

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École nationale supérieure des mines de Paris

Spécialité “ Sciences et Génie des Matériaux ”

présentée et soutenue publiquement par

Naruepon EIAMNIPON

le 27 novembre 2013

**Etude de la dégradation de structures composites
en caoutchouc soumises à des chocs**

Directeur de thèse : **Jacques RENARD**

Maître de thèse : **Pongsak NIMDUM**

Jury

M. Yvon CHEVALIER, Professeur HDR, Supméca Saint-Ouen
M. Claude BATHIAS, Professeur HDR, Université Paris 10 Ville d'Avray Saint-Ouen
M. Chanyut KOLITAWONG, Associate Professor, KMUTNB Bangkok Thaïlande
M. Jean COUE, Ingénieur de Recherche, Michelin Ladoux
M. Jacques RENARD, Directeur de Recherche HDR, Mines ParisTech
M. Pongsak NIMDUM, Docteur, Mines ParisTech

Rapporteur/Président
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur

**T
H
È
S
E**

**MINES ParisTech
Centre des Matériaux**

Centre des Matériaux, Mines Paris, ParisTech, CNRS UMR 7633 BP 87 F-91003 Evry Cedex, FRANCE

Remerciement

Le travail présenté dans cette thèse a été effectué au Centre des Matériaux à Evry en forte collaboration avec la société MICHELIN et King Mongkut's University of Technology North Bangkok (KMUTNB). Ce travail s'écrit en deux langues (Français et Anglais) afin d'obtenir de double diplôme en doctorant à Mines-ParisTech et à KMUTNB. Je tiens tout d'abord à exprimer ma reconnaissance et mes plus sincères remerciements à Jacques RENARD, mon directeur de thèse, pour son aide, sa patience, sa gentillesse et sa disponibilité.

Je voudrais aussi amicalement remercier mes professeurs thaïlandais Chanyut KOLITAWONG et Banpot HORBANLEUKIT pour leur soutien continu.

J'adresse mes vifs remerciements à Frank MOREAU, Marc AURIACOMBE, Claudio BATTOCCHIO pour sa confiance et pour m'avoir permis de traiter ce projet chez Michelin. Je remercie également Jean COUE, Eric Carin NEBA, Chairat NARUPONJIRAKUL pour me fournir les éprouvettes spécifiques et leurs commentaires lors de leurs visites au Centre des Matériaux.

Je voudrais remercier également M. Abdo MALAC de l'Ambassade de France en Thaïlande, pour la bourse d'étude et la bourse de couverture sociale en France.

Je voudrais aussi chaleureusement remercier Yves FAVRY, Jean-Christophe TEISSEDE, Vladimir GANTCHENKO qui m'ont aidé à réussir mes essais grâce à leurs talents et toutes leurs compétences.

J'adresse un grand remerciement à Pongsak NIMDUM pour son aide amicale.

Merci ensuite à mes amis thaïlandais, New, Eak, Jean, P'Kate, P'Goi, P'Ikk, P'Um, P'Noka, P'Eak, P'Key, N'Phung, N'Nam, Note... Je garderai en mémoire tous les nos bons moments ensemble à Paris.

Merci Goo pour tes aides au cours de mon absence à KMUTNB.

Merci à ma famille qui me soutient toujours.

Je souhaite également remercier l'ensemble de thésards et permanents de l'équipe Composites Adhésions Microstructures, CAM pour une ambiance conviviale au cours de ces cinq ans depuis mon mastère.

Merci mes collègues chez MROH, P'Weera, P'Maew, P'Jo, P'Nono, P'Nine, Kul, Seng, Arko, Kong pour votre aide au début de travail.

Je souhaite remercier tous les gens qui m'ont aidé à réussir ce travail.

Enfin, je voudrais remercier The Royal Golden Jubilee Ph.D. Program et Thailand Research Fund (TRF) et la société Michelin et l'ambassade de France en Thaïlande pour leur soutien financier au cours de ce travail.

Table des matières

INTRODUCTION GENERALE	1
PARTIE A : Cadre de la thèse	4
Chapitre I : Contexte industriel	5
I.1 Le pneumatique et son architecture	6
I.2 Problèmes et objectif de l'étude	7
Références Bibliographiques	8
Chapitre II : Présentation du matériau de l'étude	9
II.1 Introduction aux matériaux composites flexibles	10
II.2 Constituants	10
II.2.1 Matrice élastomère (caoutchouc)	10
II.2.1.1 Généralité et la mise en œuvre	10
II.2.1.2 Etude du comportement mécanique de l'élastomère	11
II.2.2 Renforts en acier (câbles d'acier)	14
II.2.2.1 Structuration d'un renfort	15
II.2.2.2 Procédé de la fabrication des renforts	16
II.3 Nappe de ceinturage en acier : Propriétés physiques	17
II.3.1 Détermination des propriétés physiques	17
II.3.1.1 Fraction volumique de renfort	18
II.3.1.2 Masse volumique du matériau composite	19
Références Bibliographiques	20
PARTIE B : Comportement sous des vitesses de déformations rapides	21
Chapitre III : Analyse expérimentale sous des tractions à grandes vitesses	22
III.1 Synthèse bibliographique	23
III.1.1 Techniques expérimentales utilisées	23
III.1.2 Echelles des matériaux composites	25
III.1.3 Comportement mécanique des plis unidirectionnels	26
III.1.3.1 Modules de l'ingénieur	26
III.1.3.2 Modules d'élasticité hors axes	27
III.1.4 Endommagements et mécanismes de rupture	28
III.2 Méthode expérimentale	30
III.2.1 Essais réalisés et objectifs	30
III.2.2 Description du dispositif expérimental	30
III.2.2.1 Machine de traction grande vitesse (TGV)	30
III.2.2.2 Mors auto-serrant	31
III.2.3 Moyens d'essais	32
III.2.3.1 Moyens d'observation par caméra optique	32
III.2.3.2 Moyens d'observation par caméra infrarouge	34
III.2.4 Eprouvette de caractérisation	34
III.3 Résultats expérimentaux	35
III.3.1 Caractérisation des renforts d'acier	35
III.3.2 Caractérisation hors axes à 45° des nappes d'acier	38
III.3.3 Caractérisation des nappes d'acier selon la direction transverse	41

III.4	Observation d'endommagement	42
III.4.1	Observation d'endommagement au bord libre des éprouvettes : Pli 90°	42
III.4.2	Observation des champs de température	44
III.5	Effet de la vitesse de déformation	45
III.6	Modes de rupture	49
	Références Bibliographiques	50
Chapitre IV : Simulations numériques du comportement de nappes d'acier		52
IV.1	Synthèse bibliographique	53
IV.1.1	Modèles analytiques	53
IV.1.2	Modèles basés sur les calculs par éléments finis	54
IV.1.2.1	Approche macroscopique	55
IV.1.2.2	Approche microscopique	55
IV.2	Identification du comportement des matériaux : Choix du comportement des constituants	56
IV.2.1	Choix des modèles du comportement	56
IV.2.1.1	Le renfort d'acier	56
IV.2.1.2	La matrice élastomère	57
IV.2.2	Passage micro-macro	61
IV.2.2.1	Contrainte et déformation moyenne	61
IV.2.2.2	Volume élémentaire représentatif et conditions aux limites	61
IV.2.3	Maillages géométriques et conditions aux limites	62
IV.2.3.1	La direction longitudinale	63
IV.2.3.2	La direction transverse	64
IV.2.3.3	La direction hors axes à 45°	64
IV.2.4	Méthode d'identification des modèles	65
IV.3	Résultats des calculs numériques et validation	68
IV.3.1	Simulation des essais de traction dans la direction longitudinale	68
IV.3.2	Simulation des essais de traction orientés hors axes à 45°	71
IV.3.2.1	Identification du module transverse pour les renforts d'acier	71
IV.3.2.2	Simulation des essais de traction et de l'orientation des renforts sur les nappes de ceinturage en acier	72
IV.3.3	Simulation des essais de traction dans la direction transverse : validation des modèles et mécanismes d'endommagement	73
IV.3.3.1	Validation du module transverse pour les renforts d'acier	73
IV.3.3.2	Effet du module transverse des renforts d'acier sur le comportement transverse pour la nappe de ceinturage	73
	Références Bibliographiques	74
PARTIE C : Comportement à l'impact par masse tombante et indentation		77
Chapitre V : Etude de l'impact par masse tombante		78
V.1	Synthèse bibliographique	79
V.1.1	Réponse dynamique et modélisation sous l'impact	79
V.1.2	Caractérisation sous impact par masse tombante, résistance à la perforation et résistance résiduelle	81
V.1.3	Endommagements par impact	83
V.2	Etude expérimentale de l'impact par masse tombante	85
V.2.1	Objectif des essais d'impact par masse tombante	85
V.2.2	Eprouvettes d'essai d'impact par masse tombante	86
V.2.3	Description des dispositifs de la machine d'impact par masse tombante	87
V.2.3.1	Caractéristiques de la machine d'impact par masse tombante	87
V.2.3.2	Système d'encastrement et table orientable	88
V.2.4	Descriptif des essais d'impact par masse tombante	90
V.2.4.1	Dépouillement de la mesure de force	91

V.2.4.2	Observation optique des endommagements après impact	91
V.3	Résultats expérimentaux	92
V.3.1	Essais d'impact sans pré-tension des renforts	92
V.3.2	Essais d'impact avec pré-tension des renforts	94
V.3.3	Essais d'impact avec inclinaisons de l'éprouvette et pré-tension des renforts	96
V.3.4	Essais d'impact avec différents diamètres d'impacteur et pré-tension des renforts	96
V.3.5	Essais d'impact sur une bi-nappe croisée avec pré-tension des renforts	97
V.4	Résistance à la perforation	98
V.5	Investigation des endommagements par impact	100
	Conclusion	102
	Références Bibliographiques	103
Chapitre VI : Etude de l'indentation		106
VI.1	Introduction	107
VI.2	Etude expérimentale d'indentation	107
VI.2.1	Objectifs des essais d'indentation	107
VI.2.2	Eprouvettes d'essais d'indentation	107
VI.2.3	Moyens d'essais d'indentation	108
VI.3	Résultats expérimentaux	109
VI.3.1	Essais d'indentation avec pré-tension d'un brin de renfort unique	109
VI.3.2	Essais d'indentation avec inclinaison de l'éprouvette et pré-tension d'un brin de renfort unique	110
VI.3.3	Essais d'indentation avec différents diamètres d'indenteur et pré-tension d'un brin de renfort unique	111
VI.3.4	Essais d'indentation avec orientation de l'éprouvette et pré-tension d'un brin de renfort unique	112
VI.3.5	Essais d'indentation sur éprouvette croisée avec pré-tension	113
VI.3.6	Essais d'indentation sur plusieurs brins de renforts	114
VI.3.7	Essais d'indentation sans pré-tension des renforts	115
VI.4	Mécanismes de rupture des renforts et observation de l'endommagement par indentation	117
Chapitre VII : Critère de perforation, Obtention et validation		119
VII.1	Synthèse bibliographique	120
VII.1.1	Critère de rupture des matériaux composites	120
VII.1.1.1	Critère phénoménologique	120
VII.1.1.2	Critère interactifs	122
VII.2	Analyse des paramètres gouvernant la perforation	123
VII.2.1	Analyse de la géométrie de l'éprouvette	124
VII.2.2	Analyse des conditions d'essai	124
VII.2.3	Analyse des propriétés mécaniques des matériaux	125
VII.3	Développement du critère de perforation	125
VII.3.1	Identification des paramètres du modèle : Choix du modèle	125
VII.3.1.1	Modèle pour l'éprouvette constituée d'un brin de renfort	125
VII.3.1.2	Paramètre d'interaction pour l'éprouvette ayant plusieurs brins de renforts (k_N^0)	126
VII.3.1.3	Résultats de l'identification du modèle	127
VII.3.2	Relation entre le niveau d'énergie d'impact et la charge maximale	128
VII.3.3	Critère de perforation	129
VII.3.3.1	Validation générale du critère de perforation pour une nappe de ceinturage en acier	132
VII.4	Validation générale du critère de perforation	135

Conclusion	136
Références Bibliographiques	136
Conclusions & Perspectives	139
Conclusions	140
Perspectives	142
Annexe : Résultats expérimentaux en supplémentaire	143
A.1 Des essais d'impact par masse tombante sans pré-tension des renforts	143
A.2 Des essais d'impact par masse tombante avec pré-tension des renforts	144
A.3 Des essais d'impact par masse tombante avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette	147
A.4 Des essais d'impact par masse tombante avec différent diamètre de l'impacteur et pré-tension des renforts	150
A.5 Des essais d'impact par masse tombante sur une bi-nappe croisée et pré-tension des renforts	152
A.6 Résistance à la perforation	153

Liste des figures

I.1	Architecture d'un pneu radial	6
I.2	Endommagement d'un pneu par choc	7
II.1	Représentation schématique d'un élastomère [Ashby et al., 2007]	11
II.2	Le cis-1,4-polyisoprène	11
II.3	Courbe charge-déplacement pour un élastomère [Treloar, 2005]	12
II.4	Influence de vitesse de déformation sur l'élastomère [Hoo Fatt et al., 2004]	13
II.5	Relaxation du SBR chargé de silice et du SBR pur pour différents niveaux de déformations [Robisson, 2000]	13
II.6	Courbe charge-décharge en traction [Saintier, 2001]	13
II.7	Effet Mullins [Robisson, 2000]	14
II.8	Structuration d'un renfort	15
II.9	Catégorie des constructions de renforts : a) Monocouche, b) Multicouche, c) Multitoron [Ghoreishi, 2005]	15
II.10	Section d'un renfort	16
II.11	Diagramme schématique du procédé de fabrication des renforts	17
II.12	Analyse d'image par MICROMORPH [Oumarou, 2012]	18
II.13	Four à haute température	19
II.14	Eprouvettes avant et après brûlées	19
III.1	Gamme de vitesses de déformation et techniques expérimentales [Bonnet, 2005]	24
III.2	Techniques de chargement à vitesses rapides : (a) Machine de traction hydraulique, (b) Barres de Hopkinson [Delaet et al., 1994]	24
III.3	Echelle des matériaux composites [Jones, 1999]	25
III.4	Système d'axes pour un pli composite	26
III.5	Endommagements à l'échelle microscopique : (a) Rupture des fibres, (b) Décohésion fibre-matrice et la fissuration transversale, (c) Décollement de l'interface fibre-matrice	29
III.6	Endommagements à l'échelle mésoscopique : (a) Délaminage, (b) Fissuration des plis, (c) Fissuration longitudinale	29
III.7	Machine de traction grande vitesse	31
III.8	Mors auto-serrant	32
III.9	Moyen d'observation des endommagements : (a) Montage, (b) Schéma du montage	33
III.10	Paliers de chargement pour l'observation d'endommagements	33
III.11	Eprouvettes de caractérisation	34
III.12	Champ de déformation pour une vitesse de déformation de 131 s^{-1} (l'éprouvette de Type A à 45°)	35
III.13	Champ de déformation pour une vitesse de déformation de 131 s^{-1} (l'éprouvette de Type A à 90°)	35
III.14	Essai de traction sur un renfort d'acier : (a) Système de mors, (b) Capteur fil pour petite déformation (développé au Centre des Matériaux)	36
III.15	Courbes : contrainte - déformation longitudinales des renforts d'acier. Traction à différentes vitesses de déformation	37
III.16	Courbes : charge - déformation longitudinales des renforts d'acier. Traction à différentes vitesses de déformation	37
III.17	Essais de traction hors axes à 45° sur nappes de ceinturage : (a) Avant essai (b) En cours d'essai (réorientation)	39

III.18	Courbes : contrainte - déformation hors axes à 45° des nappes de ceinturage en acier. Traction pour différentes vitesses de déformation	40
III.19	Réorientation des renforts pour différentes vitesses de déformation. Traction à 45° des nappes de ceinturage en acier	40
III.20	Courbes : contrainte de cisaillement - cission hors axes à 45°. Traction à différentes vitesses de déformation sur les nappes de ceinturage en acier	41
III.21	Courbes : contrainte-déformation transverses. Traction pour différentes vitesses de déformation sur les nappes de ceinturage en acier	41
III.22	Présence d'endommagements à l'interface lors de tractions transversales	42
III.23	Observation des endommagements au bord libre d'éprouvette transverse : (a) Eprouvette Type A, (b) Eprouvette Type B	43
III.24	Coefficient de Poisson 23. Déformation transverse des nappes de ceinturage en acier	44
III.25	Coefficient de Poisson 23. Déformation transverse des renforts d'acier	44
III.26	Champ de la température par caméra infrarouge : (a) Eprouvette à 45° Type A, (b) Eprouvette transverse Type A, (c) Eprouvette à 45° Type B, (d) Eprouvette transverse Type B	45
III.27	Effet des vitesses de déformation sur les propriétés mécaniques pour les éprouvettes hors axes à 45° : (a) Module d'Young, (b) Contrainte à rupture, (c) Déformation à rupture, (d) Energie absorbée à rupture	47
III.28	Effet des vitesses de déformation sur les propriétés mécaniques des éprouvettes transverses (90°) : (a) Module d'Young, (b) Contrainte à rupture, (c) Déformation à rupture, (d) Energie absorbée à rupture	47
III.29	Endommagement des éprouvettes pour différentes vitesses de déformation : (a) $3,3 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$, (b) $1,2 \text{ s}^{-1}$, (c) 26 s^{-1} , (d) 131 s^{-1}	50
IV.1	Conditions aux limites de type périodique	62
IV.2	Maillage des éléments dans le VER	63
IV.3	Maillages pour l'éprouvette dans la direction longitudinale : (a) Maillage du renfort d'acier, (b) Maillage du composite, (c) Maillages multibrins de renfort	64
IV.4	Maillage de l'éprouvette pour l'étude dans la direction transverse	64
IV.5	Maillage utilisé pour l'éprouvette dans la direction hors axes à 45°	65
IV.6	Pris en compte de l'effet de vitesse de déformation par la série de Prony sur les éprouvettes type A et B	66
IV.7	Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour les renforts d'acier	69
IV.8	Résultats des calculs numériques pour les nappes de ceinturage en acier	69
IV.9	Effet des vitesses de déformation sur les nappes de ceinturage en acier dans la direction longitudinale	70
IV.10	Champs de contrainte - Effet du bord libre	70
IV.11	Coefficients de Poisson ν_{12}, ν_{13} vs nombre de brins de renfort à différentes vitesses de déformation : (a) Type A, (b) Type B	70
IV.12	Influence du rapport E_{11}/E_{22} , (module longitudinal / module transverse), sur l'orientation des renforts à rupture dans la direction 45°	71
IV.13	Réorientation du renfort : (a) Aucun d'endommagement, (b) L'endommagement équivalent diminue le module transverse	71
IV.14	Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour les essais de traction hors axes à 45° avec les vitesses de déformation de 3.3×10^{-3} à 131 s^{-1}	72
IV.15	Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour la réorientation des renforts lors des essais de traction hors axes à 45°	72
IV.16	Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour les essais de traction transverse à différentes vitesses de déformation en dessous du seuil de l'initiation des endommagements	73

IV.17	Déformation des maillages pour l'éprouvette dans la direction transverse à la déformation de 1,05 : (a) Aucun d'endommagement (b) Endommagement équivalent	74
IV.18	Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour les essais de traction transverse - Effet du module transverse des renforts d'acier	74
V.1	Différents types de réponse à l'impact [Olsson, 2000] : (a) Réponse dominée par une propagation d'onde en 3D, (b) Réponse contrôlée par une onde de flexion de plaque, (c) Réponse quasi-statique	79
V.2	Schéma des modèles pour une réponse sous l'impact [Abrate, 2001] : (a) Modèle d'ordre 2 ; (b) Modèle d'ordre 1	81
V.3	Courbes : énergie - temps pour une nappe de ceinturage en acier [Eiamnipon et al., 2011]	82
V.4	Tenue résiduelle en compression d'après impact, pour les épaisseurs: 10 mm et 25 mm [Davies et al., 1996]	83
V.5	Endommagement par impact sur un matériau composite UD : (a) Orientation du délaminage [Abrate, 1998], (b) Endommagement par l'impact à 0° [Akin et al., 2010]	84
V.6	Endommagement par impact d'un matériau composite tissé [Sutherland et al., 2005]	84
V.7	Formation des endommagements par impact : (a) Endommagement en forme d'arbre inversé, (b) Endommagement en forme arbre [Abrate, 2011]	84
V.8	Endommagement par impact, à l'échelle méso-microscopique [Mitrevski et al., 2006]	85
V.9	Endommagements pour différentes formes de l'embout de l'impacteur : a) Forme conique ; b) Forme ogivale ; c) Forme hémisphérique [Mitrevski et al., 2006]	85
V.10	Eprouvettes pour essai d'impact par masse tombante et pour essai d'indentation : (a) Mono-nappe sans et (b) Avec les câbles nus en bout de plaque, (c) Bi-nappe croisée [+20°, -20°] avec les câbles nus en bout de plaque	86
V.11	Machine d'impact par masse tombante	88
V.12	Embouts cylindriques de l'impacteur, diamètre: 10 mm (à gauche) et 6 mm (à droite)	88
V.13	Encastrement pour : (a) Les essais d'impact sans pré-tension des renforts, (b) Avec pré-tension des renforts sur une mono nappe et (c) Avec pré-tension des renforts sur une binappe croisée [+20°, -20°]	89
V.14	Table orientable	90
V.15	Bilan des forces au niveau de la cellule de charge	91
V.16	Microscope d'atelier numérique	91
V.17	Réponses sans pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A: (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps et (c) Courbes : accélération - temps	93
V.18	Réponses sans pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : charge - déplacement	93
V.19	Réponses sans pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A : (a) Courbes : énergie - temps, (b) Courbes : énergie - déplacement	94
V.20	Réponses avec et sans pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : pré-charge - déplacement, (c) Courbes : énergie - temps	95
V.21	Courbes : charge - déplacement pour l'éprouvette de type A avec pré-tension et inclinaison des éprouvettes	96
V.22	Réponses avec différents diamètres d'impacteur et avec pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : énergie - temps	97
V.23	Réponses avec pré-tension des renforts pour l'éprouvette bi-nappe et mono-nappe de type A : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : énergie - temps	97

