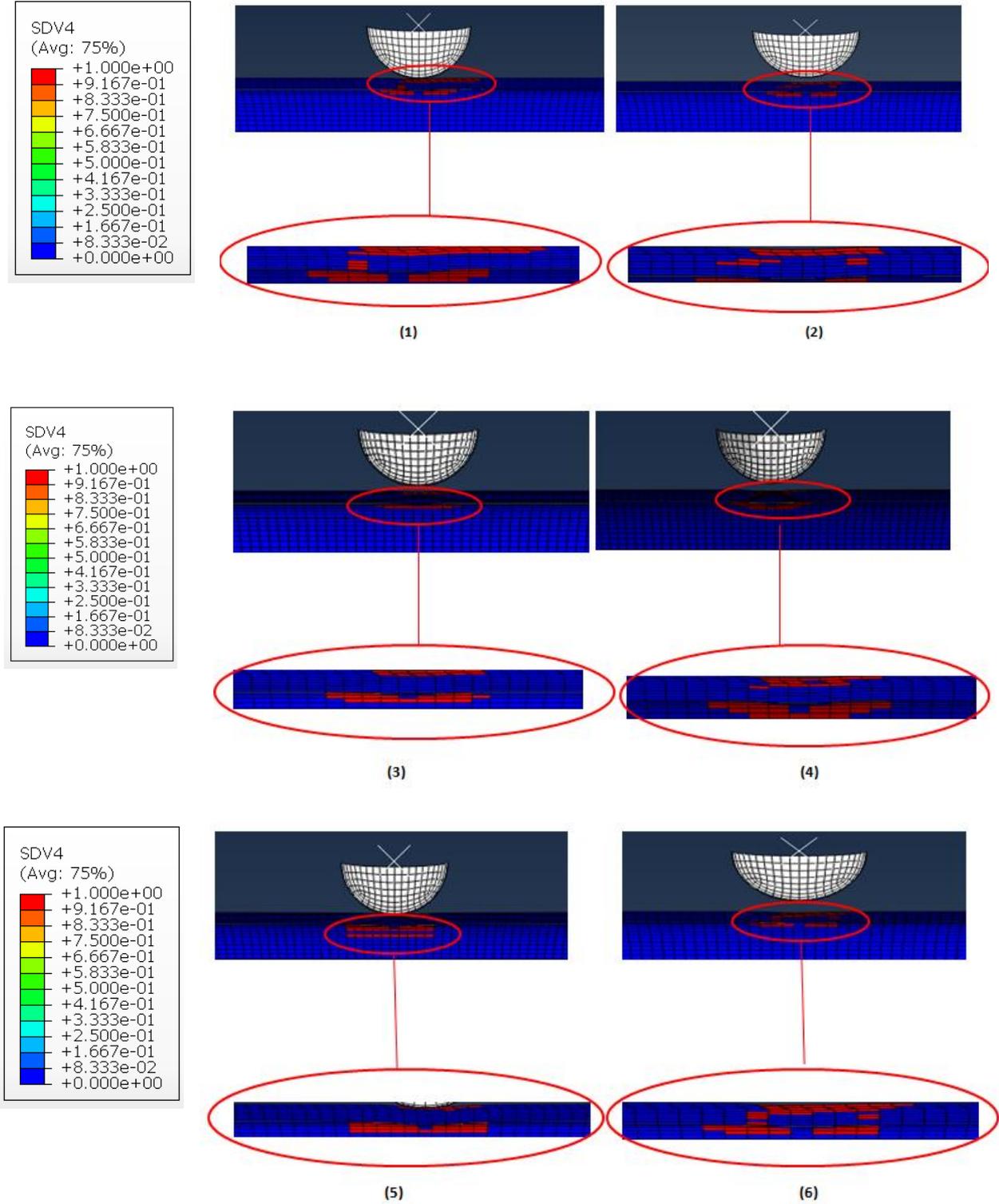


Figure 5-10: Comparaison de l'endommagement en compression de la matrice prévue dans chaque configuration.