V.24	Résistance à la perforation avec et sans pré-tension initiale de 650 N/renfort : (a) Courbe : charge maximale - énergie d'impact, (b) Courbe : déplacement maximal - énergie d'impact, (c) Courbe : énergie absorbée - énergie d'impact	99
V.25	Résistances à la perforation en fonction de l'angle de l'inclinaison de l'éprouvette avec une pré-tension initiale de 650 N/renfort : (a) Charge maximale, (b) Energie absorbée	99
V.26	Effet du diamètre de l'impacteur sur les résistances à la perforation avec une pré-tension initiale de 650 N/renfort: (a) Charge maximale, (b) Energie absorbée	100
V.27	Endommagement par compression lors de l'impact (<i>Type I</i>) pour les essais d'impact sans pré-tension des renforts sur l'éprouvette de type A	101
V.28	Fissuration parallèle aux renforts d'aciers (<i>Type II</i>) pour les essais d'impact sans pré-tension sur l'éprouvette de type A	101
V.29	Rupture des renforts d'acier provenant de la perforation (<i>Type III</i>) pour les essais d'impact sans pré-tension sur l'éprouvette de type A	101
V.30	Rupture des renforts d'acier provenant de la perforation (<i>Type III</i>) pour les essais d'impact avec pré-tension, avec le diamètre de l'impacteur de 6 mm, sur l'éprouvette de type A	101
V.31	Rupture des renforts d'acier lors de la perforation (<i>Type III</i>), avec pré-tension et l'inclinaison de l'éprouvette à 10°, sur l'éprouvette de type A : D = 6mm	102
V.32	Effet de l'augmentation du diamètre de l'impacteur sur la rupture des renforts d'acier lors de la perforation (<i>Type III</i>), avec pré-tension sur l'éprouvette de type A : D = 10 mm	102
V.33	Rupture des renforts d'acier lors de la perforation (<i>Type III</i>) lors des essais d'impact avec pré-tension sur l'éprouvette bi-nappe croisée de type A : D = 6 mm	102
VI.1	Eprouvettes pour des essais d'indentation avec les câbles nus au bout de plaque : (a) Avec Plusieurs brins de renforts (1-11 brins) et (b) Une bi-nappe croisée Type A	108
VI.2	Machine de traction mécanique avec les dispositifs de fixation des éprouvettes	109
VI.3	Résultats des essais d'indentation avec différentes de pré-tensions d'un brin de renfort unique : (a) Courbes : charge-déplacement, (b) Courbes : tension de renfort-charge et (c) Courbes : charge à rupture-tension de renfort	110
VI.4	Résultats des essais d'indentation avec inclinaison de l'éprouvette et pré-tension d'un brin de renfort unique : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : tension de renfort - charge, (c) Courbes : charge à rupture - inclinaison de l'éprouvette, (d) Courbes charge à rupture normée - inclinaison de l'éprouvette	111
VI.5	Résultats des essais d'indentation avec différents diamètres de l'indenteur et pré-tension d'un brin de renfort unique : (a) Courbes : charge-déplacement, (b) Courbes : tension de renfort - charge, (c) Courbes : charge à rupture - diamètre de l'indenteur	112
VI.6	Résultats des essais d'indentation avec rotation de l'éprouvette dans le plan-xy et pré-tension d'un brin de renfort unique : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : tension de renfort-charge, (c) Courbes : charge à rupture - rotation	113
VI.7	(a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes tension de renfort - charge, de l'éprouvette orientée (+20°) dans le plan-xy et de l'éprouvette croisée [+20°, -20°], (c) Dispositif d'encastrement pour les essais d'indentation sur un brin de renfort croisé	114
VI.8	Résultats des essais d'indentation en fonction du nombre de brins avec pré-tension de renfort et un diamètre d'indenteur de 6 mm : Courbes : charge - déplacement pour l'éprouvette de type A (a) et B (b), (c) Charge à rupture vs le nombre de brins de renfort	115
VI.9	Résultats des essais d'indentation en fonction du nombre de brins avec pré-tension de renfort et un diamètre de l'indenteur de 10 mm: (a) Le charge-déplacement pour l'éprouvette de type A, (b) Courbes : charge à rupture vs le nombre de brins de renfort	115
VI.10	Comparaisons des résultats expérimentaux d'essais d'impact par masse tombante et d'essais d'indentation : (a) Eprouvettes mono-nappes sans pré-tension des renforts, (b)	

	Eprouvettes bi-nappes croisées et éprouvettes mono-nappes avec des brins de renfort en nombre suffisant	116
VI.11	Comparaison des résultats expérimentaux d'essais d'impact par masse tombante et d'essais d'indentation pour les éprouvettes mono-nappes : (a) TypeA avec inclinaison de l'éprouvette et pré-tension des renforts, (b) TypeB avec inclinaison de l'éprouvette et pré-tension des renforts, (c) TypeA avec le diamètre de l'impacteur de 10 mm et pré-tension des renforts	117
VI.12	Rupture de renfort lors des essais d'indentation sur un brin de renfort avec l'inclinaison de l'éprouvette : (a) 0°, (b) 5°, (c) 10°, (d) 20°, (e) 30°	118
VI.13	Rupture de renfort lors des essais d'indentation : (a) Sur un brin de renfort avec le diamètre d'indenteur de 10 mm, (b) Sur deux brins croisés avec le diamètre d'indenteur de 6 mm	118
VI.14	Perforation : (a) Essai d'indentation, (b) Essai d'impact par masse tombante	118
VII.1	Différents cas possibles pour le N_{limite} (ici, $N_{limite} = 3$) : (a) Renfort centré, (b) Renfort non centré	127
VII.2	Comparaison entre les courbes expérimentales et numériques pour les essais d'indentation : (a) Eprouvette de type A avec un diamètre de 6 mm, (b) Eprouvette de type B, avec un diamètre de 6 mm, (c) Eprouvette de type A avec un diamètre de 10 mm, (d) Eprouvette de type A orientée à 20° dans le plan-xy, éprouvette de type A croisée [+20°, -20°] avec un diamètre de 6 mm	128
VII.3	Critère de perforation pour l'éprouvette constituée d'un seul brin de renfort	130
VII.4	Comparaison entre la simulation numérique de la perforation et les essais d'indentation, sur les éprouvettes avec plusieurs brins de renfort : (a) Eprouvette de type A, (b) Eprouvette de type B. Diamètre de l'indenteur 6 mm	133
VII.5	Comparaison entre les essais d'indentation avec l'inclinaison de l'éprouvette et la prédiction par le critère de perforation, pour les éprouvettes constituées d'un brin de renfort unique. Diamètre de l'indenteur 6 mm	133
VII.6	Comparaison entre les essais de l'indentation sur les éprouvettes d'un brin de renfort unique et la prédiction par le critère de perforation : (a) pour les diamètres 6 et 10 mm, (b) pour l'orientation des renforts dans le plan-12 : 0° et 20°, (c) pour l'éprouvette d'un brin de renfort unique croisé [+20°, -20°]	134
VII.7	Prévision de la perforation comparée avec les essais d'impact par masse tombante avec un diamètre de l'impacteur de 6 mm pour : (a) l'éprouvette de type A, (b) l'éprouvette de type B	134
VII.8	Comparaison entre la charge à rupture à l'impact et la prévision de la perforation par le critère : Essais d'impact avec l'inclinaison de l'éprouvette pour : (a) l'éprouvette de type A, (b) l'éprouvette de type B	135
VII.9	Comparaison entre l'énergie critique prévue par le critère de perforation et la gamme d'énergie d'impact testée : Essais d'impact sur : (a) l'éprouvette de type A, (b) l'éprouvette de type B	135
VII.10	(a) Comparaison entre la prédiction de la perforation par le critère et les résultats des essais d'indentation utilisant le diamètre d'indenteur de 10 mm, (b) Comparaison entre la charge à perforation prévue par le critère et les résultats des essais d'impact par masse tombante sur les mono-nappes avec le diamètre de l'impacteur de 10 mm et ceux de la bi-nappe croisée avec le diamètre d'impacteur de 6 mm	136
VII.11	Comparaison entre l'énergie critique prévue par le critère de perforation et la gamme d'énergie d'impact testée : Essais d'impact avec pré-tensions : (a) en utilisant le diamètre d'impacteur de 10 mm, (b) sur la bi-nappe croisée [+20°, -20°]	136
A.1	Réponses caractéristiques sans pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps	143
A.2	Réponses caractéristiques sans pré-tension des renforts en charge pour l'éprouvette Type B: (a) Courbes charge-temps, (b) Courbes charge-déplacement	144

A.3	Réponses caractéristiques sans pré-tension des renforts en énergie pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : énergie - temps, (b) Courbes : énergie - déplacement	144
A.4	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes déplacement-temps, (b) Courbes vitesse d'impact-temps, (c) Courbes accélération-temps	145
A.5	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en charge, en pré-tension et en énergie pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : tension - temps, (c) Courbes : énergie - déplacement	145
A.6	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps	146
A.7	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en charge pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : charge - déplacement	146
A.8	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en précharge pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : tension - temps, (b) Courbes : tension - déplacement	147
A.9	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en énergie pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes énergie-temps, (b) Courbes énergie-déplacement	147
A.10	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps	148
A.11	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en charge, en pré-tension et en énergie pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : tension - temps, (c) Courbes : énergie - déplacement, (d) Courbes : tension - déplacement	148
A.12	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps	149
A.13	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en charge pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : charge - déplacement	149
A.14	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en précharge pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : tension - temps, (b) Courbes : tension - déplacement	150
A.15	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en énergie pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : énergie - temps, (b) Courbes : énergie - déplacement	150
A.16	Réponses caractéristiques avec différent diamètre de l'impacteur et pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps	151
A.17	Réponses caractéristiques avec différent diamètre de l'impacteur et pré-tension des renforts en charge, en pré-tension et en énergie pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : tension - temps, (c) Courbes : énergie - déplacement	151
A.18	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette bi-nappe Type A : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps	152
A.19	Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en charge, en pré-tension et en énergie pour l'éprouvette bi-nappe Type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : pré-tension - temps, (c) Courbes : énergie - déplacement	153
A.20	Résistance à la perforation : Les essais d'impact par masse tombante sans/avec pré-tension des renforts pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : charge max. - énergie d'impact, (b) Courbes : déplacement - énergie d'impact, (c) Courbes : énergie absorbée - énergie d'impact	153

A.21 Résistance à la perforation : Les essais d'impact par masse tombante avec pré-tension des renforts et Inclinaisons de l'éprouvette pour l'éprouvette Type B : (a) Charge à perforation, (b) Déplacement max. (c) Energie absorbée 154

Liste des tableaux

II.1	Structuration des renforts étudiés	16
II.2	Architecture des matériaux étudiés	18
II.3	Masses volumiques des matériaux étudiés	19
III.1	Propriétés mécaniques moyennes des renforts d'acier	37
III.2	Propriétés mécaniques des nappes de ceinturage dans la direction longitudinale	38
III.3	Bilan des propriétés mécaniques des nappes de ceinturage estimées par régression	46
III.4	Sommaire des propriétés mécaniques selon la vitesse de déformation	48
IV.1	Description des tenseurs de contrainte et de déformation en grands déplacements	58
IV.2	Sommaire des dimensions des maillages	65
IV.3	Identification des paramètres des modèles	67
IV.4	Bilan de l'optimisation des paramètres utilisés dans les modèles numériques	68
V.1	Effet de la pré-tension des renforts : x = référence, (≡) = pas important, (↓↓) = très inférieur, (↓) = inférieur, (↑) = supérieur, (↑↑) = très supérieur	95
V.2	Effet de l'inclinaison de l'éprouvette, effet du diamètre de l'impacteur et de la bi-nappe croisée : x = référence, (≡) = pas important, (↓↓) = très inférieur, (↓) = inférieur, (↑) = supérieur, (↑↑) = très supérieur	98
VII.1	Paramètres du modèle de Meyer	126

INTRODUCTION GENERALE

Introduction générale

Dans le domaine des pneumatiques, les agressions les plus critiques sont liées aux routes en mauvais état. Cela va des chocs contre des bordures ou des parties non stabilisées, à des pénétrations des pneus par des projectiles externes. Les dégâts peuvent être importants. Il devient alors souhaitable d'envisager ces scénarii dès la phase de conception. C'est un des objectifs de ce travail de thèse. Parmi ces agressions, on s'est focalisé sur l'influence des détériorations dues à des projectiles issus de la chaussée en étudiant leur impact sur le comportement du pneu et sa durée de vie.

Afin d'améliorer les performances des pneus vis-à-vis des détériorations dues à des chocs ou des impacts sur chaussées déformées, un renforcement de leur architecture s'est très vite imposé. La solution préconisée par la société Michelin afin d'améliorer la rigidité radiale, a été de concevoir un matériau composite à matrice élastomère renforcée de câbles d'acier. Cette nappe préconisée en partie extérieure du pneu se traduit par la présence d'un ceinturage en acier noyé au sein de l'élastomère. Cependant le comportement dynamique de cette nappe en acier, ses mécanismes d'endommagement quand ils sont générés par des chocs ainsi que le processus de détérioration, restent mal connus, d'autant que toute pénétration du pneu reste imprévisible. Afin de répondre à ces questions à la fois expérimentales et théoriques, un travail de thèse a été entrepris, associant la collaboration de l'Ecole des Mines de Paris (Mines ParisTech), la société Michelin (Michelin Research Asia) et l'Université « King Mongkut's University of Technology North Bangkok (KMUTNB) située à Bangkok en Thaïlande. Ce travail a été financé par « The Royal Golden Jubilee Ph.D Program, Thailand Research Fund (TRF), la société Michelin ainsi que l'ambassade de France en Thaïlande. L'objectif était de répondre aux questions posées ci-dessus, à savoir étudier au niveau de la couche composite, les mécanismes d'endommagement par chocs afin d'établir un critère de dimensionnement qui permette d'améliorer les propriétés mécaniques au choc d'un pneu.

Ce mémoire de thèse commence par l'étude du comportement mécanique des constituants de base de la couche renforcée lorsqu'elle est soumise à des tractions à grandes vitesses de déformations. On s'intéresse ensuite aux réponses caractéristiques sous des impacts générés par une masse tombante ainsi qu'à l'observation des mécanismes d'endommagement sur des nappes de ceinturage à renforts d'acier. Dans le cadre de cette thèse, nous avons étudié deux types de nappes de ceinturage, le même élastomère associé à deux types de renforts. Au niveau du travail effectué, ce mémoire trouve toute son originalité à plusieurs niveaux. D'abord au niveau expérimental pour sa compréhension des mécanismes d'endommagement mais aussi par le développement de systèmes expérimentaux adaptés au problème posé. L'autre originalité de ce travail se situe au niveau de la partie numérique. Un critère de perforation a été développé afin de mieux prévoir la résistance résiduelle de la couche de renfort après perforation.

Pour parvenir à ces objectifs ce mémoire de thèse s'articule autour de trois parties :

PARTIE A : Cadre de la thèse

La première partie porte sur l'introduction du sujet et son contexte industriel. Il s'en suit l'étude des matériaux dans les premier et deuxième chapitres.

PARTIE B : Comportement sous des vitesses de déformation rapides

La deuxième partie traite du comportement mécanique sous des vitesses de déformation rapides et des simulations numériques associées.

Le premier chapitre de cette partie présente les caractérisations dynamiques des matériaux sous des essais de traction monotone à grandes vitesses de déformation. Ces essais permettent de connaître les comportements en traction dans les directions longitudinales, hors axes à 45° et transverse à 90°. Les effets de la vitesse de déformation et de l'orientation de renfort ont été analysés. L'observation des endommagements en cours d'essais par caméra optique et caméra infrarouge, a permis de mettre en évidence l'initiation de l'endommagement, son type et son évolution. L'observation des faciès de rupture après essais a indiqué les modes de rupture.

Le deuxième chapitre présente les simulations numériques basées sur la méthode des éléments finis. Le logiciel utilisé est le code de calcul ZéBuLoN de l'Ecole des Mines. L'approche micro-macro développée moyennant des conditions aux limites périodiques, a permis de faire un lien entre les échelles microscopique et macroscopique. Ces simulations ont pris en compte la non linéarité du comportement, la dépendance du temps, la réorientation du renfort ainsi que l'endommagement dû au phénomène de détorsadage.

PARTIE C : Comportement sous impact par masse tombante et indentation

La dernière partie de ce mémoire est consacrée aux caractérisations sous impact, à l'indentation du matériau ainsi qu'au développement d'un critère de perforation et à sa validation.

Le premier chapitre de cette partie traite des essais d'impact. La machine d'impact par masse tombante et les dispositifs associés ont été développés au Centre de Matériaux. Des essais à différents niveaux d'énergie d'impact avec ou sans pré-tension des renforts, les mêmes essais mais avec inclinaison ou non des éprouvettes ont servi d'identification. Les essais effectués avec différents diamètres d'indenteur et les essais d'impact sur une bi-nappe croisée [+20°-20°], ont servi de validation. Les réponses en termes de comportement et de résistance à la perforation ont été étudiés. Les faciès de rupture par impact ont été analysés en utilisant une caméra optique munie d'un système de grossissement.

Le deuxième chapitre s'intéresse aux essais d'indentation et aux mécanismes d'endommagement associés. Nous avons commencé par des essais d'indentation sur un brin de renfort, puis nous en avons augmenté le nombre jusqu'à ce que la réponse caractéristique soit stabilisée. Ces essais ont pris en compte la pré-tension des renforts et leur inclinaison, les différents diamètres de l'indenteur, l'orientation de l'éprouvette dans le plan de la nappe ainsi que l'éprouvette bi-nappe croisée [+20°,-20°]. Ils nous ont permis de mieux comprendre les mécanismes d'endommagement nous amenant ainsi à établir un critère de perforation.

Le dernier chapitre a consisté à développer un critère de perforation, basé sur les résultats précédents. Nous présentons d'abord l'analyse des paramètres dominants de cette perforation. Ensuite, un modèle simple mais général a été utilisé afin d'estimer l'évolution de la courbe charge-déplacement pour un brin unique de renfort. Nous avons ensuite développé un critère afin de prédire la charge critique amenant à la perforation. Afin de proposer un critère en énergie critique, la relation entre le niveau d'énergie d'impact et la charge maximale atteinte à perforation lors des essais d'impact a été établie. Enfin, la validation du critère a été faite pour plusieurs cas incluant la variation de pré-tension des renforts, l'inclinaison de l'éprouvette, son orientation dans le plan de la nappe, le diamètre de l'impacteur et enfin pour une éprouvette bi-nappe croisée [+20°-20°].

PARTIE A

Cadre de la thèse

Chapitre I

Contexte industriel

Dans ce chapitre, nous parlerons des pneumatiques, de l'histoire d'un pneu, de son architecture et de sa fonction. Nous parlerons également des problèmes et des objectifs industriels de cette étude.

Sommaire

I.1	Le pneumatique et son architecture	6
I.2	Problèmes et objectif de l'étude	7
	Références Bibliographiques	8

I.1 Le pneumatique et son architecture

Le pneumatique est une structure de forme torique assemblée par plusieurs composants souples/rigides par exemple des gommés, des matériaux textiles et des renforts d'acier. La révolution d'un pneu provient du besoin d'un confort lors d'un voyage. Historiquement le pneu était une bande d'acier renforçant la roue en bois d'un chariot. Après que Charles GOODYEAR ait réussi une vulcanisation en 1839, l'élastomère a été largement utilisé surtout dans l'industrie du pneumatique. Le premier brevet d'un pneu avec chambre à air a été délivré en 1845 par Robert William THOMPSON. Son travail était une enveloppe en cuir soutenu par une toile d'élastomère. Le premier pneu avec des gommés a été fabriqué par John Boyd DUNLOP pour un vélo en 1887. Puis, la conception d'un pneu radial s'est affirmée en 1914 mais elle a eu des difficultés au niveau de la manufacture jusqu'à ce que Michelin dépose son brevet du pneu radial en 4 juin 1946. Le pneu radial appelé Michelin X a été commercialisé en 1949. Sa conception est de maintenir la nappe carcasse en arceaux droit et de stabiliser la bande de roulement en ajoutant des nappes de ceinturage en acier sur la nappe carcasse. Par conséquent, le travail de la bande de roulement est indépendant de celui des flancs. L'aire de contact ne varie pas beaucoup tandis que les flancs sont flexibles. Des avantages du pneu radial permettent d'avoir mieux la performance de manœuvre, la durée de vie pour la bande de roulement même si le confort est inférieure par rapport au pneu conventionnel [Ersahin, 2003], [Mukai et al., 2000].