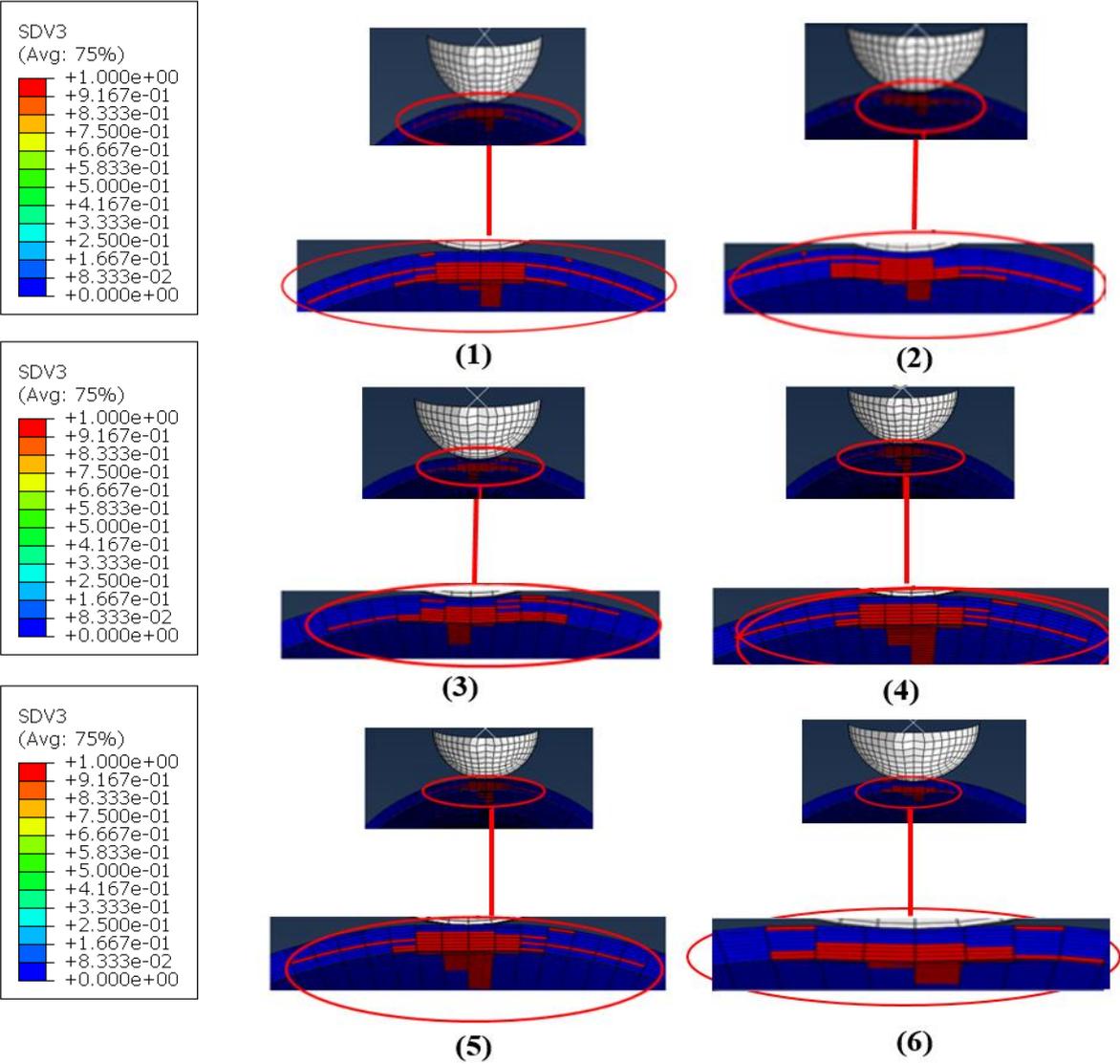


Figure 5-11: Comparaison de l'endommagement en traction de la matrice prévue dans les configurations.4 jusqu'à 6 dans la direction radiale .