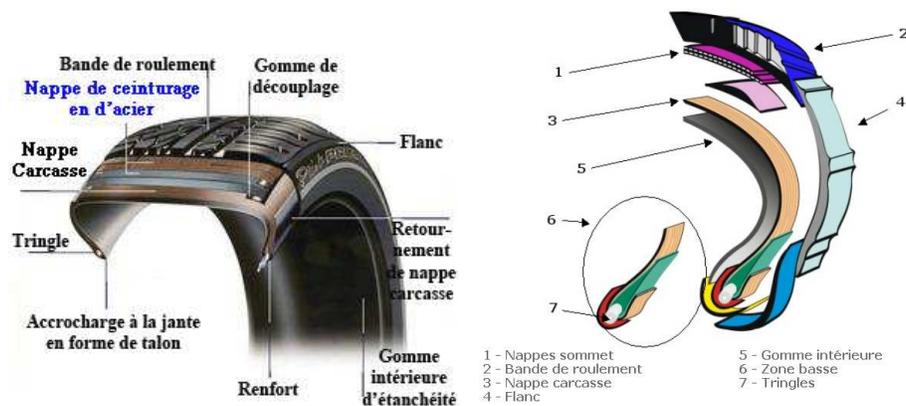


Figure I.1 Architecture d'un pneu radial

L'architecture d'un pneu radial consiste à trois zones principales. Chacun des composants a différentes fonctions dépendant de l'architecture [Niderost et al., 2000], [Mark et al., 2005], [Evans, 2002] (Figure I.1) :

- A. La zone sommet :** la bande de roulement et sa sculpture, les nappes de ceinturage en acier et la gomme de découplage.

La bande de roulement est celle qui est en contact avec le sol. Sa sculpture est construite selon l'environnement d'usage. Elle a pour fonction d'évacuer la chaleur, l'eau, la neige et la poussière. La performance d'un pneu est transférée par la sollicitation sous la bande de roulement.

Les nappes de ceinturages, les plus extérieures, sont en acier et ont pour fonction de renforcer la rigidité du pneu et résister d'éventuelles pénétrations par des projectiles externes.

La gomme de découplage se comporte comme l'amortisseur pour les nappes de ceinturages en acier.

- B. La zone flanc :** la nappe carcasse, l'épaule et le flanc.

La nappe carcasse doit à la fois maintenir la forme du pneu et contenir l'air lors d'une inflation.

L'épaule est une gomme extérieure dans la zone de transition entre la zone sommet et la zone flanc. Elle permet de diffuser la chaleur générée lors du roulement.

Le flanc se situe entre l'épaule et les tringles. Il a pour fonction de protéger la nappe carcasse.

C. La zone basse : les tringles, les accrochages à la jante et la gomme intérieure d'étanchéité.

Les tringles sont des renforts dans la partie d'accrochage à la jante. Elles sont toujours fabriquées en acier.

L'accrochage à la jante a pour protéger des endommagements lors de l'installation d'un pneu.

La gomme inférieure d'étanchéité est de protéger une fuite de l'air et de l'eau. Elle est fabriquée en caoutchouc synthétique comme butyle (BU).

I.2 Problèmes et objectif de l'étude

Dans l'industrie pneumatique, une performance de plus importante pour un pneu est la résistance à la perforation. Roulant sur une route accidentée provoque souvent des endommagements (par choc) (Figure I.2): une perforation, une déchirure dans la gomme, une séparation entre des nappes de ceinturage en acier et des fissurations [Gardner et al., 2006]. Cela entraîne une détérioration des performances d'un pneu et un risque d'éclatement. Cependant, la problématique pour analyser la performance par choc sur le pneu est toujours posée en raison:

- de la complexité d'une architecture de pneu
- du comportement des matériaux non linéaires
- de la chaleur lors de roulement ou l'hystérésis
- de la compréhension pour des mécanismes d'endommagement
- du comportement d'usage etc.



Figure I.2 Endommagement d'un pneu par choc

Afin d'étudier la dégradation d'une architecture de pneu soumis au choc, il faut :

- se focaliser sur une composante dans l'architecture de pneu qui a pour résister d'éventuelle pénétration par un projectile externe
- réaliser les comportements de la composante importante
- comprendre les mécanismes d'endommagement

La raison pour laquelle, les objectifs principaux de cette thèse sont déroulés d'abord de caractériser les propriétés mécaniques (le comportement mécanique et ses mécanismes d'endommagements) du matériau en traction monotone dans les directions principales soumis à des vitesses de déformation rapides. Ensuite, la réponse caractéristique soumise à l'impact va être réalisée par les essais d'impact par masse tombante. Les endommagements par choc seront également étudiés. Finalement, le critère de perforation sera proposé à l'aide d'une analyse sur les résultats expérimentaux.

Références Bibliographiques

- [Ersahin, 2003] Ersahin MA. (2003). Finite element analysis of cornering characteristics of rotating tires. PhD Thèse, The Middle East Technical University, 2003.
- [Evans, 2002] Evans MS. (2002). Tyre compounding for improved performance. Rapra Review Reports, Vol 12, n°8, 2002.
- [Gardner et al. 2006] Gardner JD. et Queiser BJ. (2006). The pneumatic tire. U.S. Department of Transportation National Highway Traffic Safety Administration. pp. 612-640, 2006.
- [Mark et al., 2005] Mark JE., Erman B. et Eirich FR. (2005). The science and technology of rubber. 3ème ed, Elsevier academic press, 2005.
- [Mukai et al., 2000] Mukai U. et Morii T. (2000). Comprehensive composite materials. Vol 6, pp 625-644, 2000.
- [Niderost et al., 2000] Niderost KJ. et Walters HM. (2000). Comprehensive composite materials. Vol 2, pp 77-105, 2000.

Chapitre II

Présentation du matériau de l'étude

Dans ce chapitre, nous présentons le matériau composite élastomère renforcé par des câbles en acier. On parle de "nappe de ceinturage en acier".

Sommaire

II.1	Introduction aux matériaux composites flexibles	10
II.2	Constituants	10
II.2.1	Matrice élastomère (caoutchouc)	10
II.2.1.1	Généralité et la mise en œuvre	10
II.2.1.2	Etude du comportement mécanique de l'élastomère	11
II.2.2	Renforts en acier (câbles d'acier)	14
II.2.2.1	Structuration d'un renfort	15
II.2.2.2	Procédé de la fabrication des renforts	16
II.3	Nappe de ceinturage en acier : Propriétés physiques	17
II.3.1	Détermination des propriétés physiques	17
II.3.1.1	Fraction volumique de renfort	18
II.3.1.2	Masse volumique du matériau composite	19
	Références Bibliographiques	20

II.1 Introduction aux matériaux composites flexibles

Les matériaux composites flexibles restent une catégorie à part de composites. Ils se composent d'une matrice organique liant des fibres continues unidirectionnelles. On peut citer les composites en Silicone/coton, les composites Uréthane/Epoxy et les composites à matrice élastomère renforcée par des câbles d'acier. Ce dernier type de composites trouve son application dans des domaines bien spécifiques tels que l'industrie des pneumatiques.

L'utilisation de composites souples est différente de celle des composites rigides dits haute performance. Les matériaux composites à haute performance, par exemple les composites Carbone/Epoxy, les Carbone/PA6, les Verre/Epoxy ..., trouvent une exploitation croissante dans les secteurs automobiles, aéronautiques, aérospatiales et offshores. L'explication est que ces matériaux permettent de gagner en rapport rigidité/masse volumique, résistance/masse volumique quand ils sont comparés aux matériaux métalliques plus traditionnels. Ils permettent aussi d'optimiser le dimensionnement des structures en fonction des sollicitations appliquées en jouant sur l'orientation des renforts selon les directions principales des efforts. De plus ces matériaux présentent une faible sensibilité à la fatigue et à la corrosion [Nimdum, 2009]. Les matériaux composites flexibles quant à eux restent essentiellement limités à l'industrie pneumatique, le domaine des bandes transporteuses ainsi qu'aux applications médicales. Ils sont fréquemment utilisés pour des sollicitations de grandes déformations.

D'une manière générale, les matériaux composites flexibles sont anisotropes. Leurs rigidités dans la direction des renforts sont très élevées comparées à celles dans la direction transverse ($E_{11}/E_{22} \gg 1$) et leurs modules de cisaillement sont par ailleurs assez bas. C'est la raison pour la quelle, ils sont sensibles à la réorientation des renforts lors d'une sollicitation. Par conséquent, les matériaux composites souples présentent des non-linéarités géométriques lors de la réorientation des renforts et un comportement non linéaire quand la partie matricielle l'emporte. C'est la raison pour laquelle les théories conventionnelles adoptées pour les matériaux composites préconisant l'hypothèse des petites déformations ne sont plus valables pour les composites souples. Cela pose toujours des difficultés et augmente la complexité de l'analyse du comportement de ces matériaux [Luo et al., 1988], [Cembrola et al. 1985].

II.2 Constituants

Le comportement d'un matériau composite est largement lié au choix des constituants fibres et matrice, à l'orientation des renforts dans la structure et à leur direction selon les efforts appliqués. Les renforts apportent aux matériaux composites leur performance mécanique élevée tandis que la matrice protège les renforts et transmet aux renforts les sollicitations mécaniques.

II.2.1 Matrice élastomère (caoutchouc)

II.2.1.1 Généralité et la mise en œuvre

Dans cette étude, la matrice du matériau composite étudié est un élastomère issu de la famille des polymères. Cet élastomère est constitué d'un ensemble de longues chaînes macromoléculaires avec des points de réticulation, des enchevêtrements ou des liaisons polaires, qui forment un réseau (Figure II.1). Ces longues chaînes sont à l'origine de plusieurs maillons du cis-1,4-polyisoprène représenté sur la Figure II.2. Pour un pneu de poids lourd traditionnel, la composition de la matrice élastomère résulte soit d'un mélange de 80% de

caoutchouc naturel (NR) et 20% du caoutchouc butyle (BR) et de caoutchouc styrène-butadiène (SBR), soit 100% NR. De plus, la matrice élastomère est renforcée de noir de carbone ou de silice afin d'améliorer son comportement. On ajoute également des additifs tels que le soufre, le peroxyde au tant qu'accélérateurs, l'antioxygène et l'antioxydant comme agents de protection, l'huile comme plastifiant et enfin des colorants pour la couleur.

Notons que la qualité et les caractéristiques d'un élastomère dépendent de nombreux paramètres. Parmi ces paramètres, la formulation (matrice, charge et additifs) et le procédé figurent parmi les plus importants. Deux élastomères ayant la même formulation peuvent avoir des propriétés différentes (physiques et mécaniques) si les procédés de la fabrication ne sont pas identiques. De même, les propriétés des élastomères peuvent différer si les constituants sont différents malgré des procédés de fabrication identiques.

De manière générale, la fabrication d'un élastomère suit les étapes suivantes:

- le mélange des constituants, par exemple le caoutchouc, les charges (noir de carbone, silice), les additifs (huile, agent de vulcanisation, couleur etc.) dans un mélangeur interne ;
- la mise en forme par le calandrage, l'injection ou l'extrusion ;
- l'échauffement du mélange à une température donnée, l'application d'une pression pendant un temps donné afin de réticuler l'élastomère.

La température, la pression et le temps sont déterminés par des mesures rhéométriques qui représentent la densité de réticulation en fonction du temps de vulcanisation pour une pression et une température donnée. En général, la réticulation est réalisée à une température avoisinant les 150°C pendant quelques dizaines de minutes. Ensuite elle est prolongée par une post-cuisson de plusieurs heures entre 15 °C et 20°C.

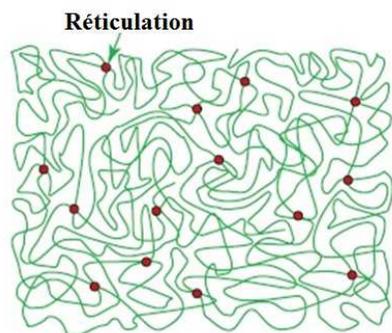


Figure II.1 Représentation schématique d'un élastomère [Ashby et al., 2007]

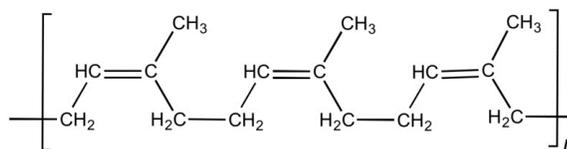


Figure II.2 Le cis-1,4-polyisoprène

II.2.1.2 Etude du comportement mécanique de l'élastomère

Comme nous l'avons indiqué, l'élastomère est constitué d'un ensemble de longues chaînes macromoléculaires. Son comportement est très compliqué. Lors de sollicitations mécaniques, son comportement présente des non-linéarités dues à la dépendance du temps, la plasticité et l'endommagement.

A. Non-linéarité

De manière générale, le module de l'élastomère est directement lié à l'enchevêtrement des chaînes (liaisons physiques) et à leur réticulation (liaisons chimiques). Le comportement mécanique de l'élastomère présente une relation contrainte-déformation non linéaire, très sujet à de grandes déformations en cours de sollicitation. Ce type de comportements est souvent décrit par des modèles hyperélastiques. Notons que nous pouvons scinder le comportement mécanique de l'élastomère en trois phases lors d'une sollicitation de traction monotone (Figure II.3). La première phase (quelques % en déformation) présente une relation contrainte-déformation plutôt linéaire avec légère augmentation du module. Lors de cette mise en charge, les zones enchevêtrées et désordonnées s'adaptent en un réseau plus régulier. Les chaînes ont besoin d'énergie pour cette mise en place du réseau. Ensuite, pendant la phase 2, on observe un adoucissement du module, le module tangent baisse un peu par rapport au module initial. Dans cette étape, les chaînes s'accommodent avec la sollicitation afin de minimiser l'énergie de déformation. Lorsque le réseau devient régulier, les chaînes sont denses et il faut davantage d'énergie pour allonger les chaînes. A ce stade, la rigidité de l'élastomère devient importante (Phase 3).

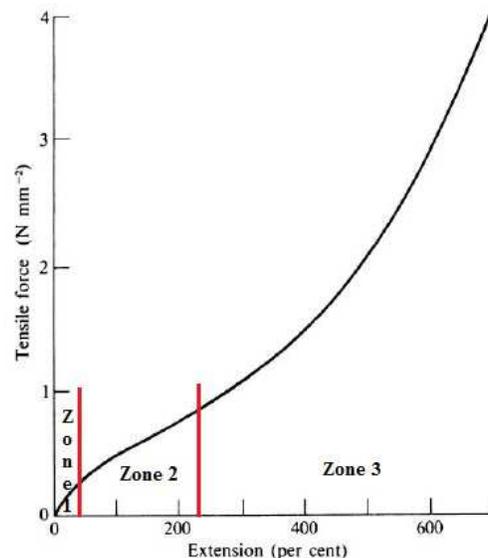


Figure II.3 Courbe charge-déplacement pour un élastomère [Treloar, 2005]

B. Dépendance du temps

Le comportement mécanique de l'élastomère est fortement dépendant du temps. Selon les analyses expérimentales, on note l'influence de trois phénomènes:

- L'influence de la vitesse de déformation
- La relaxation et le fluage
- L'hystérésis

Pour une traction monotone, l'augmentation de la vitesse de déformation conduit à une contrainte plus élevée pour une même déformation. Cette influence est clairement visible sur la Figure II.4 [Hoo Fatt et al., 2004]. Avec l'augmentation de vitesse de déformation, la contrainte à rupture augmente dans la zone 1. Tandis que pour la zone 2, la contrainte à rupture reste constante alors qu'elle tend à diminuer dans la zone 3.

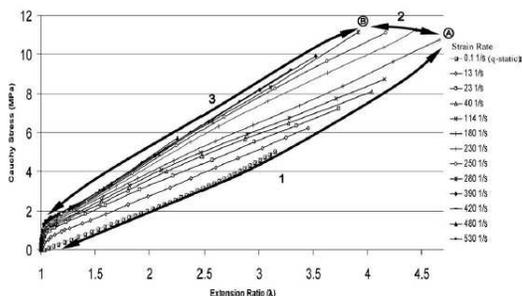


Figure II.4 Influence de vitesse de déformation sur l'élastomère [Hoo Fatt et al., 2004]

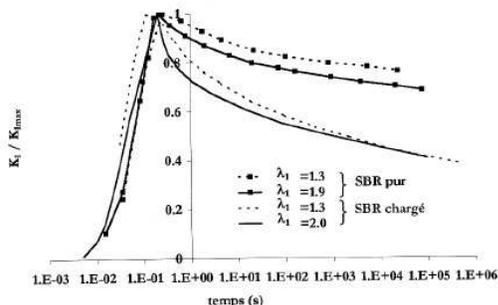


Figure II.5 Relaxation du SBR chargé de silice et du SBR pur pour différents niveaux de déformations [Robisson, 2000]

L'essai de relaxation ou de fluage sont deux essais servant à caractériser la viscosité de l'élastomère. Ils permettent d'étudier l'effet du temps sur le comportement. Pour l'essai de relaxation, une éprouvette est sollicitée à déformation constante. La contrainte diminue avec le temps (Figure II.5). L'essai de fluage correspond à un régime de déformation lente sous charge constante. La déformation augmente avec le temps.

L'autre phénomène dépendant aussi du temps, est un échauffement des matériaux se traduisant par une hystérésis observable lors des chargements de charge-décharge. Ce phénomène irréversible est associé à une dissipation d'énergie. Cette dissipation d'énergie par chaleur est représentée par l'aire sous la courbe contrainte conventionnelle en fonction de la déformation conventionnelle (Figure II.6). Pour un élastomère, l'énergie dissipée est faible pour des déformations inférieures à 100%. Au delà de cette déformation, l'énergie dissipée devient plus importante. Notons que cette forte dissipation est associée à une cristallisation sous déformation [Saintier, 2001].

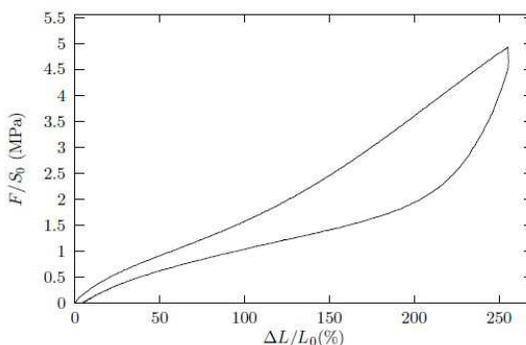


Figure II.6 Courbe charge-décharge en traction [Saintier, 2001]

C. Plasticité

Si l'élastomère est sollicité en traction par une charge-décharge jusqu'à la charge nulle, on note la présence d'une déformation résiduelle. Une partie de cette déformation, due à la viscosité, est recouverte avec le temps de manière plus où moins lente avec le temps. Cette dernière est qualifiée de « déformation viscoélastique ». Le restant qui représente la partie des déformations irréversibles (par exemple la rupture des chaînes), est appelée « déformation plastique » [Vincent, 2011].

D. Endommagement (Effet Mullins)

De manière générale un élastomère soumis à un chargement cyclique présente un effet Mullins (Figure II.7). Cet effet tend à diminuer de la rigidité de l'élastomère après le premier cycle à cause d'un endommagement microscopique. Cependant cet effet s'estompe après quelques cycles du chargement. Cependant dès que le niveau de déformation maximale augmente, on retrouve ce phénomène.

D'un point microscopique, la cinétique d'endommagement par effet Mullins lors d'un chargement cyclique, est décrite de la manière suivante:

- Lors du premier cycle, l'ensemble des chaînes sollicité en traction pour un niveau de déformation donné induit la rupture de certaines des chaînes ;
- Au deuxième cycle, on observe un cumul progressif des chaînes qui tend à diminuer la contrainte maximale par rapport à celle du premier cycle pour un même niveau de déformation ;
- Pour les cycles suivant, toujours pour un même niveau de déformation, l'augmentation des ruptures de chaînes devient de plus en plus faible jusqu'à atteindre un niveau de saturation. La diminution de la contrainte devient alors quasi-nulle.

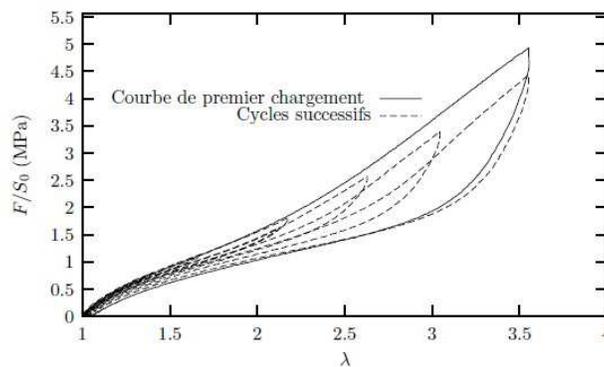


Figure II.7 Effet Mullins [Robisson, 2000]

Notons que si on augmente à nouveau le chargement appliqué, l'effet Mullins reprend, entraînant la rupture des chaînes les plus instables.

II.2.2 Renforts en acier (câbles d'acier)

Les renforts en acier ou les câbles d'acier sont constitués d'un ensemble de torons torsadés. De manière identique, chaque toron est fabriqué en enroulant ensemble de petites fibres d'aciers (Figure II.8). Dans le cadre de cette thèse, nous étudions deux types de renforts en acier donnant de ce fait des structures différentes.

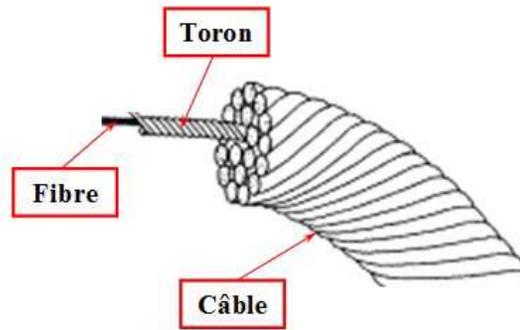


Figure II.8 Structuration d'un renfort

II.2.2.1 Structuration d'un renfort

Si on considère l'architecture des renforts, on peut noter trois catégories (Figure II.9). La première, la plus simple appelée câble monocouche ou 1+6. Elle se compose d'une couche d'éléments torsadant (6 fibres torsadés) autour d'une fibre droite centrale (Figure II.9(a)). La deuxième catégorie (Figure II.9(b)), est celle des câbles multicouches. Cette catégorie est formée de plusieurs couches mais chaque couche se compose d'un nombre différent de fibres (même diamètre de fibre). Notons que chaque couche est enroulée selon différentes hélices (rayon). La dernière catégorie est celle des câbles multi-torons. Elle se compose de plusieurs torons de base de la première catégorie (Figure II.9(c)).

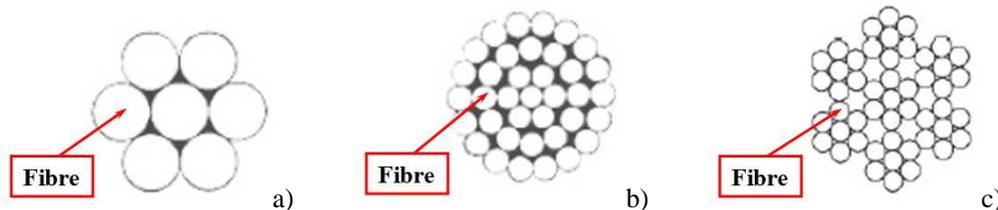


Figure II.9 Catégorie des constructions de renforts : a) Monocouche, b) Multicouche, c) Multitoron [Ghoreishi, 2005]

Concernant les propriétés mécaniques, le rapport entre le nombre de torsades et leur longueur reste le paramètre majeur influant sur les propriétés mécaniques du renfort en acier [Niderost et al., 2000]. D'une manière générale, l'augmentation de nombre de torsade va de paire avec l'augmentation de la déformation à rupture, de la résistance en compression ainsi que la durée de vie en fatigue. La contrainte à rupture échappe à cette augmentation.

Afin d'identifier la structure d'un renfort, on définit la formule générale pour décrire la construction d'un renfort de la façon suivante:

$$GT-1\{(NxF)xD\}+ GT-2\{(NxF)xD\} + GT-3\{(NxF)xD\}+...+ GT-n\{(NxF)xD\}$$

où les paramètres N, F et D correspondent respectivement au nombre de torons, au nombre de fibres et au diamètre des fibres. Le terme GT-1 correspond au groupe de torons situé le plus à l'intérieur du câble tandis que le terme GT-n correspond au groupe le plus extérieur au câble.

Notons que si les termes N ou F sont égaux à 1, ils peuvent disparaître de la formule. Si le diamètre D est la même valeur, on peut mettre ce terme en facteur dans la formule (Figure II.10).

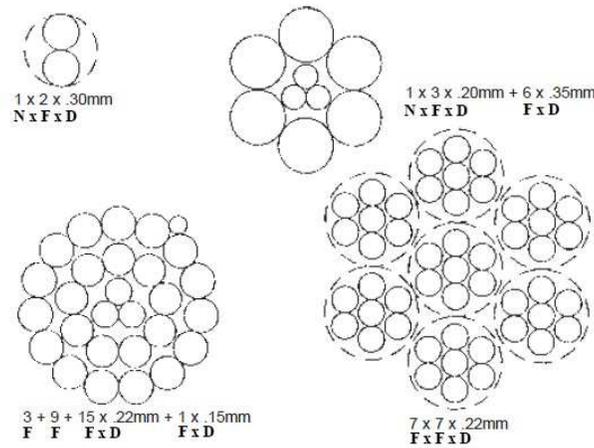


Figure II.10 Section d'un renfort

Structuration des renforts d'acier étudiés (Tableau II.1)

Type d'éprouvettes	Type A	Type B
Nombre de fibres d'acier	9	18
Construction de renforts	(2+7) x 0,35 mm	0,2 mm + (6+12) x 0,18 mm
Diamètre des renforts	1,29 mm	0,89 mm

Tableau II.1 Structuration des renforts étudiés

II.2.2.2 Procédé de la fabrication des renforts

Comme nous l'avons indiqué précédemment, les renforts ou les câbles sont fabriqués par assemblage d'un grand nombre de fibres. La figure II.11 illustre de manière schématique le procédé de fabrication d'un renfort qui commence par le décorticage de l'enveloppe de fibre d'acier ou tige d'acier. Ensuite le tréfilage est effectué par l'extrusion à sec. Ces techniques aboutissent à l'écroutissage ou à la plasticité des matériaux de fait des dislocations occasionnées dans les structures cristallines. Afin d'améliorer cette sa plasticité, un traitement thermique s'avère nécessaire et très important afin d'éliminer ou de réarranger les défauts dans les structures cristallines. Après avoir procédé au traitement thermique, la fibre d'acier est recouverte de laiton par électrolyse afin que les renforts d'acier adhèrent au mieux lors de leur intégration dans la matrice élastomère. Une fois de plus la fibre d'acier est tréfilée et lubrifiée afin de maintenir à la fois un bon état de surface et le bon diamètre final. La fibre d'acier est enroulée sous forme de bobines. L'étape finale consiste à regrouper les fibres en plusieurs bobines qui sont torsadées ensemble.

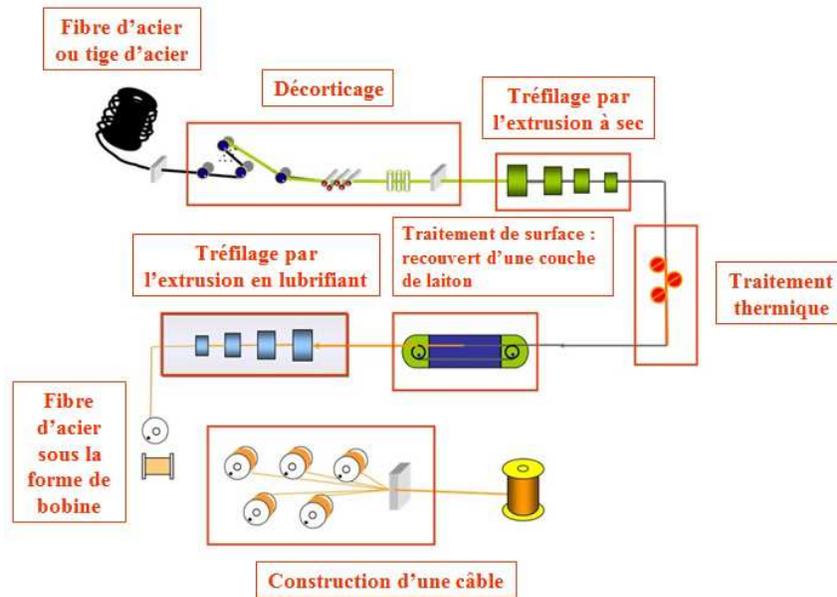


Figure II.11 Diagramme schématique du procédé de fabrication des renforts

II.3 Nappe de ceinturage en acier : Propriétés physiques

Cette partie présente les nappes de ceinturage en acier. Leur fonction consiste à renforcer la rigidité du pneu et à résister à d'éventuelles pénétrations par des projectiles extérieurs. Les nappes de ceinturage en acier se composent d'une matrice élastomère renforcée de renforts d'acier unidirectionnels. Deux types de nappes de ceinturage ont été étudiés. Les deux sont composées du même élastomère mais renforcés par des renforts en acier de différents diamètres. Ces ceinturages sont mis en œuvre par calandrage à chaud des renforts en acier et de la matrice élastomère.

Avant fabrication de ces nappes par calandrage, les renforts en acier doivent être séchés pour empêcher l'humidité de provoquer une mauvaise adhérence. Pendant le calandrage, les renforts sont recouverts de matrice élastomère qui vient s'ajouter en continue de part et d'autre des câbles d'acier. Durant ce procédé, le maintien du bon niveau de température joue un rôle important pour la vulcanisation de la matrice élastomère. Un système du refroidissement est utilisé à cette fin, afin de bien contrôler la température. Notons que cette température de maintien dépend de chaque type de formulation des pneus.

Dans cette étude, on nomme par la suite les matériaux composites étudiés Type A et Type B selon que les nappes de ceinturage sont renforcées de gros ou de petits renforts en acier. La construction de ces deux types de renforts est explicitée dans le tableau II.1.

II.3.1 Détermination des propriétés physiques

Le mélange entre les deux constituants, l'arrangement des renforts dans la matrice élastomère ainsi que la fraction volumique de renforts, influent sur les propriétés mécaniques. Pour cette raison il est impératif de déterminer précisément la fraction volumique de renforts. La masse volumique du composite en découle.

II.3.1.1 Fraction volumique de renfort

L'analyse d'image est une technique très utile pour déterminer la fraction volumique des constituants en particulier celle des renforts. On peut ainsi rendre compte précisément des dimensions des torsades des renforts d'acier au sein des éprouvettes.

Dans cette étude, l'analyse d'image a été analysée par le program "MICROMORPH" qui a été développé au centre de morphologie mathématique, Mines-ParisTech. Ce program permet de compter des pixels blancs sur l'ensemble de photos.

D'abord, on doit modifier la photo couleur en une photo noire et blanc (Figure II.12). La taille de photos doit être identique pour contrôler les pixels des images. On peut donc déterminer la fraction volumique de renfort d'acier par l'expression (II.1). Notons que la précision de cette technique dépend de la netteté de l'image au niveau des zones d'interface et de la section de renforts.

$$v_c = \frac{\text{pixels blancs}}{\text{pixels totaux}} \quad (\text{II.1})$$

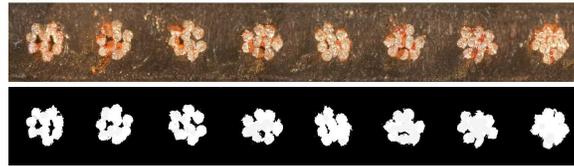


Figure II.12 Analyse d'image par MICROMORPH [Oumarou, 2012]

En raison de la légère dispersion d'arrangement des câbles, l'espacement entre des renforts d'acier a donc été déterminé en moyenne par la fraction volumique de renfort d'acier en utilisant l'expression suivante :

$$l = \frac{\pi d^2}{4h v_c} \quad (\text{II.2})$$

où l , d , h , v_c sont l'espacement entre les renforts d'acier, le diamètre d'un renfort, l'épaisseur de nappe de ceinturage et la fraction volumique de renfort respectivement.

Finalement, le récapitulatif des paramètres décrivant l'architecture des matériaux étudiés, est celui du tableau II.2.

Type d'éprouvettes	Type A	Type B
Diamètre d'un renfort (mm)	1,29	0,89
Espacement entre des renforts (mm)	2,72	1,33
Fraction volumique de renfort (%)	18	20
Epaisseur (mm)	2,67	2,34

Tableau II.2 Architecture des matériaux étudiés

II.3.1.2 Masse volumique du matériau composite

Après avoir déterminé la fraction volumique, nous avons établi une moyenne de la masse volumique de la nappe à partir des résultats de pyrolyse. Des échantillons ont été découpés dans plusieurs zones sur une nappe de ceinturage en acier. Ces échantillons sont pesés avant et après pyrolyse. Pour cela ils sont passés dans un four à 500 C° (Figure II.13) jusqu'à la disparition de toute matrice élastomère (Figure II.14).



Figure II.13 Four à haute température



Figure II.14 Eprouvettes avant et après brûlées

Moyennant le poids des renforts en acier, celui de la matrice par la différence entre le composite et les renforts, le volume de la nappe de ceinturage en acier par la mesure de sa dimension, la masse volumique de la nappe de ceinturage en acier et la masse de la matrice élastomère sont déterminés à partir des formules suivantes :

$$P_m = P_{comp} - P_c \quad (II.3) \quad \bar{P}_c = \frac{P_c}{P_{comp}} \quad (II.4)$$

$$\bar{P}_m = \frac{P_m}{P_{comp}} \quad (II.5) \quad \rho_{comp} = \frac{\rho_c}{P_c} v_c \quad (II.6)$$

$$\rho_c = \frac{P_c}{v_c} \quad (II.7) \quad \rho_m = \frac{\bar{P}_m}{\left(\frac{1}{\rho_{comp}} - \bar{P}_c \right)} \quad (II.8)$$

où P_{comp} , P_c et P_m sont les poids de la nappe de ceinturage en acier, du renfort d'acier et de la matrice élastomère respectivement tandis que ρ_{comp} , ρ_c et ρ_m sont la masse volumique de la nappe de ceinturage en acier, la masse volumique du renfort d'acier et la masse volumique de la matrice élastomère respectivement. Egalement, v_c est la fraction volumique de renfort d'acier obtenue par l'analyse d'image et V_c est le volume de la nappe de ceinturage en acier.

Finalement, on peut déterminer les masses volumiques du matériau composite, des renforts d'acier et de la matrice élastomère (tableau II.3).

Matériaux	Masse volumique (kg/m ³)	
	Type A	TypeB
Renfort d'acier (ρ_c)	7763,12	7662,32
Matrice élastomère (ρ_m)	1696,98 ± 116,69	1928,57 ± 32,93
Nappe de ceinturage en acier (ρ_{comp})	2788,89 ± 95,69	3075,32 ± 26,35

Tableau II.3 Masses volumiques des matériaux étudiés

Références Bibliographiques

- [Ashby et al., 2007] Ashby M, Shercliff H, Cebon D. Materials engineering, science, processing and design. 1ère ed, Elsevier academic press, 2007.
- [Cembrola et al., 1988] Cembrola RJ, Dudek TJ. Cord/rubber material properties*. Rubber Chemistry and Technology, Vol 58, pp 830-856, 1985.
- [Ghoreishi, 2005] Ghoreishi SR. Modélisation analytique et caractérisation expérimentale du comportement de câbles synthétique. PhD Thèse, Ecole Central de Nantes et Université de Nantes, 2005.
- [Hoo Fatt et al., 2004] Hoo Fatt MS, Bekar I. Finite deformation and nonlinear elastic behavior of flexible composites. Journal of Materials Science, Vol 39, pp 6885-6899, 2004.
- [Luo et al., 1988] Luo SY, Chou TW. Finite deformation and nonlinear elastic behavior of flexible composites. Journal of Applied Mechanics, Vol 55, pp 149-155, 1988.
- [Niderost et al., 2000] Niderost KJ, Walters HM. Comprehensive composite materials. Vol 2, pp 77-105, 2000.
- [Nimdum, 2009] Nimdum P. Dimensionnement en fatigue des structures ferroviaires en composites épais. PhD Thèse, Mines-ParisTech, 2009.
- [Oumarou, 2012] Oumarou M. Approche probabiliste du comportement à long terme des assemblages structuraux réalisés en composites thermoplastiques. PhD Thèse, Mines-ParisTech, 2012.
- [Robisson, 2000] Robisson A. Comportement visco-hyperélastique endommageable d'élastomères SBR et PU : prévision de la durée de vie en fatigue. PhD Thèse, Mines-ParisTech, 2000.
- [Saintier, 2001] Saintier N. Fatigue multiaxiale dans un élastomère de type NR chargé : mécanismes d'endommagement et critère local d'amorçage de fissure. PhD Thèse, Mines-ParisTech, 2001.
- [Treloar, 2005] Treloar LRG. The physics of rubber elasticity. 3ère ed, Oxford university press, 2005.
- [Vincent, 2011] Vincent F. Du modèle matériau à la mécanique des systèmes : étude dynamique d'une liaison souple en silicone chargé de silice. PhD Thèse, Mines-ParisTech, 2011.

PARTIE B

Comportement sous des vitesses de déformations rapides

Chapitre III

Analyse expérimentale

sous des tractions à grandes vitesses

Dans ce chapitre, nous présentons la méthode expérimentale servant à caractériser le comportement des nappes de ceinturage en acier selon leurs symétries matérielles et sous des tractions monotones à grandes vitesses. On s'intéressera plus particulièrement à l'endommagement, à l'effet de la vitesse de déformation et aux modes de rupture.

Sommaire

III.1 Synthèse bibliographique	23
III.1.1 Techniques expérimentales utilisées	23
III.1.2 Echelles des matériaux composites	25
III.1.3 Comportement mécanique des plis unidirectionnels	26
III.1.3.1 Modules de l'ingénieur	26
III.1.3.2 Modules d'élasticité hors axes	27
III.1.4 Endommagements et mécanismes de rupture	28
III.2 Méthode expérimentale	30
III.2.1 Essais réalisés et objectifs	30
III.2.2 Description du dispositif expérimental	30
III.2.2.1 Machine de traction grande vitesse (TGV)	30
III.2.2.2 Mors auto-serrant	31
III.2.3 Moyens d'essais	32
III.2.3.1 Moyens d'observation par caméra optique	32
III.2.3.2 Moyens d'observation par caméra infrarouge	34
III.2.4 Eprouvette de caractérisation	34
III.3 Résultats expérimentaux	35
III.3.1 Caractérisation des renforts d'acier	35
III.3.2 Caractérisation hors axes à 45° des nappes d'acier	38
III.3.3 Caractérisation des nappes d'acier selon la direction transverse	41
III.4 Observation d'endommagement	42
III.4.1 Observation d'endommagement au bord libre des éprouvettes : Pli 90°	42
III.4.2 Observation des champs de température	44
III.5 Effet de la vitesse de déformation	45
III.6 Modes de rupture	49
Références Bibliographiques	50

III.1 Synthèse bibliographique

Cette partie bibliographique introduit les différents moyens d'analyses ainsi que les notions importantes quant à l'étude des matériaux composites. Cela concerne autant les techniques expérimentales que les matériaux à leurs différentes échelles. On verra ainsi le comportement mécanique de ces matériaux selon leurs axes de symétrie et en dehors de ces axes, leurs endommagements ainsi que leurs mécanismes de rupture.

III.1.1 Techniques expérimentales utilisées

D'une manière générale, plusieurs techniques expérimentales sont disponibles afin de caractériser les propriétés mécaniques des matériaux soumis à des vitesses rapides. Cela dépend alors de la gamme de vitesse de déformation « subie » lors de l'application visée sur pièces structurales. Chaque technique a ses avantages et ses inconvénients. Selon la vitesse de déformation on peut globalement distinguer deux familles : les essais quasi-statiques et les essais dynamiques. Les essais quasi-statiques correspondent à des vitesses lentes ($\dot{\epsilon} \approx 10^{-5} - 10^1 \text{ s}^{-1}$) pour lesquelles les champs de contraintes-déformations restent en équilibre au cours du chargement. Par contre pour les vitesses de déformations rapides, pour lesquelles le temps de sollicitation est beaucoup plus réduit, les champs de contraintes-déformations ne sont plus stables en raison des effets d'inertie. La propagation d'ondes élasto-plastiques entraîne la perturbation de ces champs qui deviennent alors dépendant du temps de sollicitation. C'est la raison pour laquelle il est nécessaire de prendre en compte les effets de vitesses dans les simulations numériques quand l'application visée et les vitesses de sollicitation le nécessitent. On notera que bien souvent le comportement des matériaux n'est caractérisé que sous des sollicitations quasi-statiques en supposant les effets d'inertie négligeables. Dans ce contexte, les champs de contraintes ou de déformations restent homogènes en cours de sollicitation.

La figure III.1 explicite en fonction des différentes techniques de chargement et des vitesses de déformation appliquées, les phénomènes physiques susceptibles de se produire lors d'un essai.

Notons que le choix de ces techniques et par conséquent les phénomènes physiques associés, vont largement influencer sur les modes de ruine de la structure. Inversement on choisira le type d'essai pour caractériser le bon phénomène de ruine. Par exemple, un réservoir de stockage pour l'application automobile soumis à une pression constante sera davantage sollicité en statique à charge constante. L'essai de fluage sera alors considéré comme étant le bon essai pour caractériser des fuites sous charges constantes. Un autre exemple pourrait être une armoire pour application militaire, vouée à des sollicitations de chocs, sera davantage sollicitée par des essais visant à connaître le comportement dans une large gamme de vitesses de déformations.

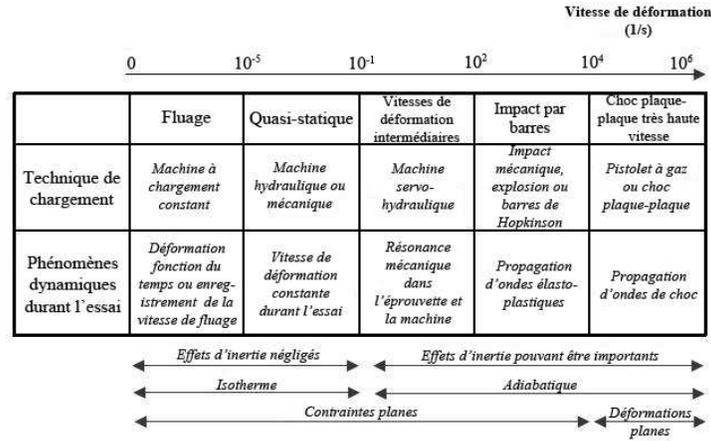


Figure III.1 Gamme de vitesses de déformation et techniques expérimentales [Bonnet, 2005]

Dans cette étude, nous étudierons le comportement des matériaux pour une gamme de vitesses de déformation d'environ $\dot{\epsilon} \approx 10^{-3} - 10^2 \text{ s}^{-1}$ correspondant à des sollicitations quasi-statiques ou intermédiaire avec des sollicitations dynamiques. Pour cette raison, la meilleure technique correspondant à cette gamme de vitesse, est souvent l'essai de traction à grande vitesse sur machine hydraulique, soit la traction grande vitesse avec les barres de Hopkinson (Figure III.2).