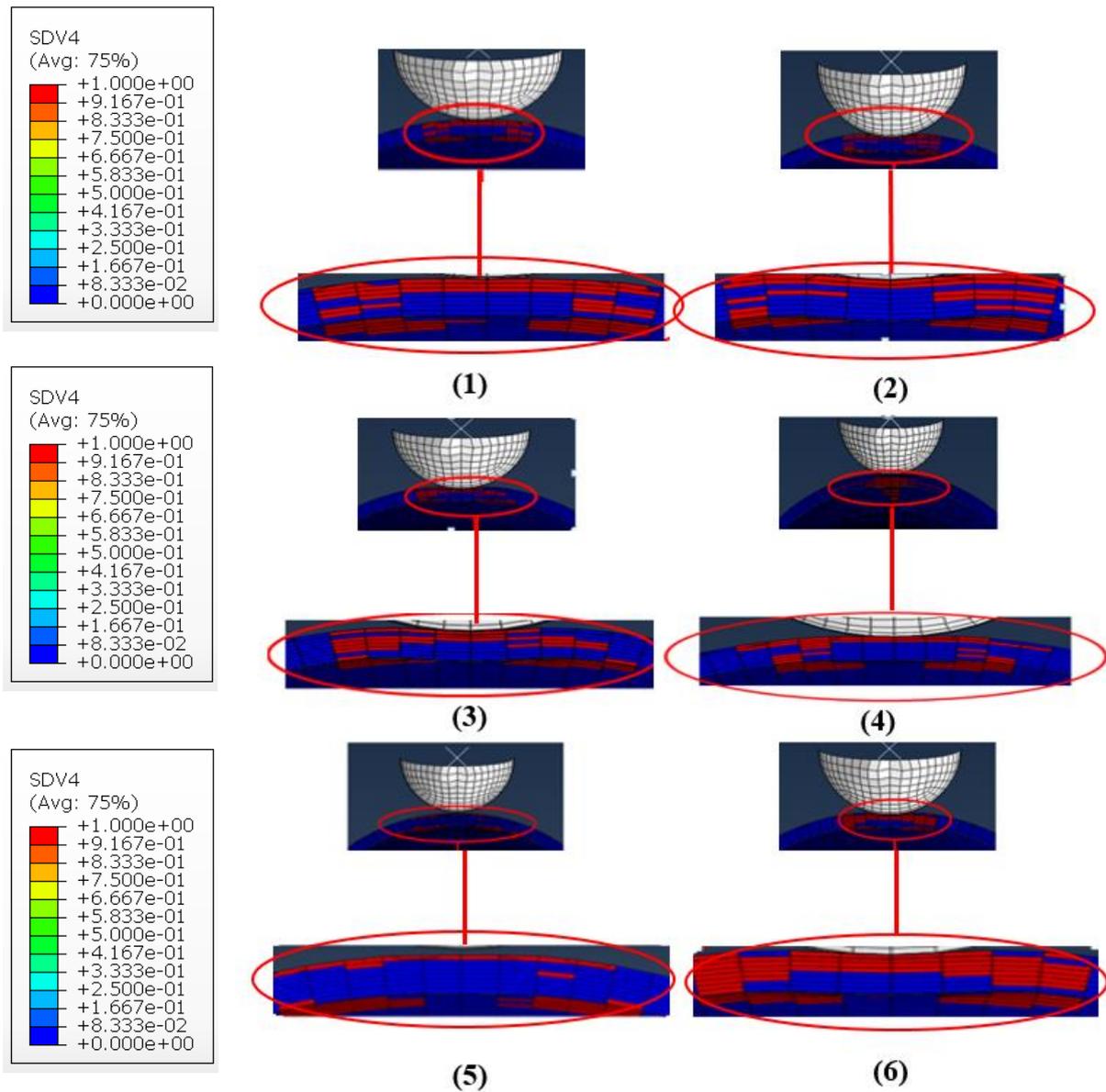


Figure 5-12: Comparaison de l'endommagement en compression de la matrice prévue dans chaque configuration dans la direction radiale

5.9 Conclusion

La réponse des tubes hybrides en époxy renforcé de fibres de verre et de palmier avec un emplacement et un nombre variable de couches de palmier-dattier sous un impact à faible vitesse a été étudiée. Les mécanismes d'endommagement, ont été présentés. Les conclusions tirées sont énumérées comme suit :

- Tous les historiques de la force de contact, du déplacement de l'impacteur et l'énergie absorbée des tubes hybrides ont affiché une réponse similaire dans la majorité des cas. Le meilleur choix en termes d'emplacement des couches de palmier-dattier dans l'hybride est la configuration (2).
- Le meilleur choix en termes de nombre de couches de palmier-dattier dans l'hybride est la configuration (1).
- Les tolérances et les résistances aux dommages dans les plis du palmier-dattier montrent un comportement diffus dus aux manques des propriétés des interfaces entre les plis sachant que la modélisation des dommages est basée sur l'endommagement intralaminare.
- Dans les futurs travaux, la prédiction d'une grande déformation à la rupture et le comportement non linéaire nécessite des essais de traction (charge/décharge) d'éprouvettes hors axe et dans l'axe, les propriétés de trois interfaces (palmier -palmier, verre-palmier, verre-verre) ont été pas définies, les tests DCB et ENF sont nécessaire pour caractériser les valeurs les plus exactes des propriétés des interfaces . L'analyse des données et l'extraction des facteurs les plus sensibles représente un défi dans le cas d'un comportement non linéaire du stratifié palmier/époxy. Enfin, ces facteurs et relations il faut les introduire dans le modèle de dommage. Cela aidera à prédire le comportement dynamique des structures tubulaires hybrides

Références

- [1] Mohanty AK, Misra M, Drzal LT. How sustainable are biopolymers and biobased products? The hope, the doubts, and the reality. *Nat. fibers, Biopolym. biocomposites*, CRC Press; 2005, p. 859–81.
- [2] Al-Hajaj Z, Sarwar A, Zdero R, Bougherara H. In-situ damage assessment of a novel carbon/flax/epoxy hybrid composite under tensile and compressive loading. *J Compos Mater* 2019;53:2701–14.
- [3] Nicolinco C, Mahboob Z, Chemisky Y, Meraghni F, Oguamanam D, Bougherara H. Prediction of the compressive damage response of flax-reinforced laminates using a mesoscale framework. *Compos Part A Appl Sci Manuf* 2021;140:106153.
- [4] Hoekstra B, Kolasangiani K, Oguamanam DCD, Bougherara H. Mechanical Characterization and Damage Analysis of Carbon/Flax Hybrid Laminates with Holes Machined by Abrasive Water Jet. *J Nat Fibers* 2021:1–14.
- [5] Mahboob Z, Chemisky Y, Meraghni F, Bougherara H. Mesoscale modelling of tensile response and damage evolution in natural fibre reinforced laminates. *Compos Part B Eng* 2017;119:168–83.
- [6] Sarwar A, Mahboob Z, Zdero R, Bougherara H. Mechanical characterization of a new Kevlar/Flax/epoxy hybrid composite in a sandwich structure. *Polym Test* 2020;90:106680.
- [7] Yousif BF, El-Tayeb NSM. The effect of oil palm fibers as reinforcement on tribological performance of polyester composite. *Surf Rev Lett* 2007;14:1095–102.
- [8] Bezazi A, Amroune S, Scarpa F, Dufresne A, Imad A. Investigation of the date palm fiber for green composites reinforcement: Quasi-static and fatigue characterization of the fiber. *Ind Crops Prod* 2020;146:112135.
- [9] Zulfikar AJ, Pranoto S, Umroh B, Darianto D, Harahap G. Numerical Analysis of Polymer Foam Composite Material (PFCM) Reinforced by Palm Empty Bunch Fiber (PEBF) at Fracture Point Due to High Strain Impact Load. *Budapest Int Res Exact Sci J* 2020;2:86–95.
- [10] Kriker A. Caractérisation des fibres de palmier dattier et propriétés des bétons et mortiers renforcés par ces fibres en climat chaud et sec. Alger, Ecole Nationale Polytechnique, 2005.
- [11] Ntenga R. Modélisation multi-échelle et caractérisation de l’anisotropie élastique de fibres végétales pour le renforcement de matériaux composites. Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II; Université de Yaoundé, 2007.
- [12] DJEBLOUN Y. Contribution à la caractérisation des matériaux composites renforcés de fibres végétales. UNIVERSITE MOHAMED KHIDER BISKRA, 2018.
- [13] DJOUDI T. Elaboration et caractérisation de composites bio-sourcés à base de fibres de palmier dattier. Université Mohamed Khider-Biskra, 2019.