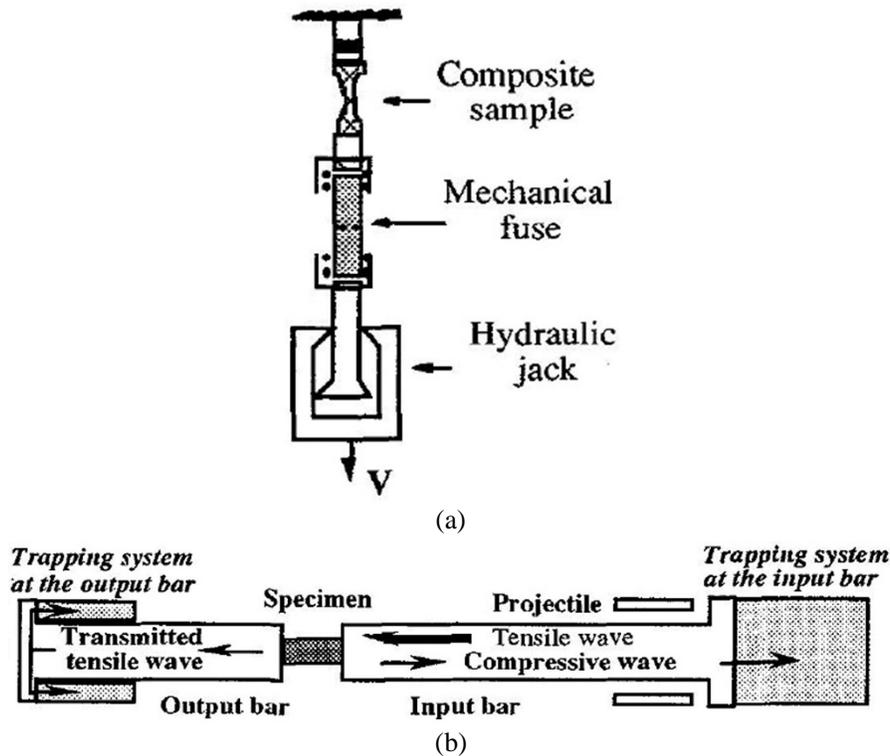


Figure III.2 Techniques de chargement à vitesses rapides : (a) Machine de traction hydraulique, (b) Barres de Hopkinson [Delaet et al., 1994]

La capacité en vitesses de déformation de la machine servo-hydraulique (partie III.2.2.1) du Centre des matériaux correspond à celle des barres de Hopkinson ($\dot{\epsilon} \approx 300 \text{ s}^{-1}$).

Dans cette étude, cette machine de traction grande vitesse sera le moyen utilisé. Les essais seront ainsi réalisés au Centre des Matériaux de l'Ecole des Mines.

Selon les études précédentes, la caractérisation des matériaux composites hautes performances soumis à des grandes vitesses de déformations : composites verre/époxy, verre/polyamide 6, verre/polypropylène ou même carbone/époxy, a été largement effectuée sur machine hydraulique [Shokrieh et al., 2009], [Todo et al., 2000], [Fitoussi et al., 2005], [Bonnet et al., 2004]. Ces auteurs se sont intéressés à l'étude des mécanismes d'endommagements en observant les faciès de rupture soit au microscope optique soit au microscope à balayage (MEB). Ils ont également étudié l'effet de la vitesse de déformation sur les propriétés mécaniques en traction : rigidités, contraintes et déformations à rupture, énergie absorbée. Ces études montrent que les propriétés mécaniques dépendent de la vitesse de déformation. Le module devenant plus rigide avec l'augmentation de cette vitesse.

Cependant les matériaux composites flexibles tels que les nôtres restent mal connus dans le domaine dynamique. La plupart des études restent focalisées sur le comportement et la rupture sous sollicitations statiques et selon différentes orientations de fibres [Luo et al., 1988], [Peel et al., 2001], [Cembrola et al., 1988]. Si on regarde les études précédentes, les composites élastomères renforcés de renforts d'acier sont peu ou pas encore étudiés en termes de comportement sous sollicitations à vitesses rapides.

III.1.2 Echelles des matériaux composites

D'une manière générale, les matériaux composites peuvent être analysés selon trois échelles dépendantes de l'arrangement géométrique des constituants (Figure III.3).

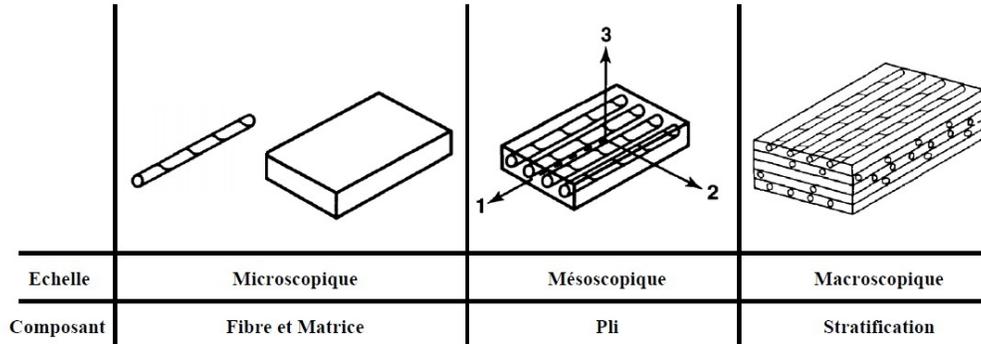


Figure III.3 Echelle des matériaux composites [Jones, 1999]

- L'échelle microscopique considère l'élément le plus fin d'un matériau hétérogène. Pour les composites, cette échelle rend compte des constituants fibres et matrice au sein du matériau. C'est cette échelle qui conduit aux analyses locales des concentrations de contraintes et de déformations et qui permet ainsi d'améliorer les propriétés matériaux.
- L'échelle mésoscopique considère chaque pli d'une stratification comme étant homogène. Cette échelle ne voit plus les fibres et la matrice au sein du matériau. Il est important de faire un dimensionnement de structure à cette échelle. Les concentrations de contraintes entre des plis peuvent être prises en compte.
- L'échelle macroscopique considère la structure entière comme homogène sans discernement de l'empilement des plis ou des séquences.

D'un point de vue numérique, on peut passer des échelles micro à méso par la définition d'un Volume Élémentaire Représentatif (VER). Par volume élémentaire représentatif, entendons un volume dont les dimensions sont suffisamment importantes comparées à celles des hétérogénéités. Ce volume doit être statistiquement représentatif de la microstructure à l'échelle de travail. Dans ce qui suit, nous choisissons de travailler aux échelles micro-mésoscopique pour réaliser les analyses expérimentales. En raison des tailles respectives des différents constituants, la description du VER requiert une attention particulière pour les matériaux composites étudiés.

Pour ce composite, on notera que le renfort d'acier n'a pas la même signification que la fibre à l'échelle microscopique des matériaux composites plus traditionnels. Dans notre cas le renfort représente déjà une structure constituée d'un ensemble de torons. De plus, le comportement de la matrice élastomère est également complexe. C'est la raison pour laquelle l'analyse expérimentale et/ou numérique de notre matériau demeure très compliquée.

III.1.3 Comportement mécanique des plis unidirectionnels

Si on considère un matériau composite à l'échelle mésoscopique, le pli devient homogène. Nous associons au matériau un repère orthonormé de référence (global) $(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z})$ ou (x, y, z) . Les directions principales définies par les vecteurs \bar{x} et \bar{y} correspondent respectivement à la direction de renfort et la direction transverse. Le vecteur \bar{z} orthogonal au plan \bar{x} et \bar{y} définit la direction principale coïncidant avec celle de l'épaisseur. Nous définissons ensuite un repère local $(\bar{e}_1, \bar{e}_2, \bar{e}_3)$ ou (1,2,3) associé à chacun des plis du stratifié. Nous posons également $\theta = (\bar{x}, \bar{e}_1)$. La direction qui est définie par le vecteur \bar{e}_1 est celle de la direction de renfort. La direction définie par le vecteur \bar{e}_3 est orthogonale au plan moyen. La figure III.4 représente cette notion de repère global/local.

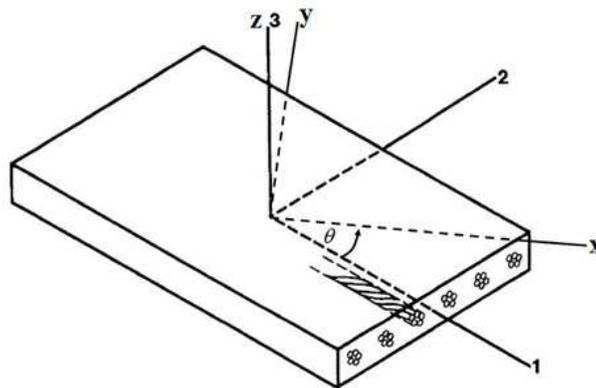


Figure III.4 Système d'axes pour un pli composite

III.1.3.1 Modules de l'ingénieur

Le comportement élastique orthotrope est caractérisé par 9 coefficients indépendants qui sont ceux de la relation (III.1). Si on adopte les notations de Voigt, la relation contrainte déformation s'écrit :

$$\sigma = C\varepsilon$$

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{31} \\ 2\varepsilon_{12} \end{bmatrix} \quad (\text{III.1})$$

Afin d'obtenir les modules conventionnels, nous allons inverser cette matrice de rigidité. Nous obtenons alors la matrice de souplesse de la relation (III.2) et les modules conventionnels de la relation (III.3). Ces modules conventionnels sont constitués de 3 modules d'élasticité: E_1 , E_2 , E_3 , 3 modules de cisaillement: G_{12} , G_{13} , G_{23} et 3 coefficients de Poisson: ν_{12} , ν_{13} , ν_{23} .

$$\varepsilon = S\sigma \Rightarrow S = C^{-1}$$

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{31} \\ 2\varepsilon_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (\text{III.2})$$

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{31} \\ 2\varepsilon_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{13}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (\text{III.3})$$

III.1.3.2 Modules d'élasticité hors axes

La partie précédente présentait le comportement lors de sollicitations selon les directions principales des renforts (1, 2, 3). Quand nous tournons ces sollicitations d'un angle θ , les modules d'élasticité changent car la direction des renforts est désorientée par rapport à celle des sollicitations. Le système d'axes passe d'un référentiel lié aux symétries matérielles du matériau dit axes propres (1, 2, 3) à un référentiel dit de référence (x, y, z) qui correspond bien souvent à celui de la structure (Figure III.4).

Le passage d'un référentiel à l'autre, rotation d'un angle θ , aboutit à un changement de la matrice de rigidité C et de la matrice de souplesse S en raison du changement de base:

(1, 2, 3) → (x, y, z). La matrice de rigidité C' et la matrice de souplesse S' exprimées dans la base (x, y, z) s'écrivent sous la forme (III.4).

$$A = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & 0 & 0 & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{23} & 0 & 0 & A_{26} \\ A_{13} & A_{23} & A_{33} & 0 & 0 & A_{36} \\ 0 & 0 & 0 & A_{44} & A_{45} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & A_{45} & A_{55} & 0 \\ A_{16} & A_{26} & A_{36} & 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix} \quad (III.4)$$

La matrice A_{ij} correspond soit à la matrice C'_{ij} soit à S'_{ij} . La matrice de changement de base T qui tourne autour de l'axe-3, s'écrit sous la forme suivante (III.5) :

$$T = \begin{bmatrix} \cos^2\theta & \sin^2\theta & 0 & 0 & 0 & 2\sin\theta\cos\theta \\ \sin^2\theta & \cos^2\theta & 0 & 0 & 0 & -2\sin\theta\cos\theta \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos\theta & -\sin\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin\theta & \cos\theta & 0 \\ \sin\theta\cos\theta & -\sin\theta\cos\theta & 0 & 0 & 0 & \cos^2\theta - \sin^2\theta \end{bmatrix} \quad (III.5)$$

D'où, l'expression de la transformation et l'écriture des matrices de rigidité et de souplesse dans la repère de référence (x, y, z) :

$$C' = TCT^T \quad (III.6)$$

$$S' = T^{-T}ST^{-1} \quad (III.7)$$

La variation du module d'Young E_x peut être déterminée par :

$$S'_{11} = S_{11}\cos^4\theta + S_{22}\sin^4\theta + (2S_{12} + S_{66})\sin^2\theta\cos^2\theta \quad (III.8)$$

On obtient ainsi la relation pour le module d'élasticité E_x :

$$\frac{1}{E_x} = \frac{1}{E_1}\cos^4\theta + \frac{1}{E_2}\sin^4\theta + \left(\frac{1}{G_{12}} - 2\frac{\nu_{12}}{E_1}\right)\sin^2\theta\cos^2\theta \quad (III.9)$$

Enfin, on peut obtenir le module d'élasticité à 45°, E_{45} en remplaçant $\theta = 45^\circ$ dans l'équation III.9. Nous obtenons ainsi l'équation III.10 [Berthelot, 1997], [Daniel et al., 2005].

$$\frac{1}{E_{45}} = \frac{1}{4} \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} + \frac{1}{G_{12}} - 2\frac{\nu_{12}}{E_1} \right) \quad (III.10)$$

III.1.4 Endommagements et mécanismes de rupture

L'endommagement dans les matériaux composites correspond à un ensemble de changements microstructuraux qui produisent des détériorations irréversibles qui amènent la

rupture du matériau. A nouveau nous pouvons caractériser les endommagements et les mécanismes de rupture selon les trois échelles précédemment considérées :

- L'échelle microscopique (Figure III.5) :
 - (a) La rupture des fibres résulte d'une surcharge dans leur direction. Ce mode de dégradation est très préjudiciable pour la tenue mécanique des structures en composites ;
 - (b) Le décohésion fibre-matrice, c'est les ruptures d'adhérence entre les fibres et la matrice ;
 - (c) Le décollement de l'interface fibre-matrice résulte de charges surfaciques à l'interface fibre-matrice. Au-delà, l'ouverture de la fissure induit un déchaussement suivi de l'extraction des fibres de part et d'autre du plan de la fracture ;

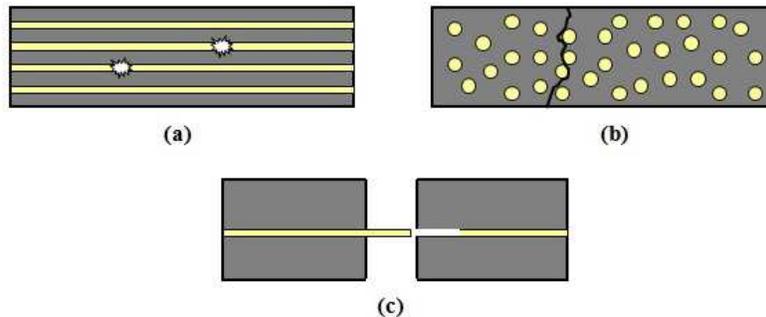


Figure III.5 Endommagements à l'échelle microscopique : (a) Ruptures de fibres, (b) Décohésion fibre-matrice et la fissuration transversale, (c) Décollement de l'interface fibre-matrice

- L'échelle mésoscopique (Figure III.6) :
 - (a) Le délaminage est un décollement et/ou une séparation à l'interface entre des plis. Cet endommagement est très préjudiciable pour le matériau composite. Pour une structure stratifiée de type plaque plane, c'est aux bords libres que ces délaminages s'initient en raison de singularités de contraintes. La présence du délaminage peut souvent être à l'origine de la rupture de la structure composite ;
 - (b) La fissuration des plis. Ce sont des fissures transversales au chargement guidées par la forte anisotropie des fibres. Ce mode de dégradation n'est pas forcément un mode défaillant pour la structure ;
 - (c) La fissuration longitudinale correspond à l'apparition de fissures parallèles aux fibres dans le pli d'un stratifié.

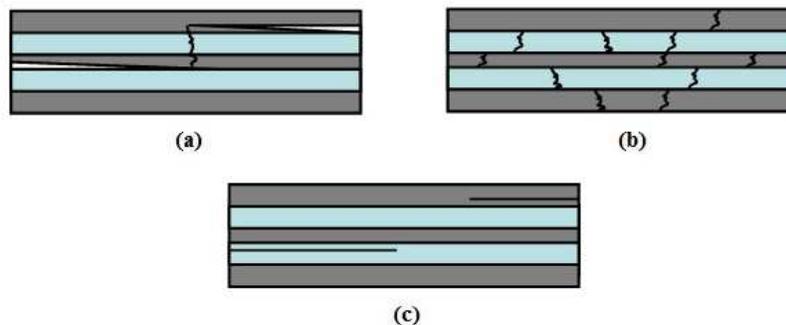


Figure III.6 Endommagements à l'échelle mésoscopique : (a) Délaminage, (b) Fissuration des plis, (c) Fissuration longitudinale

- L'échelle macroscopique :
Les endommagements macroscopiques sont liés à la rupture finale de la structure en composite.

III.2 Méthode expérimentale

Cette partie présente les essais réalisés et les objectifs de l'étude expérimentale. On évoquera le comportement macroscopique des nappes de ceinturage en acier. Au-delà, les protocoles expérimentaux seront également exposés.

III.2.1 Essais réalisés et objectifs

Les objectifs étaient de caractériser le comportement mécanique des nappes de ceinturage en acier et d'étudier les mécanismes d'endommagement en traction. Les essais de traction ont été réalisés à différentes vitesses de déformations jusqu'à rupture selon les trois directions principales des renforts en acier (0°, 45° et 90°). Les essais de traction à 0° ont donné un comportement très tributaire des fibres d'acier, les essais de traction à 45° avaient pour objectif de donner la contribution du cisaillement dans le comportement. De même, les essais de traction à 90° avaient pour objectif de donner le comportement dans la direction transverse aux fibres. Les modules apparents et la rupture, leurs évolutions avec la vitesse de déformation ont également été étudiées. De même l'effet de la viscosité du à la matrice élastomère a également été mis en évidence. Notons que pour chaque campagne d'essais, minimum trois voire quatre éprouvettes ont été testées afin d'enregistrer les dispersions des résultats expérimentaux.

III.2.2 Description du dispositif expérimental

On présente ici la machine d'essai et les dispositifs expérimentaux associés aux essais de traction à des vitesses de déformations rapides.

III.2.2.1 Machine de traction grande vitesse (TGV)

La machine de Traction Grande Vitesse (TGV) utilisée dans cette étude est une machine servo-hydraulique de chez Instron (Figure III.7). La capacité de chargement de la machine est de 65 kN pour une sollicitation rapide. Cette machine peut atteindre une vitesse maximale de vérin allant jusqu'à 25 m/s. La course du vérin est de 300 mm. Des essais en température peuvent être réalisés entre -135°C et 250°C.

Cette machine est équipée d'une cellule de charge dynamique développée au Centre des Matériaux. Cette cellule est capable de mesurer jusqu'à une charge maximale de 40 kN. De plus, un régulateur est utilisé pour mettre au point la gamme correspondant au chargement de sollicitation. Le système d'acquisition des données s'effectue par 8 voies synchronisées à 5 MHz. La synchronisation entre la charge et les images se fait postérieurement aux essais expérimentaux pour obtenir les courbes du comportement.

Le processus de fonctionnement de la machine de traction grande vitesse peut être décrit comme suit :

- Avant essai, préchauffage global de l'ensemble des fonctions machine et système associés ;
- Réglage de la gamme de chargement compte tenue de la charge maximale ;

- Amarrage et maintien de l'éprouvette à l'aide de mors auto-serrant. La partie haute est proche de la cellule de charge tandis que l'extrémité inférieure est amarrée à la tige du lanceur ;
- Le corps du lanceur est accéléré jusqu'à atteindre la vitesse de déformation désirée puis la tige est accrochée pour transmettre la charge appliquée ;
- La cellule de charge et la caméra numérique haute vitesse mesurent la charge et la déformation respectivement, les données de l'essai sont enregistrées ;
- Les images sont synchronisées à la charge par le logiciel « Ariane ». Ce logiciel programmé en langage « Python » a été développé au Centre des Matériaux par Jean-Christophe TEISSEBRE.

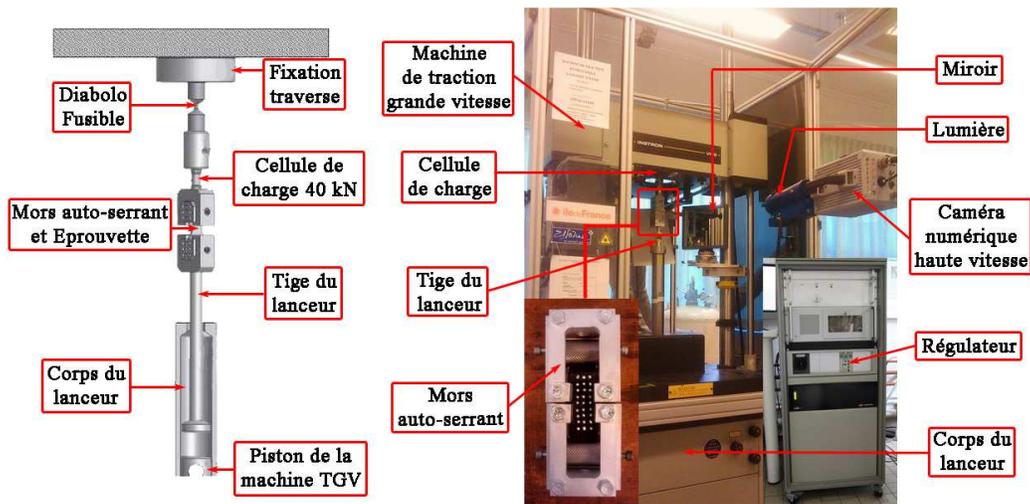


Figure III.7 Machine de traction grande vitesse

III.2.2.2 Mors auto-serrant

En raison du comportement flexible du matériau étudié, le glissement de l'éprouvette représente une difficulté majeure de ces essais de traction grandes vitesses de déformations. Afin de garantir le maintien de l'éprouvette, nous avons développé un système d'accrochage basé sur des mors « *auto-serrant* » (Figure III.8). Ces mors permettent de serrer sur une petite distance (5 mm de long à chaque extrémité de l'éprouvette), moyennant un serrage qui augmente avec la déformation. De plus ce dispositif bloque les deux extrémités de l'éprouvette afin d'éviter tout glissement. Avec ce système, on peut tester jusqu'à des vitesses de déformation allant jusqu'à 131 s^{-1} sans qu'aucun glissement n'ait été détecté. Cependant, ce nouveau système reste limité à des orientations de renforts en acier inférieures à 45° .

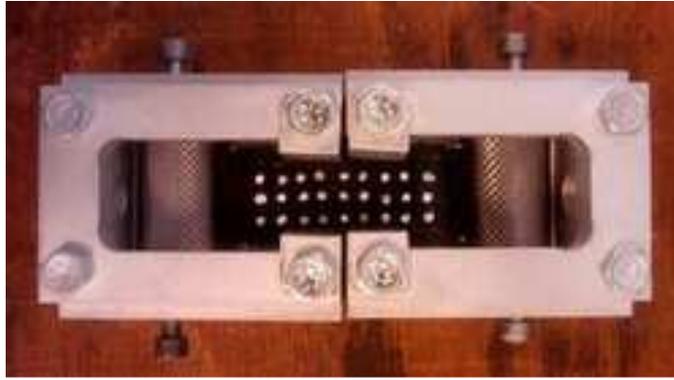


Figure III.8 Mors auto-serrant

III.2.3 Moyens d'essais

Les essais à grandes vitesses de déformations ont été réalisés sur la machine de traction grande vitesse. Le contrôle des vitesses de vérin de $3,3 \times 10^{-4}$, 0,1, 2, 10 m/s, qui correspondent respectivement aux vitesses de déformation sur éprouvettes de $3,3 \times 10^{-3}$, 1,2, 26, 131 s^{-1} ont été réalisés.

En raison de la limitation des mesures lors d'essais en grandes déformations à cause de l'effet Doppler un suivi, par l'enregistrement de points blancs toutes les microsecondes, a été effectué par caméra numérique hautes résolution (30000 images par seconde). Ces images ont ensuite été traitées en temps réel par le logiciel Ariane afin d'obtenir les déformations. De plus, ce logiciel a également permis de déterminer l'orientation des renforts d'acier pendant la sollicitation. Ce phénomène de désorientation des renforts pendant la sollicitation a souvent observé pour les matériaux composites flexibles [Luo et al., 1979].

III.2.3.1 Moyens d'observation par caméra optique

Afin d'étudier les mécanismes d'endommagements, une caméra optique munie d'un système de grossissement a été couplée à l'essai de traction monotone. Ce système a été installé sur une colonne permettant de faciliter son déplacement selon trois axes afin d'observer l'ensemble du bord de l'éprouvette (Figure III.9). Cette technique offre l'avantage d'une observation continue en cours d'essai sans enlever l'éprouvette [Nimdum, 2009], [Revest, 2011], [Bassery, 2011].

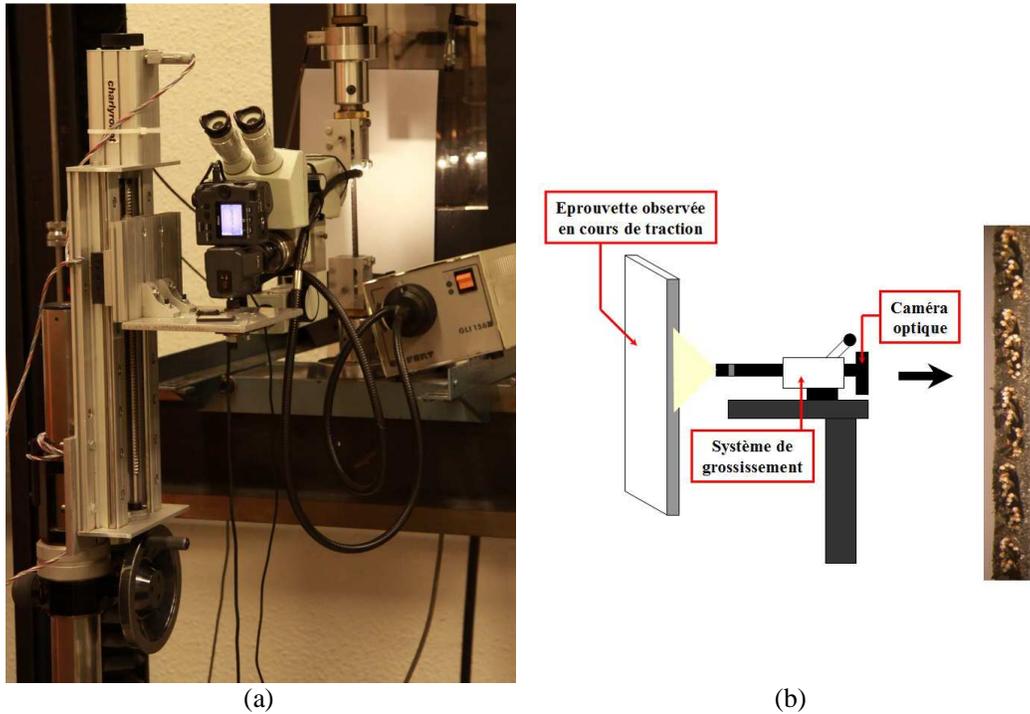


Figure III.9 Moyen d'observation des endommagements : (a) Montage, (b) Schéma du montage

Lors de ces essais des paliers de chargement ont été programmés pour enregistrer les images (3-4 secondes) tout les 20 ou 25 N (Figure III.10). Il est à noter que chaque palier entraine une légère relaxation de la charge. Cette relaxation du matériau se produit sous l'effet de la viscosité de la matrice élastomère. Ces essais sont effectués pour une vitesse de sollicitation de $3,3 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$.

Notons que ces paliers d'observation ont uniquement été pratiqués pour la traction dans sens transversal (90°). L'observation de l'évolution d'endommagement n'est donnée qu'au bord de l'éprouvette.

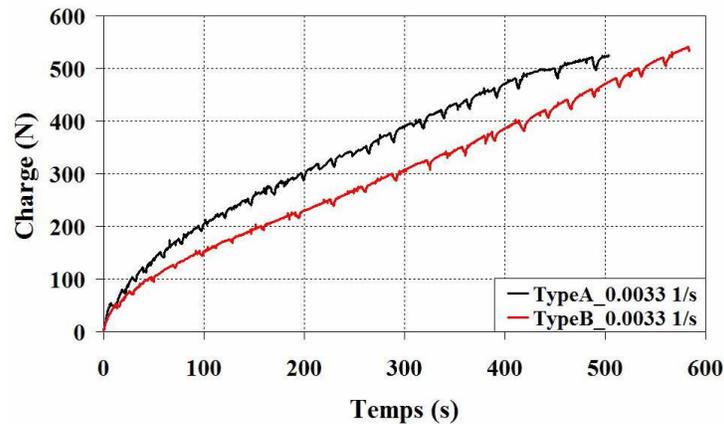


Figure III.10 Paliers de chargement pour observation d'endommagements

III.2.3.2 Moyens d'observation par caméra infrarouge

Afin d'étudier l'effet d'auto-échauffement pendant la sollicitation, une caméra infrarouge a été utilisée. Cette mesure permet le suivi des champs de température lié à l'initiation des dommages et leur propagation. En raison des limitations de résolution de cette caméra, une vitesse de déformation rapide de 2 m/s a été choisie pour étudier le champ de température. Le traitement des champs de température a été effectué à l'aide du logiciel « Altair ».

III.2.4 Epreuve de caractérisation

Rappelons que notre étude s'intéresse à deux composites élastomères renforcés de deux types de renforts A et B, le premier étant plus gros que le second. Comme indiqué, des essais de traction à différentes vitesses de déformation dans les directions 0°, 45° et 90° par rapport aux renforts, ont été effectués.

Des difficultés sont apparues dans la direction longitudinale (0°) en raison du désalignement des renforts. Il était impossible d'appliquer la même charge sur chacun de renforts d'acier dans l'éprouvette. C'est pour cette raison que des essais de traction sur les renforts d'acier seuls ont été envisagés puis de numériquement évaluer le comportement homogénéisé du composite dans le sens longitudinal.

Les essais de traction sens 45° et 90° ont été réalisés sur éprouvettes rectangulaires pour différentes vitesses de déformation. Notons que les dimensions des éprouvettes dépendent des limites de course du vérin et de la vitesse de déformation. Ces limitations obligent des dimensions d'éprouvettes de 100 mm de longueur et 25 mm de largeur. L'épaisseur moyenne des éprouvettes avoisine les 2,67 et 2,34 mm, respectivement pour les éprouvettes de type A et de type B. Notons que ces dimensions ont pour but d'obtenir un champ de déformation homogène pendant l'essai. Comme illustré sur les figures III.12 et III.13, toutes les déformations aux points blancs (D1, D2 et D3) indiquent les mêmes tendances pour la nappe de ceinturage en acier Type A. La déformation est homogène sur les éprouvettes à 45° et à 90°. On a les mêmes tendances pour les nappes de ceinturage en acier de Type B.

Afin d'éviter des endommagements lors de la préparation des éprouvettes, ces dernières ont été découpées par jet d'eau selon des formes rectangulaires (Figure III.11).

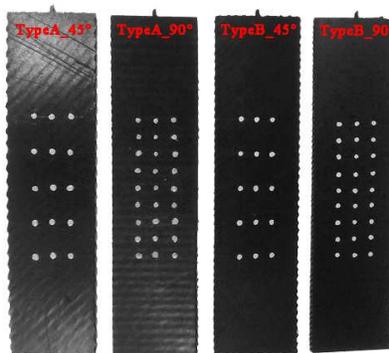


Figure III.11 Epreuves de caractérisation

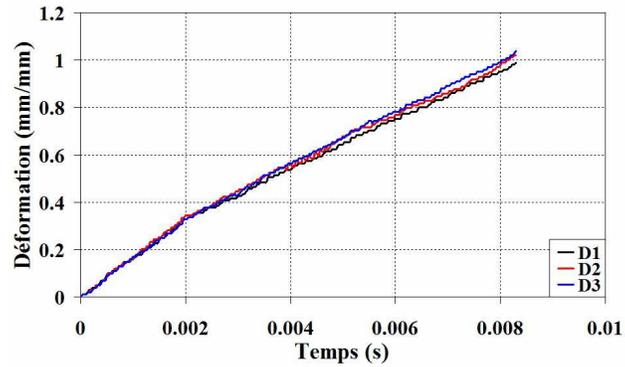
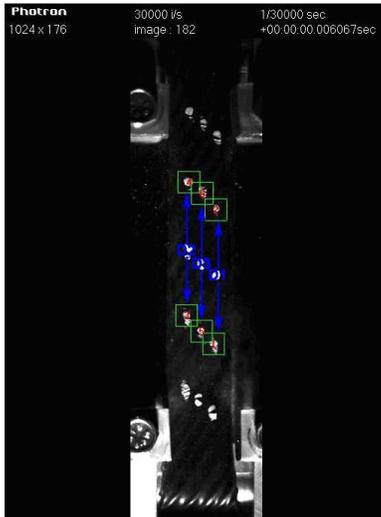


Figure III.12 Champ de déformation pour une vitesse de déformation de 131 s^{-1} (l'éprouvette de Type A à 45°)

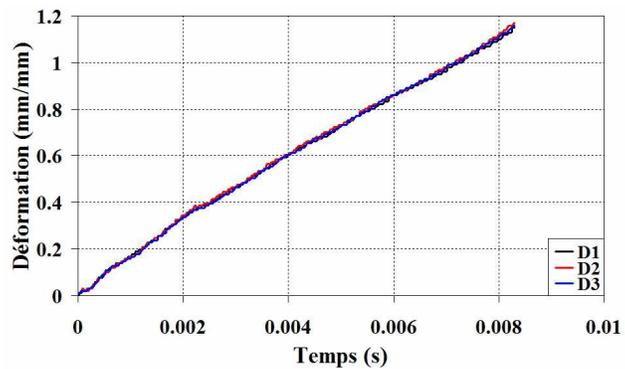
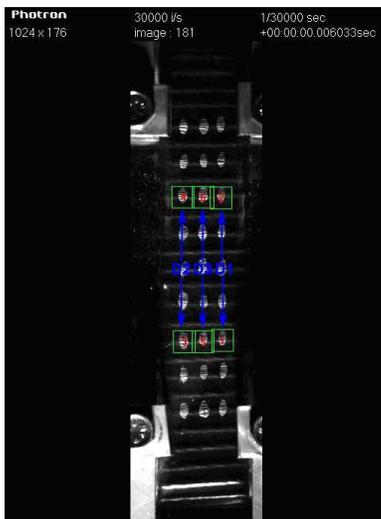


Figure III.13 Champ de déformation pour une vitesse de déformation de 131 s^{-1} (l'éprouvette de Type A à 90°)

III.3 Résultats expérimentaux

Les résultats des essais pour différentes vitesses de déformation en traction rendent compte de l'influence de l'orientation des renforts d'acier, de leur architecture, du comportement mécanique ainsi que des mécanismes d'endommagement.

III.3.1 Caractérisation des renforts d'acier

Des essais de traction pour les deux types de renforts d'acier (Type A et Type B) ont été effectués à différentes vitesses de sollicitation. Afin d'étudier les effets de la vitesse, deux vitesses de vérin ont été choisies : $3,3 \times 10^{-4}$ et $0,1 \text{ m/s}$. Elles correspondent à des vitesses de déformation de $4,7 \times 10^{-4}$ et $0,25 \text{ s}^{-1}$. Ces essais réalisés sur la machine de traction grande

vitesse, ont bénéficiés d'un suivi par caméra numérique haute vitesse de résolution et de capteurs à fils pour petites déformations afin de mesurer la déformation des renforts d'acier (Figure III.14).

Les figures III.15 et III.16 présentent les résultats expérimentaux. La courbe contrainte-déformation montre trois zones selon le niveau de déformation. La première correspond à une zone non linéaire sur une gamme de faible déformation ($\epsilon \approx < 0.001$). Cela dépend de la prise au niveau des renforts d'acier dans les mors. Cette région prend de l'importance si les renforts d'acier ne sont pas suffisamment tendus. Cette non linéarité provient aussi des concentrations de contrainte dues aux fibres d'acier en contact [Rao et al., 2004].

La deuxième zone est une gamme de déformation intermédiaire ($0.001 < \epsilon < 0.012$) qui reste linéaire. Elle représente la vraie rigidité des renforts en acier, on y détermine le module d'élasticité.

La dernière région ($\epsilon > 0.012$) montre un comportement non linéaire avant la rupture des renforts d'acier. Un phénomène de détorsadage des renforts est à l'origine de ce comportement non linéaire. On observe la rupture brutale des renforts lorsque la rupture de l'une des fibres se produit. A ce stade le reste des renforts d'acier ne peut supporter le surcroît de sollicitation en traction.

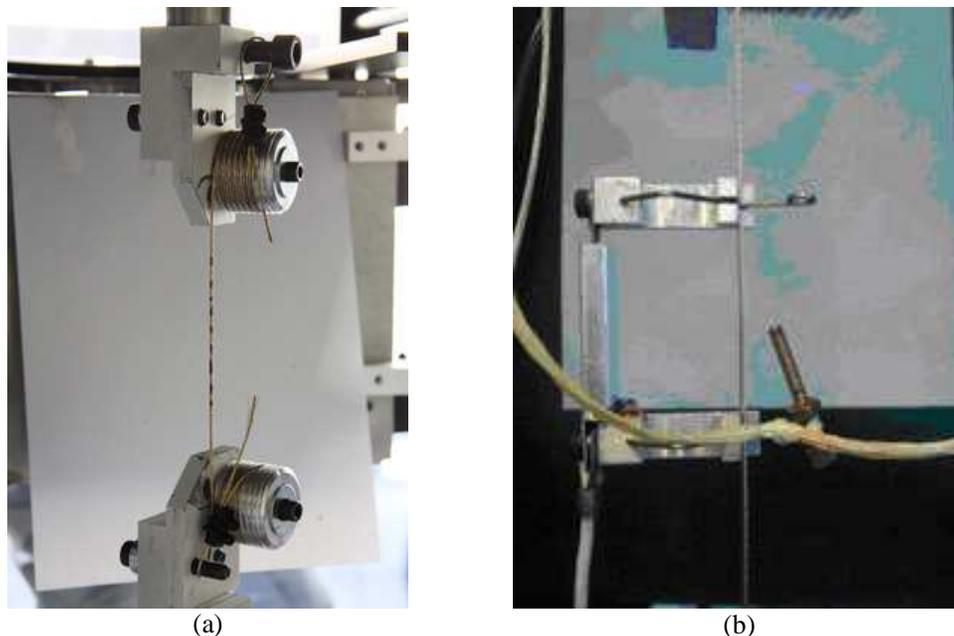


Figure III.14 Essai de traction sur un renfort d'acier : (a) Système de mors, (b) Capteur fil pour petite déformation (développé au Centre des Matériaux)

Rappelons que les renforts d'acier jouent un rôle majeur lors de sollicitations dans la direction longitudinale. Expérimentalement on observe que le module d'Young reste le même en augmentant de la vitesse de déformation. Ce résultat permet de valider l'hypothèse de non influence de la vitesse de sollicitation dans cette direction. Par contre on remarque qu'à vitesse lente les renforts s'adaptent, ayant plus de temps, les fibres se tordent plus facilement. La conséquence en est une déformation à rupture plus importante qu'à vitesse rapide. En revanche à vitesse rapide, les renforts d'acier ayant peu de temps pour s'adapter et se tordre, ils rompent plus rapidement.

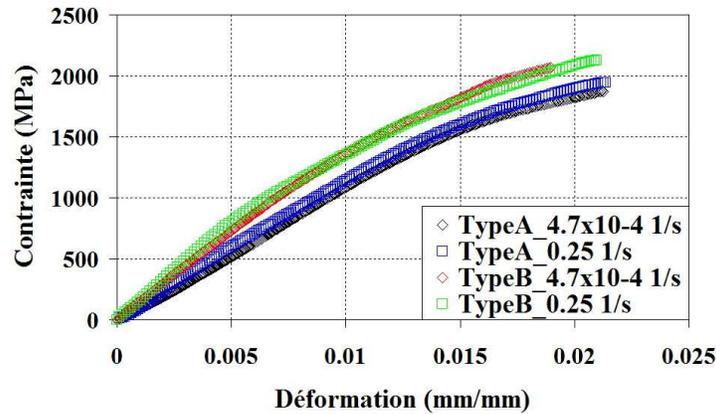


Figure III.15 Courbes : contrainte - déformation longitudinales des renforts d'acier. Traction à différentes vitesses de déformation

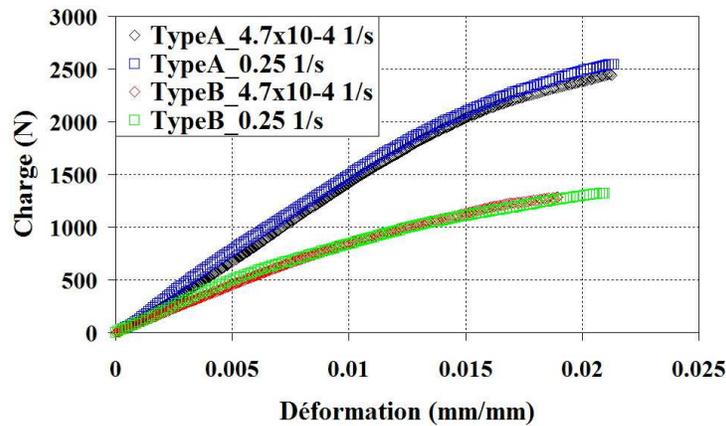


Figure III.16 Courbes : charge - déformation longitudinales des renforts d'acier. Traction à différentes vitesses de déformation

Concernant l'effet de la taille des renforts d'acier sur les propriétés mécaniques, les résultats montrent clairement que le module d'Young du renfort de Type A est inférieur à celui de Type B dont les câbles sont plus petits. La contrainte à rupture du renfort de Type A est plus élevée que celle du Type B tandis que les déformations à rupture sont à peu près les mêmes pour les deux types. Si on considère la charge à rupture pour les deux types de renforts, on observe que celle du renfort de Type A est deux fois plus importante que celle du Type B. Les propriétés mécaniques sont celles du tableau III.1.

Propriétés mécaniques de renforts d'acier	Vitesse de déformation, $\dot{\epsilon}$ (s^{-1})			
	$4,7 \times 10^{-4}$		0,25	
	Type A	Type B	Type A	Type B
Module d'Young, E (GPa)	110,87 $\pm 4,17$	141,99 $\pm 10,78$	110,87 $\pm 6,36$	141,99 $\pm 11,90$
Contrainte à rupture, σ_r (MPa)	1870,44 $\pm 11,58$	2064,98 $\pm 13,32$	1945,07 $\pm 31,92$	2127,26 $\pm 14,27$
Déformation à rupture, ϵ_r (%)	2,13 $\pm 0,13$	1,89 $\pm 0,10$	2,14 $\pm 0,06$	2,09 $\pm 0,09$
Charge à rupture, F_r (N)	2444,63 $\pm 15,13$	1284,65 $\pm 8,29$	2542,17 $\pm 41,72$	1323,40 $\pm 8,87$

Tableau III.1 Propriétés mécaniques moyennes des renforts d'acier

En raison de la grande différence des propriétés mécaniques entre les constituants fibres et matrice (environ $E_c/E_r \sim 20,000$), la quasi totalité de la charge est transférée aux renforts d'acier lors de sollicitations des nappes de ceinturage. Il est évident que les renforts d'acier pilotent le comportement longitudinal des nappes de ceinturage en acier. Afin de déterminer le comportement des nappes de ceinturage en acier dans cette direction, on a utilisé une approche inverse à l'aide d'un modèle analytique basé sur la loi des mélanges de Halpin-Tsai (III.11). Ce modèle permet d'obtenir les propriétés mécaniques d'un matériau composite en utilisant un principe de moyenne des propriétés des constituants pondérées par les fractions volumiques [Halpin et al., 1967]. Ces relations ont largement été utilisées pour les matériaux composites.

$$\begin{aligned} E_{11} &= v_c E_c + (1 - v_c) E_r \\ v_{12} &= v_c v_c + (1 - v_c) v_r \\ E_{22} &= E_r (1 + 2v_c) / (1 - v_c) \\ G_{12} &= G_r (1 + v_c) / (1 - v_c) \end{aligned} \quad (III.11)$$

Concernant sur le module E_{11} dans la relation (III.11), on trouve que ce module dépend du module d'Young des renforts d'acier E_c , du module d'Young de la matrice élastomère E_r et de la fraction volumique des renforts d'acier v_c . Quand le ratio E_c/E_r devient important (environ $E_c/E_r \sim 20,000$), on peut négliger le module d'Young de la matrice élastomère E_r [Patel et al., 1976]. Le module E_{11} de la nappe de ceinturage en acier se réduit à l'expression (III.12) :

$$E_{11} = v_c E_c \quad (III.12)$$

A l'aide de cette formule et des résultats expérimentaux, on obtient finalement une moyenne des propriétés mécaniques dans la direction longitudinale (tableau III.2).