- [14] Kechaou N, Bagane M, Maalej M, Kapseu C. Approche empirique de la cinétique du séchage des dattes. *Sci Aliments* 1996;16:593–606.
- [15] Shanmugam D, Thiruchitrabalam M, Thirumurugan R. Continuous unidirectional palmyra palm leaf stalk fiber/glass—polyester composites: static and dynamic mechanical properties. *J Reinf Plast Compos* 2014;33:836–50.
- [16] El Moumen A, Tarfaoui M, Lafdi K. Computational homogenization of mechanical properties for laminate composites reinforced with thin film made of carbon nanotubes. *Appl Compos Mater* 2018;25:569–88.
- [17] El Moumen A, Imad A, Kanit T, Hilali E, El Minor H. A multiscale approach and microstructure design of the elastic composite behavior reinforced with natural particles. *Compos Part B Eng* 2014;66:247–54.
- [18] Gning PB, Tarfaoui M, Collombet F, Riou L, Davies P. Damage development in thick composite tubes under impact loading and influence on implosion pressure: experimental observations. *Compos Part B Eng* 2005;36:306–18.
- [19] Tarfaoui M, Gning PB, Collombet F. Residual strength of damaged glass/epoxy tubular structures. *J Compos Mater* 2007;41:2165–82.
- [20] Tarfaoui M, Gning PB, Hamitouche L. Dynamic response and damage modeling of glass/epoxy tubular structures: Numerical investigation. *Compos Part A Appl Sci Manuf* 2008;39:1–12.
- [21] Tarfaoui, M., Lafdi, K., & El Moumen, A. (2016). Mechanical properties of carbon nanotubes based polymer composites. *Composites Part B: Engineering*, 103, 113-121.
- [22] Tarfaoui, M., El Moumen, A., & Lafdi, K. (2017). Progressive damage modeling in carbon fibers/carbon nanotubes reinforced polymer composites. *Composites Part B: Engineering*, 112, 185-195.
- [23] El Moumen, A., Tarfaoui, M., & Lafdi, K. (2017). Mechanical characterization of carbon nanotubes based polymer composites using indentation tests. *Composites Part B: Engineering*, 114, 1-7.
- [24] El Moumen, A., Tarfaoui, M., Lafdi, K., & Benyahia, H. (2017). Dynamic properties of carbon nanotubes reinforced carbon fibers/epoxy textile composites under low velocity impact. *Composites Part B: Engineering*, 125, 1-8.
- [25] El Moumen, A., Tarfaoui, M., Hassoon, O., Lafdi, K., Benyahia, H., & Nachtane, M. (2018). Experimental study and numerical modelling of low velocity impact on laminated composite reinforced with thin film made of carbon nanotubes. *Applied Composite Materials*, 25(2), 309-320.
- [26] El Moumen, A., Tarfaoui, M., & Lafdi, K. (2018). Computational homogenization of mechanical properties for laminate composites reinforced with thin film made of carbon nanotubes. *Applied Composite Materials*, 25(3), 569-588.
- [27] Benyahia, H., Tarfaoui, M., Datsyuk, V., El Moumen, A., Trotsenko, S., & Reich, S. (2017).

Dynamic properties of hybrid composite structures based multiwalled carbon nanotubes. *Composites Science and Technology*, 148, 70-79.

- [28] El Moumen, A., Tarfaoui, M., Benyahia, H., & Lafdi, K. (2019). Mechanical behavior of carbon nanotubes-based polymer composites under impact tests. *Journal of Composite Materials*, 53(7), 925-9

Conclusion Générale

La modélisation numérique par la méthode des éléments finis avec l'utilisation des codes commerciale est largement utilisée par les centres industriels pour évaluer les performances des tubes composites sous pression. Développer une plate-forme théorique peut être utilisée de manière pratique au début des étapes de la conception de n'importe quelle structure tubulaire avec des efforts de calcul considérablement réduits.

Le but du chapitre 2 a été de développer une procédure avec l'utilisation d'outil mathématique dédié au calcul de la réponse structurelle des pipes composites hybrides lors de sollicitations statiques de type pression interne.

Les pipes composites multicouches et les pipes composites hybrides soumis à une pression hydrostatique interne ont fait l'objet d'une étude analytique et d'une validation numérique à l'aide d'un modèle EF 3D.

Les pipes composites ont été analysées sous différents angles d'orientation et ont été simulés pour différentes séquences d'empilement. Cette étude paramétrique a permis de quantifier leurs effets sur les contraintes périphériques, circonférentielles, axiales et de cisaillement. Dans la majorité des orientations, la valeur de la contrainte diminue de la surface de la couche intérieure à la surface de la couche extérieure de la structure tubulaire composite et hybride.

La contrainte de cisaillement atteint la valeur la plus faible lorsque les angles d'enroulement sont $(E) (\pm 65)_2$ pour le verre/époxy et $(\pm 55)_2$ pour le carbone/époxy. Un bon accord a été obtenu entre les résultats analytique et numérique. De plus, les contraintes varient en fonction de l'angle d'orientation et de la séquence d'empilement. Chacun des deux matériaux composites (verre/époxy et carbone/époxy) a ses qualités et ses limites. Les composites avec fibres de verre sont économiquement très attractifs pour les pipes composites de taille moyenne, mais les pipes composites avec fibres de carbone offrent d'excellentes propriétés et une bonne résistance à la rupture sous un chargement quasi statique. En général, le modèle 3D et les formulations analytiques sont capables de calculer les contraintes dans une structure tubulaire composite. Les avantages de la méthode proposée sont clairs : elle peut donner des prédictions analytiques précises et fiables des distributions des contraintes après l'exécution du programme en quelques secondes.

Nous nous sommes également attachés à rendre cette méthode utilisable dans le cadre d'applications à l'échelle industrielle.

Des impacts à faible vitesse sur des pipes composites hybrides pressurisés en grandeur réelle ont été étudiés numériquement. Un modèle FE 3D a été développé en utilisant les théories de dommages intralaminaires et interlaminaires. Les critères de défaillance de Hashin ont été adoptés pour prédire la défaillance des fibres et la fissuration matricielle. Les événements d'initiation et de propagation du délaminage ont été simulés à l'aide de la méthode de la zone cohésive. Le modèle développé a été implémenté dans le logiciel EF Abaqus/Explicit par la mise en œuvre d'une VUMAT. Le modèle a démontré sa capacité à prédire les différents scénarios d'impact.

L'évolution temporelle de la charge maximale lors d'un impact a été prédite pour différentes séquences d'empilement (carbone-verre-verre (CVV), verre-carbone-verre (VCV), verre-verre-carbone (VVC)) ont été validées à l'aide d'une étude expérimentale très détaillée.

L'historique du déplacement est en bonne corrélation avec les résultats expérimentaux lors du chargement. L'augmentation de l'énergie d'impact peut favoriser l'accumulation des dommages, et la mise en œuvre d'un modèle d'endommagement progressif régi par la suppression des éléments lorsque le critère est satisfait joue un rôle dans la différence entre les courbes numériques et expérimentales du déplacement de l'impacteur dans les événements de déchargement.

Les dommages induits et les captures de chaque forme de fissuration de la matrice et de délaminage ont été calculés et prédits. On pouvait noter un léger décalage entre les résultats prédits par le modèle et ceux donnés par l'expérimental. La raison présumée de cette différence peut être basée sur le manque de précision dans les valeurs des propriétés à la rupture des matériaux utilisés et l'imprécision géométrique (variation d'épaisseur). Les futurs travaux devraient se concentrer sur la caractérisation mécanique du stratifié hybride pour évaluer les propriétés du matériau composite. Dans l'ensemble, le modèle EF 3D et le choix des critères de défaillance présentés sont acceptables pour modéliser tous les scénarios d'impact et la formation de dommages dans les pipes sous pression.

Le pic de la force de contact était le plus important pour l'impacteur de forme plate qui a également produit la durée de contact la plus courte. L'énergie absorbée par les pipes hybride était la plus élevée pour l'impacteur conique, qui a également produit la plus grande profondeur d'indentation/pénétration.

Les dommages causés par l'énergie d'impact lors de l'empilement (VCV), en particulier dans le cas d'un impacteur hémisphérique qui a transformé les dommages sous la forme d'une formation de dommages de délaminage intense, contrairement à L'empilement (CVV). Dans

ce cas, l'énergie absorbée a été dépensée pour le délaminage et a limité la formation de la fissuration matricielle, réduisant l'effet cumulatif des dommages locaux

L'étude comparative menée dans le chapitre 5 ne représente que la première étape d'une méthode d'évaluation des performances de la fibre de palmier-dattier. L'idée serait d'utiliser cette fibre dans l'industrie des pipes. Les résultats des simulations numériques montrent que la différence entre les pics de la force de contact en chargements n'a été pas observé lors d'un impact à faible énergie (1 J). Le choix de la configuration la plus adaptée est basé sur le seuil de l'énergie absorbé, la durée de contact et la déflexion. Les résultats obtenus montrent la capacité de cette fibre pour remplacer les fibres de verre dans des configurations hybrides.

Perspectives

Sur la base des conclusions décrites ci-dessus, il est possible de dégager quelques perspectives pour les futurs travaux :

- Analyser l'effet de température
- Réalisation d'essais d'indentation sur les pipes hybrides composites et comparaison avec les résultats des modèles numériques afin d'évaluer le modèle de matériau pour ce cas de ce chargement.
- Etudier l'impact avec la méthode de l'SPH et comparer avec la méthode des éléments finis pour réduire le temps de calcul.
- Développer un modèle de compression après l'impact (CAI) afin de mesurer la résistance de la structure endommagée.
 - Les structures composites UD ne représentent qu'une catégorie des configurations des matériaux composites employé dans l'industrie dont laquelle les mécanismes d'endommagement peuvent être différents par rapport aux composites avec des configurations tissées et des structures sandwichs.
 - Ce modèle d'impact présente des résultats encourageants pour les impacts à basse vitesse, pour cela il serait intéressant de simuler le même phénomène sur des plaques précontraintes, ainsi que des impacts sur pièces complexes, des aubes ou des pâles d'hélicoptères.