Propriétés mécaniques de la nappe de ceinturage en acier unique dans la direction de renfort	Type A	Type B
Module d'Young, E (GPa)	$19,96 \pm 0,92$	$28,40 \pm 2,42$
Contrainte à rupture, σ_r (MPa)	$342,86 \pm 8,04$	$418,51 \pm 6,93$
Déformation à rupture, ε_r (%)	$2,13 \pm 0,10$	$1,98 \pm 0,14$

Tableau III.2 Propriétés mécaniques des nappes de ceinturage dans la direction longitudinale

III.3.2 Caractérisation hors axes à 45° des nappes d'acier

Afin de déterminer le comportement en cisaillement de la nappe de ceinturage en acier, des essais de traction hors axes à 45° ont été réalisés. Notons que le comportement dans cette direction prend en compte un couplage entre la traction et le cisaillement. Pour déterminer le comportement en cisaillement intra-laminaire, une approche analytique par points, formule III.13, a été appliquée lors de la sollicitation [Timoshenko et al., 1970]. Cette approche prend en compte la réorientation des renforts d'acier lors de sollicitation. Cette même formule a également été utilisée dans des travaux tels que ceux de [Rao et al. 2004].

$$\begin{aligned} \tau_{12} &= \sigma_x \sin\theta \cos\theta \\ \gamma_{12} &= \gamma_{xy} \cos 2\theta + (\varepsilon_x - \varepsilon_y) \sin 2\theta \end{aligned} \quad (III.13)$$

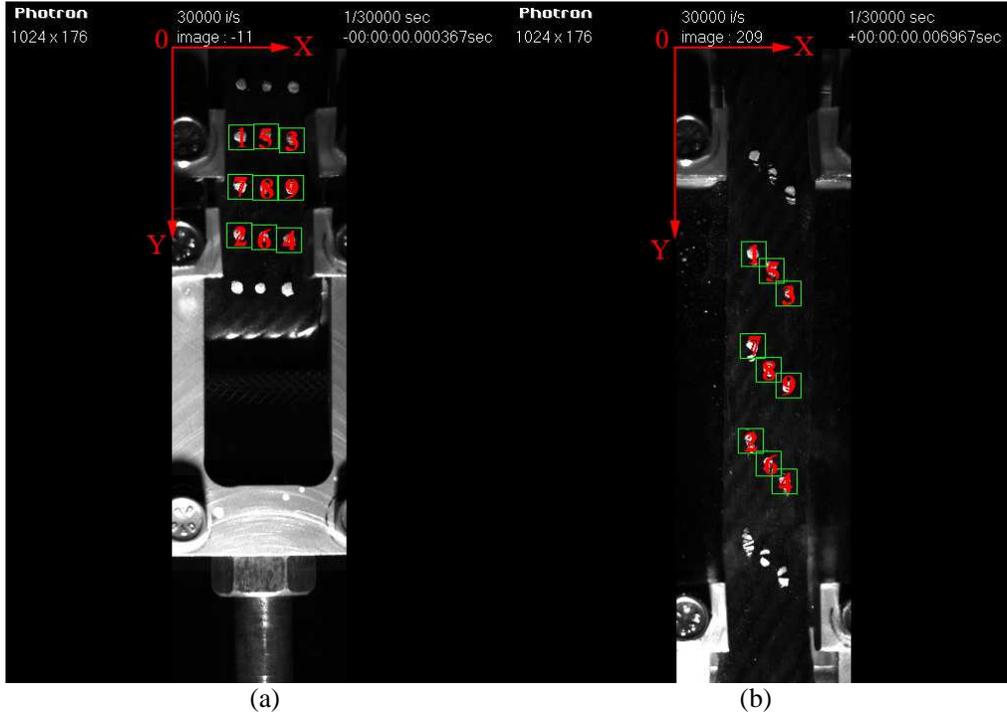


Figure III.17 Essais de traction hors axes à 45° sur nappes de ceinturage : (a) Avant essai (b) En cours d'essai (réorientation)

L'analyse sur éprouvette des maille de points blancs à l'aide d'une caméra numérique haute résolution, a permis d'obtenir les déformations $(\epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_{xy})$ et la variation de l'angle des renforts par rapport à la direction de la sollicitation (θ) (Figure III.17). En cours de déformation, l'utilisation de l'expression (III.14) conduit aux expressions :

$$\begin{aligned}
 \epsilon_x &= \frac{((Y(p_6) - Y(p_5))_i - (Y(p_6) - Y(p_5))_0) / ((Y(p_6) - Y(p_5))_0)}{1} \\
 \epsilon_y &= \frac{((X(p_9) - X(p_7))_i - (X(p_9) - X(p_7))_0) / ((X(p_9) - X(p_7))_0)}{1} \\
 \gamma_{xy} &= \arctan\left(\frac{(Y(p_7)_i - Y(p_7)_0) / ((X(p_9)_i - X(p_7)_i))}{(X(p_9)_i - X(p_7)_i)}\right) \\
 \theta &= \frac{\pi}{4} - \left(\arctan\left(\frac{(Y(p_9)_i - Y(p_3)_i) / (X(p_9)_i - X(p_7)_i)}{(X(p_9)_i - X(p_7)_i)}\right) - \arctan\left(\frac{(Y(p_9)_0 - Y(p_3)_0) / (X(p_9)_0 - X(p_7)_0)}{(X(p_9)_0 - X(p_7)_0)}\right) \right)
 \end{aligned} \tag{III.14}$$

Où X et Y sont les coordonnées sur la maille de points blancs.
 p_n est une position dans la maille du point blanc de numéro n .
 index- i et index-0 représentent respectivement l'étape suivante i et l'étape initiale 0.

La courbe contrainte-déformation hors axes à 45° montre typiquement un comportement non linéaire et une dépendance vis-à-vis du temps (Figure III.18). Cette tendance se conserve quelque soit la vitesse de déformation. Au départ on observe que le comportement se rigidifie jusqu'à 0,05 de déformation ($\epsilon_x < 0,05$). Après cette déformation initiale, la rigidité s'adoucît tandis que le comportement reste linéaire jusqu'à 0,55 de déformation ($\epsilon_x < 0,55$). Au-delà le comportement se rigidifie à nouveau jusqu'à rupture.

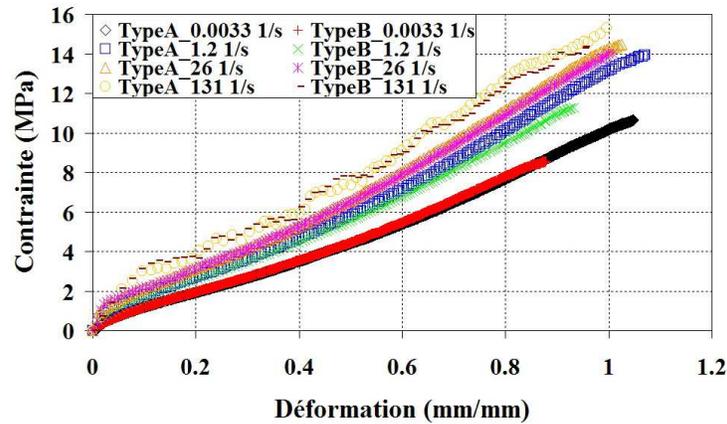


Figure III.18 Courbes : contrainte - déformation hors axes à 45° des nappes de ceinturage en acier. Traction pour différentes vitesses de déformation

Notons que pendant ces essais de traction désorientés de 45°, un réalignement des renforts d'acier est observé, induisant à lui seul une non-linéarité matériau car on n'observe pas d'autres phénomènes pouvant l'induire tel qu'un endommagement des renforts d'acier en cours de sollicitation. Notons que cette réorientation des renforts est un phénomène courant pour les composites flexibles. Elle est d'abord linéaire avec la déformation, puis l'angle des renforts d'acier avec la direction de sollicitation diminue considérablement. Si cette réorientation des renforts s'effectue indépendamment de la vitesse de déformation, elle dépend directement du niveau de déformation. Le comportement hors axes à 45° et le phénomène de réorientation des renforts d'acier sont quasiment identiques pour les deux matériaux considérés si on se place à fraction volumique égale. La taille des renforts n'a que peu d'influence (Figure III.19). L'espacement entre les renforts d'acier influe sur la déformation à rupture. On n'observe que les éprouvettes de Type A, dont l'espacement entre renforts est plus important que pour les éprouvettes de Type B, ont une déformation à rupture, une rigidité et une réorientation plus grande.

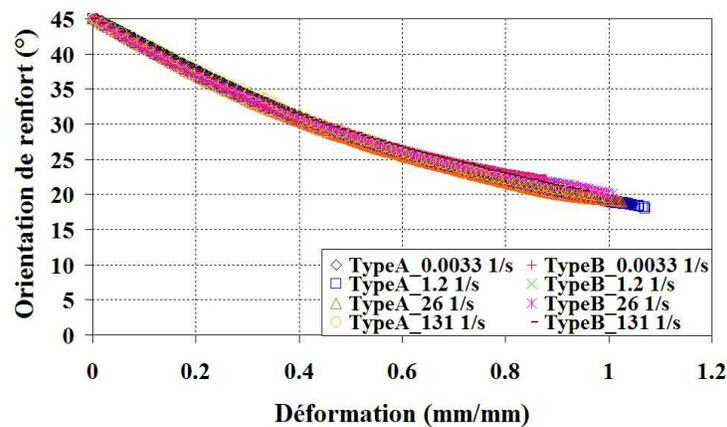


Figure III.19 Réorientation des renforts pour différentes vitesses de déformation. Traction à 45° des nappes de ceinturage en acier

La relation contrainte-déformation en cisaillement intra-laminaire prenant en compte la réorientation donne la même tendance que la courbe contrainte-déformation en traction hors axes à 45° (Figure III.20). Le comportement initial en cisaillement est d'abord plus rigide ($\gamma_{12} < 0,05$) pour ensuite s'adoucir de manière linéaire jusqu'à atteindre une déformation de 0,9. Au-delà, le comportement se redresse jusqu'à rupture.

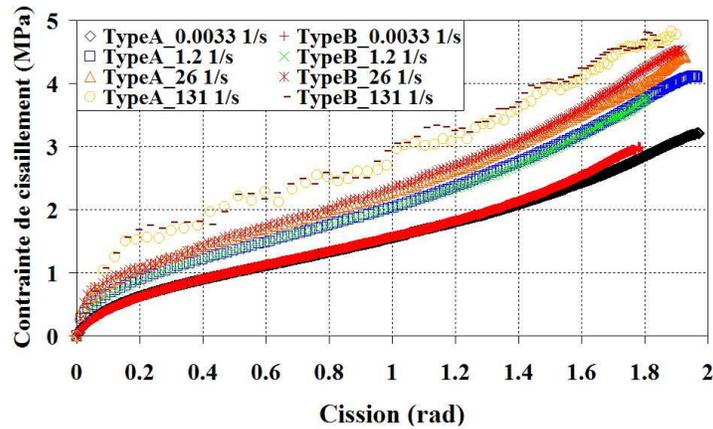


Figure III.20 Courbes : Contrainte de cisaillement - cission hors axes à 45°. Traction à différentes vitesses de déformation sur les nappes de ceinturage en acier

III.3.3 Caractérisation des nappes d'acier selon la direction transverse

La caractérisation du comportement dans la direction transverse aux nappes, a été effectuée par des essais de traction sur des éprouvettes renforcées transversalement (pli 90°). Les courbes contraintes-déformations montrent un comportement non linéarité dépendant du temps (Figure III.21). Ces courbes présentent une évolution en deux phases, d'abord un comportement rigide pour les petites déformations ($\epsilon_{22} < 0,05$) et un adoucissement moyennant un module tangent constant jusqu'à rupture. La rigidité de matériau augmente avec la vitesse de déformation. Notons qu'une perturbation des signaux de charge a toujours été observée pour la vitesse de déformation de 131 s⁻¹ comme nous l'avons expliqué dans la partie III.3.2. La réorientation de renforts d'acier n'a pas observée parce que la charge appliquée reste perpendiculaire à la direction des renforts d'acier.

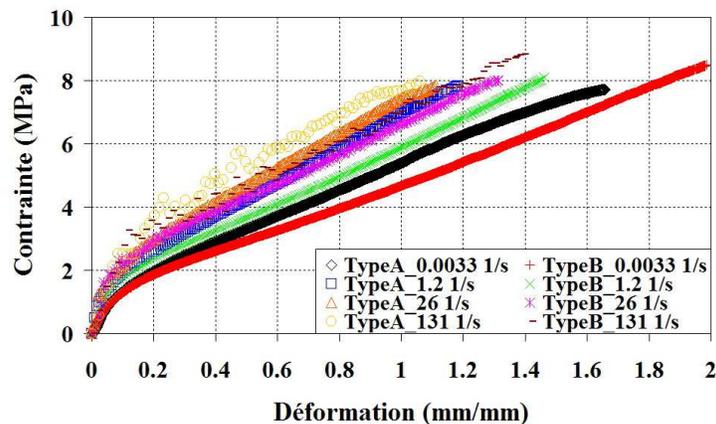


Figure III.21 Courbes : contrainte-déformation transverses. Traction pour différentes vitesses de déformation sur les nappes de ceinturage en acier

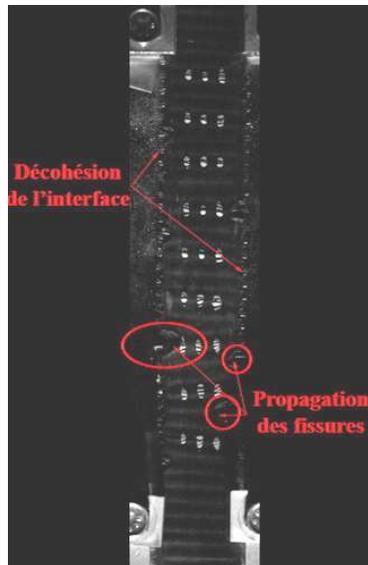


Figure III.22 Présence d'endommagements à l'interface lors de tractions transversales

Nous avons remarqué que lors de sollicitations transversales, la taille des renforts d'acier et l'interface renforts/matrice élastomère, jouent un rôle majeur dans le comportement et l'évolution des endommagements. La décohésion des interfaces induite par le détorsadage des fibres d'acier amène des fissurations qui se propagent jusqu'à la rupture finale (Figure III.22).

Avec les différents types d'architectures des renforts d'acier, on trouve que les comportements transverses présentent des rigidités différentes au-delà d'un niveau de déformation de 0,1 ($\varepsilon_{22} < 0,1$). Ce décalage entre les rigidités des deux types d'éprouvettes provient du détorsadage des fibres dans les renforts d'acier. Ce décalage a été mis en évidence par l'observation d'endommagements aux bords libres des éprouvettes dont on parlera plus en détail en III.4.1.

III.4 Observation d'endommagement

Afin de mieux comprendre les mécanismes d'endommagements, des observations ont été effectuées sur les bords des éprouvettes lors des essais de traction. Les champs de températures ont également été observés afin de mieux mettre en évidence les mécanismes d'endommagement.

III.4.1 Observation d'endommagement au bord libre des éprouvettes : Pli 90°

Les endommagements au bord libre des éprouvettes ont été observés dans la direction transverse afin de confirmer l'apparition de décohésions entre les renforts d'acier et la matrice élastomère. Afin d'observer à la fois l'initiation et la propagation de ces décohésions, un suivie en cours d'essais à eu lieu à l'aide d'une caméra optique munie d'un fort grossissement.

Afin de mieux expliquer l'évolution de l'endommagement, nous avons défini son évolution par le rapport x_i/d qui correspond à un détorsadage divisé par le diamètre initial (d) du renfort d'acier dans les directions transverses et l'épaisseur. La notation indiciale i est

remplacée par les indices l et t selon qu'il s'agit de la direction transverse (x_l) ou de l'épaisseur (x_t). Dans cette étude, la sollicitation étant toujours selon la direction transverse, l'observation de l'évolution des endommagements n'a concerné que l'évolution dans l'épaisseur et par conséquent le rapport x_l/d en fonction de l'augmentation de déformation.

On définit l'initiation de l'endommagement par un rapport x_l/d égal à 1,05. On prendra donc cette valeur comme seuil d'endommagement des nappes de ceinturage en acier, valeur qui dépend de l'architecture même et de la taille des renforts. On observe que les endommagements se propagent rapidement après avoir atteint ce seuil. Les observations aux bords libres des éprouvettes montrent que l'endommagement commence par un détorsadage des fibres des renforts d'acier sans décohésion de l'interface entre ces renforts et la matrice élastomère (Figure III.23-II). Ca n'est qu'ensuite que ces décohésions apparaissent avec l'augmentation de la déformation (Figure III.23-III) amenant ainsi une propagation des fissures dans la matrice élastomère jusqu'à la rupture du composite. Si on considère les courbes contrainte-déformation pour différentes vitesses de déformation, on note que ces décohésions d'interface diminuent avec l'augmentation de la vitesse (Figure III.21). La rupture est obtenue pour un même niveau de contrainte moyennant des déformations différentes. Pour cette raison on supposera que les décohésions d'interface sont pilotées par la déformation et non la contrainte.

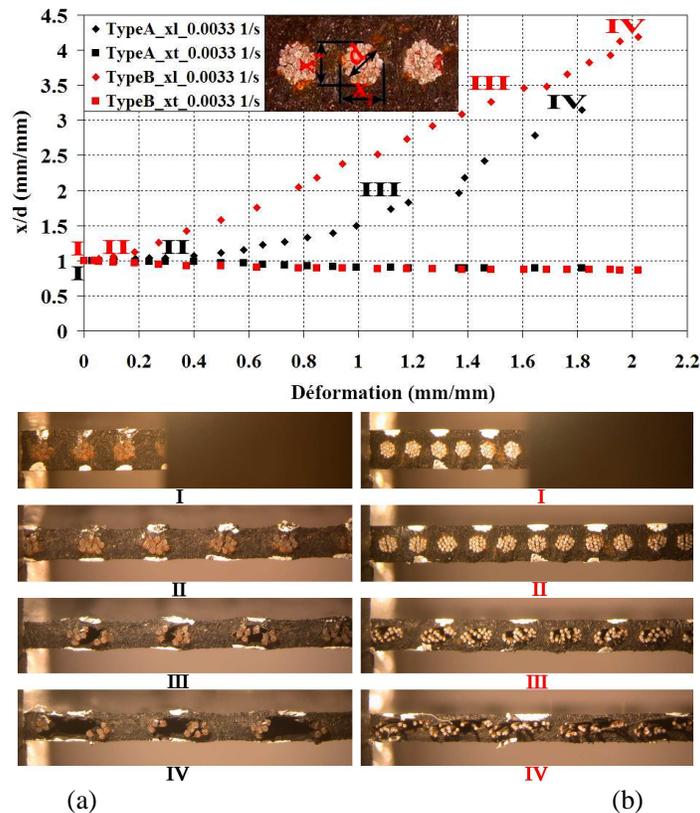


Figure III.23 Observation des endommagements au bord libre d'éprouvette transverse : (a) Epreuve Type A, (b) Epreuve Type B

L'évolution des endommagements est représentée Figure III.23. On y voit que les décohésions aux interfaces entre les renforts et la matrice élastomère restent très localisées pour les éprouvettes de Type A tandis que ce même phénomène reste diffus et homogène pour les éprouvettes de Type B (Figure III.23-IV).

Si l'on se reporte à l'évolution des modules transverses, on remarque que l'initiation des endommagements correspond au début des chutes de rigidité dans le sens transverse. Cela permet d'expliquer le décalage entre l'évolution des rigidités transverses des deux matériaux déjà mentionnées précédemment (figure III.21). Ce caractère local ou diffus induit des différences sur les courbes tout au cours de l'initiation puis de la propagation des endommagements.

Parallèlement les observations d'endommagement au bord libre permettent également d'obtenir le coefficient de Poisson 23 pour les nappes de ceinturage en acier et les renforts d'acier. Selon ces observations, les coefficients de Poisson 23 ne sont pas constants avec la déformation. Ils diminuent avec l'augmentation de la déformation. Par contre, ces coefficients de Poisson tendent à se stabiliser lorsque le niveau de déformation devient important (Figures III.24 et III.25).