Publications

Voici une liste des publications développées par l'auteur et ses encadrants au cours de ce travail de thèse :

Articles :

- [1] Maziz, A., Rechak, S., & Tarfaoui, M. (2021). Comparative study of tubular composite structure subjected to internal pressure loading: Analytical and numerical investigation. *Journal of Composite Materials*, 55(11), 1517-1533.
- [2] Maziz, A., Tarfaoui, M., Gemi, L., Rechak, S., & Nachtane, M. (2021). A progressive damage model for pressurized filament-wound hybrid composite pipe under low-velocity impact. *Composite Structures*, 276, 114520.
- [3] Maziz, A., Tarfaoui, M., Rechak, S., Nachtane, M., & Gemi, L. (2021). Finite Element Analysis of Impact-Induced Damage in Pressurized Hybrid Composites Pipes. *International Journal of Applied Mech.*
- [4] Effect of impactor shape on the low-velocity impact behaviour and damage formation of pressurized filament-wound hybrid composite structure(under review)

Congrès :

- [1] Étude de la réponse dynamique aux impacts à basse vitesse et la progression des dommages dans les pipes en matériaux composites. 24ème Congrès Français de Mécanique, 26 au 30 Août 2019.
- [2] Numerical modeling of composite pipes reinforced with thin film made of carbon nanotubes under low velocity impact. Congrès Algérien de Mécanique 23-26 février 2020, At: Ghardaïa- Algérie

Annexe

(1) - Les éléments de la matrice de rigidité [K] sont donnés par :

$$a_{1,1} = (\bar{C}_{\theta r}^{(1)} + \bar{C}_{rr}^{(1)} s_1) r_0^{s_1-1}$$

$$a_{1,2} = (\bar{C}_{\theta r}^{(1)} - \bar{C}_{rr}^{(1)} s_1) r_0^{-s_1-1}$$

$$a_{1,2n+1} = \begin{cases} \bar{C}_{zr}^{(1)} + (\bar{C}_{\theta r}^{(1)} + \bar{C}_{rr}^{(1)}) \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(1)} - \bar{C}_{zr}^{(1)}}{\bar{C}_{rr}^{(1)} - \bar{C}_{\theta\theta}^{(1)}} , & s_1 \neq 1 \\ \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(1)} - \bar{C}_{zr}^{(1)}}{2} + (\bar{C}_{\theta r}^{(1)} + \bar{C}_{rr}^{(1)}) \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(1)} - \bar{C}_{zr}^{(1)}}{2\bar{C}_{rr}^{(1)}} \ln(r_0), & s_1 = 1 \end{cases}$$

$$a_{2,2n-1} = (\bar{C}_{\theta r}^{(n)} + \bar{C}_{rr}^{(n)} s_n) r_n^{s_n-1}$$

$$a_{2,2n} = (\bar{C}_{\theta r}^{(n)} - \bar{C}_{rr}^{(n)} s_n) r_n^{-s_n-1}$$

$$a_{2,2n+1} = \begin{cases} \bar{C}_{zr}^{(n)} + (\bar{C}_{\theta r}^{(n)} + \bar{C}_{rr}^{(n)}) \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(n)} - \bar{C}_{zr}^{(n)}}{\bar{C}_{rr}^{(n)} - \bar{C}_{\theta\theta}^{(n)}} , & s_1 \neq 1 \\ \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(n)} - \bar{C}_{zr}^{(n)}}{2} + (\bar{C}_{\theta r}^{(n)} + \bar{C}_{rr}^{(n)}) \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(n)} - \bar{C}_{zr}^{(n)}}{2\bar{C}_{rr}^{(n)}} \ln(r_{n-1}), & s_1 = 1 \end{cases}$$

$$a_{2i+1,2i-1} = (\bar{C}_{\theta r}^{(i)} + \bar{C}_{rr}^{(i)} s_i) r_i^{s_i-1}$$

$$a_{2i+1,2i} = (\bar{C}_{\theta r}^{(i)} - \bar{C}_{rr}^{(i)} s_i) r_i^{-s_i-1} \quad i = 1, 2, \dots, n-1$$

$$a_{2i+1,2i+1} = -(\bar{C}_{\theta r}^{(i+1)} + \bar{C}_{rr}^{(i+1)} s_{i+1}) r_i^{s_{i+1}-1}$$

$$a_{2i+1,2i+2} = -(\bar{C}_{\theta r}^{(i+1)} - \bar{C}_{rr}^{(i+1)} s_{i+1}) r_i^{-s_{i+1}-1}$$

$$a_{2i+1,2n+1} = e_3^{(i)} - e_4^{(i)} \quad i = 1, 2, \dots, n-1$$

$$e_3^{(i)} = \begin{cases} \bar{C}_{zr}^{(i)} + (\bar{C}_{\theta r}^{(i)} + \bar{C}_{rr}^{(i)}) \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)}}{\bar{C}_{rr}^{(i)} - \bar{C}_{\theta\theta}^{(i)}} , & s_1 \neq 1 \\ \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)}}{2} + (\bar{C}_{\theta r}^{(i)} + \bar{C}_{rr}^{(i)}) \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)}}{2\bar{C}_{rr}^{(i)}} \ln r_i, & s_1 = 1 \end{cases}$$

$$e_4^{(i)} = \begin{cases} \bar{C}_{zr}^{(i+1)} + (\bar{C}_{\theta r}^{(i+1)} + \bar{C}_{rr}^{(i+1)}) \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i+1)} - \bar{C}_{zr}^{(i+1)}}{\bar{C}_{rr}^{(i+1)} - \bar{C}_{\theta\theta}^{(i+1)}} , & s_{1+1} \neq 1 \\ \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i+1)} - \bar{C}_{zr}^{(i+1)}}{2} + (\bar{C}_{\theta r}^{(i+1)} + \bar{C}_{rr}^{(i+1)}) \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i+1)} - \bar{C}_{zr}^{(i+1)}}{2\bar{C}_{rr}^{(i+1)}} \ln r_i, & s_{1+1} = 1 \end{cases}$$

$$a_{2i+2,2i-1} = r_i^{s_i-1}$$

$$a_{2i+2,2i} = r_i^{-s_i-1}$$

$$a_{2i+2,2i+1} = -r_i^{s_{i+1}-1}$$

$$a_{2i+2,2i+2} = -r_i^{-s_{i+1}-1}$$

$$a_{2i+2,2n+1} = e_5^{(i)} - e_6^{(i)} \quad i = 1, 2, \dots, n$$

$$e_5^{(i)} = \begin{cases} \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)}}{\bar{C}_{rr}^{(n)} - \bar{C}_{\theta\theta}^{(n)}} , & s_1 \neq 1 \\ \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)}}{2\bar{C}_{rr}^{(i)}} \ln r_i, & s_1 = 1 \end{cases}$$

$$e_6^{(i)} = \begin{cases} \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i+1)} - \bar{C}_{zr}^{(i+1)}}{\bar{C}_{rr}^{(n)} - \bar{C}_{\theta\theta}^{(n)}} , & s_{i+1} \neq 1 \\ \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i+1)} - \bar{C}_{zr}^{(i+1)}}{2\bar{C}_{rr}^{(i+1)}} \ln r_i, & s_{i+1} = 1 \end{cases}$$

$$a_{2n+1,2i-1} = \frac{2(\bar{C}_{z\theta}^{(i)} + \bar{C}_{zr}^{(i)} s_i) (r_i^{s_i+1} - r_{i-1}^{s_i+1})}{1 + s_i}$$

$$a_{2n+1,2i} = \begin{cases} \frac{2(\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)} s_i) (r_i^{-s_i+1} - r_{i-1}^{-s_i+1})}{1 - s_i} , & s_i \neq 1 \\ 2(\bar{C}_{z\theta}^{(i)} + \bar{C}_{zr}^{(i)}) \ln (r_i/r_{i-1}) , & s_i = 1 \end{cases} \quad i = 1, 2, \dots, n$$

$$a_{2n+1,2n+1} = \sum_{i=1}^n e_7^{(i)}$$

$$e_7^{(i)} = \begin{cases} \bar{C}_{zz}^{(i)} + \left(\bar{C}_{z\theta}^{(i)} + \bar{C}_{zr}^{(i)} \right) \frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)}}{\bar{C}_{rr}^{(n)} - \bar{C}_{\theta\theta}^{(n)}} (r_i^2 - r_{i-1}^2) , & s_1 \neq 1 \\ \left(\bar{C}_{zz}^{(i)} - \frac{(\bar{C}_{z\theta}^{(i)} - \bar{C}_{zr}^{(i)})^2}{4\bar{C}_{rr}^{(i)}} \right) (r_i^2 - r_{i-1}^2) & i = 1, 2, \dots, n \\ + \left(\frac{\bar{C}_{z\theta}^{(i)2} - \bar{C}_{zr}^{(i)2}}{2\bar{C}_{rr}^{(i)}} \right) (r_i^2 \ln r_i - r_{i-1}^2 \ln r_{i-1}) , & s_1 = 1 \end{cases}$$

(2) - Vecteur des constants et de charges appliquées ::

$$\{\delta\} = \{D_1^{(1)}, D_2^{(1)}, \dots, D_1^{(i)}, D_2^{(i)}, \dots, D_1^{(n)}, D_2^{(n)}, \varepsilon_0\}^T$$

$$\{q_i\} = \{-q_a, -q_b, 0, \dots, 0, \frac{T_z}{\pi} + q_a r_0^2 - q_b r_n^2\}^T$$

Titre: Analyse des endommagements dans les pipes en matériaux composites

Mots clés: Matériaux composites, Fibres naturelles, comportement dynamique, Enroulement filamentaire, endommagements intralaminaires et interlaminaires, Critères de rupture.

Résumé : La modélisation de l'endommagement des matériaux composites hybrides a joué un rôle important dans la conception des structures composites. Bien que des modèles numériques pour l'endommagement progressif des pipes en matériaux composites hybrides à enroulement filamentaire, tels que la fissuration matricielle, le délaminage et la rupture des fibres, aient été développés dans la littérature, des améliorations sont encore nécessaires. Cette thèse vise à développer des modèles d'endommagement adaptés à la prédiction du comportement dynamique et l'endommagement intra-laminaire et inter-laminaire dans les tubes en matériaux composites hybrides sous une pression interne, et soumis à un chargement dynamique tel que l'impact d'un objet externe. Les approches de la mécanique de la rupture et de la mécanique de l'endommagement ont été adoptées pour construire le modèle de dommages. Une analyse détaillée a été réalisée pour avoir une vue d'ensemble de tous les mécanismes d'endommagement jusqu'à la rupture finale. Des éléments cohésifs ont été implémentés dans les modèles bidimensionnels et tridimensionnels pour simuler l'initiation et la propagation d'endommagement interlaminaire (délaminage) dans les stratifiés. Une subroutine a été implémentée dans le code de calcul FE (Abaqus/Explicit) via une VUMAT. afin de modéliser l'endommagement intralaminaire. Par la suite, des validations basées sur des corrélations essai/calcul sur des sous-systèmes et/ou des pièces réelles ont été effectuées. L'initiation des dommages est prédite sur la base des critères de rupture contrainte-déformation, tandis que la loi

d'évolution des dommages est basée sur la dissipation de l'énergie de rupture. Le comportement non linéaire du matériau en cisaillement a également été pris en compte et validé par rapport aux résultats expérimentaux. Les prédictions montrent un excellent accord avec les observations expérimentales.

Title: Damage analysis in composite pipes.

Keywords: Composite materials; Natural fiber; Dynamic behavior; Filament winding, Interlaminar and intralaminar damage; Failure criteria.

Abstract: Damage modelling of hybrid composite materials has played an important role in the design of composite structures. Although numerical models for the progressive damage of filament wound hybrid composite pipes such, matrix cracking, delamination, and fiber failure have been developed in the literature; there is still a need for improvement. This thesis aims to develop damage models suitable for predicting dynamic behaviour and intra-laminar and inter-laminar damage in hybrid composite tubes under internal pressure subjected to dynamic loading such as the impact of an external object. Fracture mechanics and continuum damage mechanics approaches were adopted to build the damage model. A detailed analysis was performed to have an overview of all the damage mechanisms until the final failure. Cohesive elements were inserted into the two-dimensional and three-dimensional models to simulate the initiation and propagation of matrix cracking and delamination in cross-layered laminates. The damage model was implemented in the FE code (Abaqus/Explicit) by a user-defined material subroutine (VUMAT). Subsequently, validations based on test/calculation correlations on real subsystems and/or parts were performed. Damage initiation was predicted based on the stress-strain failure criteria, while

the damage evolution law was based on the dissipation of failure energy. The nonlinear behavior of the material in shear was also taken into account and validated against experimental/numerical results. The predictions show excellent agreement with the experimental observations.

AMMAR MAZIZ

DOCTORANT EN GENIE MECANIQUE



Mr. Ammar MAZIZ a obtenu son diplôme de Master en Génie Mécanique option, conception ,maintenance et fiabilité mécanique à l'Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumedienne, Alger, Algérie (2016). Actuellement, il prépare une thèse de doctorat en cotutelle en Génie Mécanique (Mécanique des solides ; des matériaux, des structures et des surfaces) à l'Ecole Nationale Supérieure des Techniques Avancées Bretagne (ENSTA Bretagne), Brest, France. et à L'Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, (ENP Alger) Algérie. Ses activités de recherche portent sur l'étude de comportement statique et dynamique des structures en matériaux composites hybrides. De plus, Il possède une expertise en modélisation numérique, analyse par éléments finis, modélisation des critères d'endommagement, réduction de modèle, et calcul de haute performance. Son objectif est de développer des méthodes robustes pour représenter avec précision ce qui est observé dans les tests expérimentaux. Cela permet d'élaborer des outils permettant de dimensionner les structures composites sous différentes sollicitations et de garantir leur durabilité sur une longue durée de vie.

PUBLICATIONS

Publications de revues internationales

1. Maziz, A., Tarfaoui, M., Gemi, L., Rechak, S., & Nachtane, M. (2021). A progressive damage model for pressurized filament-wound hybrid composite pipe under low-velocity impact. *Composite Structures*, 276, 114520.
2. Maziz, A., Rechak, S., & Tarfaoui, M. (2021). Comparative study of tubular composite structure subjected to internal pressure loading: Analytical and numerical investigation. *Journal of Composite Materials*, 55(11), 1517-1533.
3. Maziz, A., Tarfaoui, M., Rechak, S., Nachtane, M., & Gemi, L. (2021). Finite Element Analysis of Impact-Induced Damage in Pressurized Hybrid Composites Pipes. *International Journal of Applied Mechanics*. DOI: 10.1142/S1758825121500745

CONFERENCES

1. Étude de la réponse dynamique aux impacts à basse vitesse et la progression des dommages dans les tubes en matériaux composites. 24ème Congrès Français de Mécanique, 26 au 30 Août 2019. **(Présentation orale)**
2. Numerical modeling of composite tubes reinforced with thin film made of carbon nanotubes under low velocity impact. Congrès Algérien de Mécanique 23-26 février 2020, At: Ghardaïa- Algérie **(Présentation orale)**