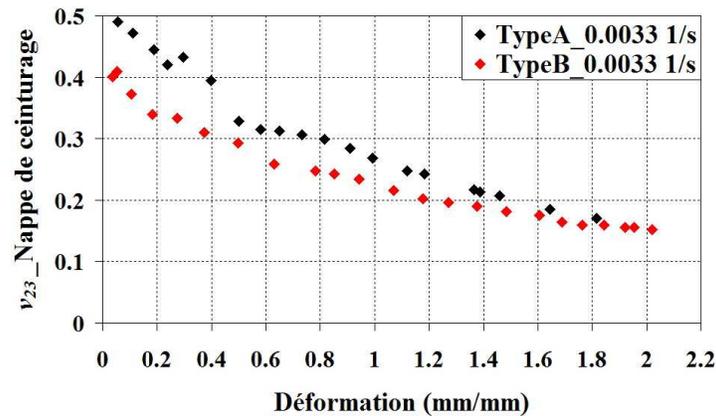


Figure III.24 Coefficient de Poisson 23. Déformation transverse des nappes de ceinturage en acier

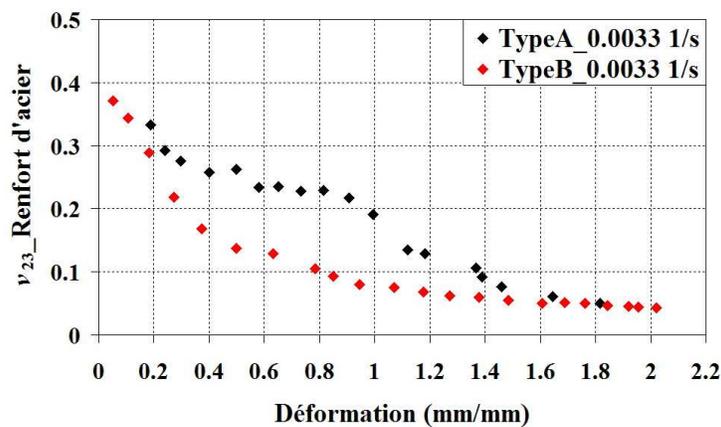


Figure III.25 Coefficient de Poisson 23. Déformation transverse des renforts d'acier

III.4.2 Observation des champs de température

Les champs de températures ont été observés par caméra infrarouge IR lors de tractions à vitesse de déformation de 26 s^{-1} . Nous avons remarqué que les températures augmentaient lentement avant l'initiation des endommagements, jusqu'à environ 30° C . Puis

la température augmente très rapidement dès le début d'endommagement jusqu'à rupture de l'éprouvette. La température en fin d'essai peut atteindre de 55° C à 70° C dans la zone où la rupture se produit (Figure III.26).

Notons que les visualisations d'endommagement par caméra infrarouge sont très cohérentes avec les observations faites sur les tranches d'éprouvettes. Seule difficulté, l'éprouvette hors axes à 45° de Type A (Figure III.26(a)) parce que la caméra infrarouge n'a pas filmée le moment de la rupture finale. Ceci explique que la température mesurée en fin d'essai reste inférieure à celles des autres éprouvettes. Pour les éprouvettes à 45°, on trouve que les endommagements se produisent selon l'orientation des renforts d'acier. Les fissures amorcent au milieu d'éprouvette pour se propager vers les bords. Pour les éprouvettes transverses, la présence d'un nombre important de fissures, correspond bien aux pics de températures (Figure III.26(d)).

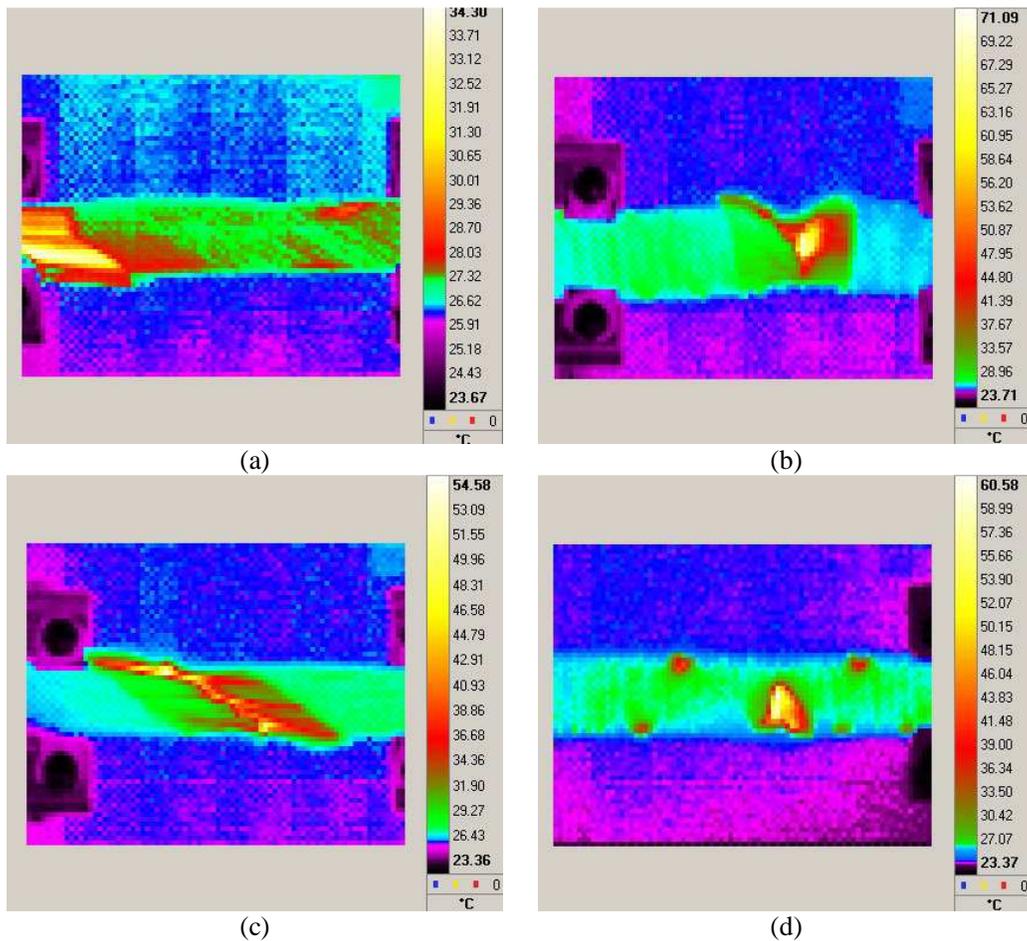


Figure III.26 Champ de la température par caméra infrarouge : (a) Epreuve à 45° Type A, (b) Epreuve transverse Type A, (c) Epreuve à 45° Type B, (d) Epreuve transverse Type B

III.5 Effet de la vitesse de déformation

L'objectif était d'étudier l'effet des vitesses de déformation sur les propriétés mécaniques des nappes d'acier. Afin d'obtenir ces évolutions, nous avons proposé une fonction de régression permettant une analyse plus synthétique des résultats expérimentaux.

Nous trouvons que les vitesses de déformation influent les propriétés mécaniques : le module d'Young, la contrainte à rupture, la déformation à rupture ainsi que l'énergie absorbée lors de la rupture. Notons que toutes les propriétés mécaniques présentées ici sont exprimées en fonction du logarithme de la vitesse de déformation. L'utilisation d'une fonction de régression est fréquente dans le domaine des matériaux composites pour l'exploitation des résultats de tractions à grandes vitesses [Todo et al., 2000], [Rong et al. 2006], [Okoli, 2001] afin d'estimer les propriétés mécaniques. Cette fonction est définie par l'expression (III.15) :

$$M(\dot{\epsilon}) = \alpha \ln \dot{\epsilon} + \beta \quad (\text{III.15})$$

Où M représente la propriété mécanique considérée, $\dot{\epsilon}$ la vitesse de déformation et α, β des valeurs constantes de la fonction de régression. Le Tableau III.3 présente le bilan d'ensemble pour nos matériaux.

Propriétés mécaniques	Paramètres de régression	Type A 45°	Type A 90°	Type B 45°	Type B 90°
Module d'Young initial, E_{int} (MPa)	α (MPa/lns ⁻¹)	1.4658	0.9568	1.7115	1.319
	β (MPa)	19.259	17.545	20.156	18.417
Module d'Young stabilisé en grande déformation, E_{grd} (MPa)	α (MPa/lns ⁻¹)	0.4361	0.1209	0.3791	0.0957
	β (MPa)	17.732	4.9876	12.761	4.344
Contrainte à rupture, σ_r (MPa)	α (MPa/lns ⁻¹)	0.439	0.0213	0.5412	0.0051
	β (MPa)	13.333	7.827	11.584	8.3876
Déformation à rupture, ϵ_r (mm/mm)	α (mm/mm.lns ⁻¹)	-0.004	-0.0558	0.0083	-0.0631
	β (mm/mm)	1.0362	1.2778	0.9295	1.5888
Energie absorbée à rupture, E_a (MJ/m ³)	α (MJ/m ³ .lns ⁻¹)	0.2516	-0.1969	0.3535	-0.2016
	β (MJ/m ³)	6.8004	6.1047	5.5322	7.808

Tableau III.3 Bilan des propriétés mécaniques des nappes de ceinturage estimées par régression

Comme nous l'avons indiqué dans la section III.3.1, le comportement longitudinal en traction des nappes de ceinturage en acier est dominé par celui des renforts. La vitesse de déformation n'a par conséquent pas d'influence sur les propriétés mécaniques dans cette direction. Les contraintes-déformations moyennes à rupture peuvent être estimées par la charge maximale à rupture des renforts d'acier seuls, divisée par l'aire de la section des renforts d'acier pour la déformation de rupture.

Pour les éprouvettes hors axes à 45°, le module d'Young initial ainsi que le module d'Young stabilisé en grande déformation, ont tendance à augmenter avec l'augmentation de vitesse de déformation (Figure III.27(a)). Le taux d'augmentation du module d'Young initial est plus important que celui du module d'Young stabilisé. Avec l'augmentation de la vitesse de déformation, la contrainte à rupture et l'énergie absorbée par la rupture augmentent tandis que la déformation à rupture reste à peu près constante quelque soit la vitesse de déformation (Figure III.27(b)-(d)). Concernant les différents types d'éprouvettes, les éprouvettes de Type A ont des propriétés mécaniques plus élevées que les éprouvettes Type B, que ce soit le module d'Young initial, la contrainte et la déformation à rupture, l'énergie absorbée à rupture. Seule exception, le module d'Young stabilisé en grande déformation.

Dans le sens transversal, l'augmentation de la vitesse de déformation modifie certaines propriétés mécaniques Figure III.28. Le module d'Young initial se raidit tandis que le module d'Young stabilisé reste indépendant de la vitesse (Figure III.28(a)). La déformation et l'énergie absorbée à rupture diminuent alors que la contrainte à rupture demeure invariable

(Figure III.28(b)-(d)). Pour les différents types d'éprouvettes celles du Type A gardent avec la vitesse des propriétés mécaniques plus faibles que celles du Type B, hormis pour le module d'Young stabilisé en grande déformation.

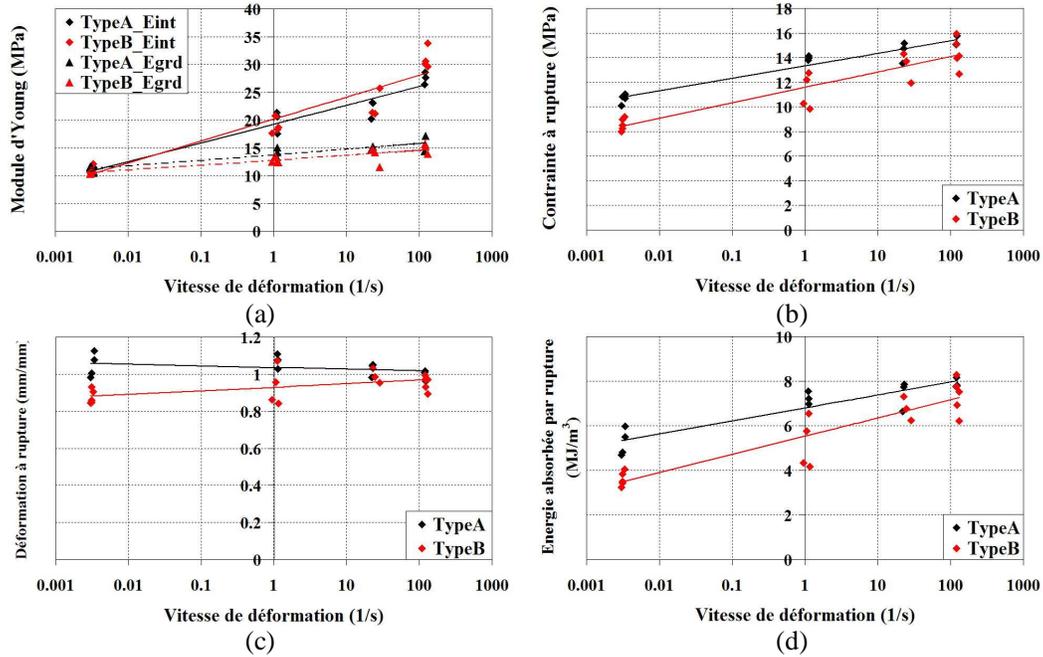


Figure III.27 Effet des vitesses de déformation sur les propriétés mécaniques pour les éprouvettes hors axes à 45° : (a) Module d'Young, (b) Contrainte à rupture, (c) Déformation à rupture, (d) Energie absorbée à rupture

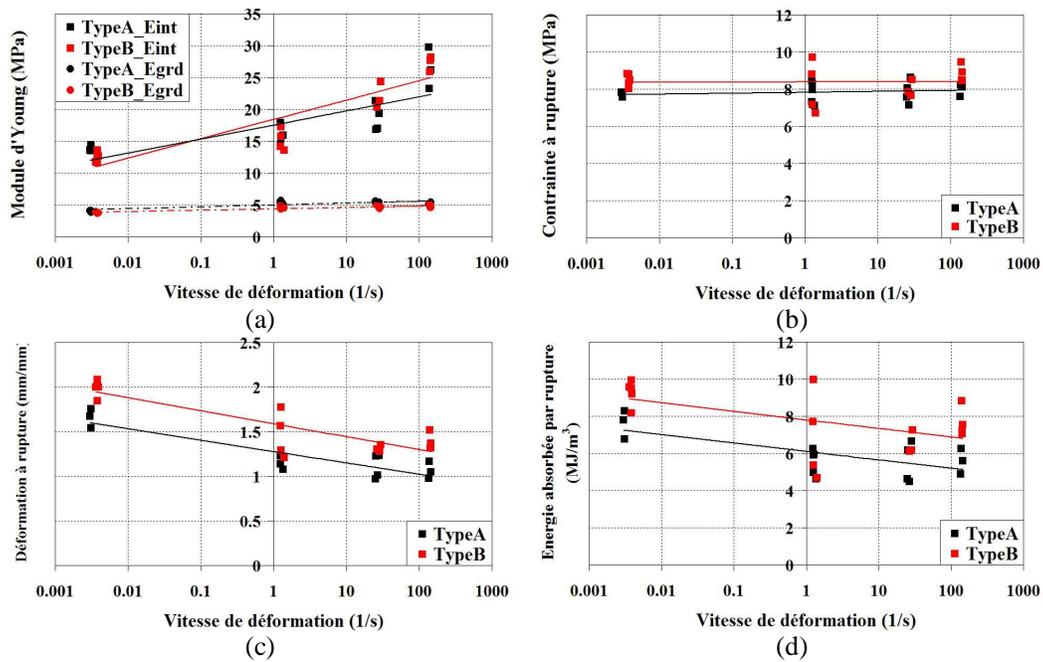


Figure III.28 Effet des vitesses de déformation sur les propriétés mécaniques des éprouvettes transverses (90°) : (a) Module d'Young, (b) Contrainte à rupture, (c) Déformation à rupture, (d) Energie absorbée à rupture

Notons que ces résultats mettent en valeur un critère très intéressant pour prédire la rupture des nappes de ceinturage. Apparemment, les facteurs de rupture s'inversent selon l'orientation des renforts. La rupture des nappes orientées à 45° est pilotée par la déformation tandis que celle des nappes orientées transversalement est pilotée par la contrainte. De plus l'énergie absorbée à rupture diminue avec l'orientation initiale des renforts d'acier quand la vitesse de déformation augmente.

On peut résumer les propriétés mécaniques des nappes à 45° et à 90° (Tableau III.4).

Propriétés mécaniques des nappes de ceinturage en acier	Vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$ (s ⁻¹)	Type A 45°	Type A 90°	Type B 45°	Type B 90°
Module d'Young initial, E_{int} (MPa)	3,3x10 ⁻³	10,93 ± 0,49	13,82 ± 0,52	11,06 ± 0,60	12,41 ± 0,80
	1,2	19,80 ± 2,00	15,86 ± 1,32	18,86 ± 1,37	15,18 ± 1,65
	26	22,10 ± 1,69	18,62 ± 2,12	22,76 ± 2,58	22,01 ± 2,07
	131	27,52 ± 1,10	26,38 ± 3,24	31,47 ± 1,90	27,44 ± 1,02
Module d'Young stabilisé en grande déformation, E_{grd} (MPa)	3,3x10 ⁻³	11,12 ± 0,58	4,00 ± 0,15	10,62 ± 0,33	3,75 ± 0,09
	1,2	14,17 ± 0,85	5,40 ± 0,22	12,75 ± 0,54	4,53 ± 0,22
	26	14,96 ± 0,28	5,41 ± 0,16	13,49 ± 1,70	4,66 ± 0,24
	131	15,72 ± 1,40	5,20 ± 0,19	14,87 ± 0,92	4,73 ± 0,25
Contrainte à rupture, σ_r (MPa)	3,3x10 ⁻³	10,65 ± 0,40	7,71 ± 0,14	8,58 ± 0,50	8,50 ± 0,33
	1,2	13,96 ± 0,17	7,83 ± 0,60	11,27 ± 1,43	8,10 ± 1,41
	26	14,48 ± 0,86	7,85 ± 0,63	13,32 ± 1,24	8,01 ± 0,45
	131	15,30 ± 0,39	7,98 ± 0,33	14,36 ± 1,23	8,83 ± 0,47
Déformation à rupture, ϵ_r (mm/mm)	3,3x10 ⁻³	1,05 ± 0,07	1,66 ± 0,11	0,88 ± 0,04	1,99 ± 0,09
	1,2	1,07 ± 0,04	1,18 ± 0,07	0,93 ± 0,10	1,46 ± 0,26
	26	1,03 ± 0,04	1,11 ± 0,14	0,99 ± 0,04	1,31 ± 0,04
	131	1,00 ± 0,03	1,06 ± 0,10	0,95 ± 0,04	1,38 ± 0,09
Energie absorbée par la rupture, E_a (MJ/m ³)	3,3x10 ⁻³	5,24 ± 0,61	7,62 ± 0,77	3,61 ± 0,33	9,28 ± 0,67
	1,2	7,25 ± 0,28	5,54 ± 0,71	5,20 ± 1,15	6,94 ± 2,40
	26	7,41 ± 0,67	5,48 ± 1,10	6,77 ± 0,53	6,51 ± 0,65
	131	7,92 ± 0,23	5,59 ± 0,69	7,34 ± 0,80	7,66 ± 0,80

Tableau III.4 Sommaire des propriétés mécaniques selon la vitesse de déformation

III.6 Modes de rupture

Les mécanismes d'endommagement et les modes de rupture des nappes de ceinturage en acier ont été décrits comme dépendant de l'orientation des renforts, de leur architecture ainsi que la vitesse de déformation. Ces différents aspects sont importants pour bien comprendre les mécanismes d'endommagement et construire un critère de rupture.

Nous trouvons que l'orientation des renforts joue un rôle prépondérant quant au mode de rupture. Leur construction et la vitesse de déformation influent davantage les densités d'endommagement. Nous pouvons donc répertorier les modes de rupture de la manière suivante :

(a) Rupture des renforts d'acier : ce mode n'a été observé que dans la direction longitudinale (0°). La rupture résulte de celle des fibres d'acier au sein des renforts amenant ainsi une rupture brutale de l'éprouvette. On observe que la vitesse de déformation influe sur le mécanisme de rupture des fibres : à vitesse lente on constate une rupture plus progressive, à vitesse rapide la rupture est plus brutale.

(b) Décohésion de l'interface entre les renforts d'acier et la matrice élastomère ou rupture en cisaillement. La nappe de ceinturage selon l'orientation des renforts a tendance à subir ce mode de rupture dont l'ampleur dépend du couplage entre la contrainte de cisaillement et les propriétés mécaniques de l'interface. L'initiation de ce dommage est souvent liée à des microfissures qui se forment en milieu d'éprouvettes et qui se propagent vers les interfaces en direction des bords d'éprouvettes. De plus, nous avons observé que les éprouvettes de Type A dont l'espacement entre les renforts d'acier est plus important tiennent mieux à ce type de dommage que les éprouvettes de Type B. Leur tenue en cisaillement en effet meilleure.

(c) Rupture de la matrice élastomère en raison du détorsadage : observée sur les éprouvettes transverses soumises à une traction. La construction des renforts d'acier et l'adhérence à l'interface ont un impact important sur ce mode de rupture comme nous avons pu l'indiquer dans la section III.3.3.

Ces endommagements pour différentes vitesses de déformation sont présentés sur la Figure III.29 respectivement pour les éprouvettes de Type A et B. Nous n'avons pas remarqué de différence entre les faciès de rupture pour différentes vitesses de déformation dans le cas de la traction d'un câble unique des renforts d'acier. Contrairement à la rupture des nappes lorsqu'elles sont sollicitées à 45° et 90° . Plusieurs sites de ruptures apparaissent, surtout quand les vitesses de déformation deviennent importantes. Par contre la fissuration créée pour ces orientations demeure identique quel que soit la vitesse de déformation.

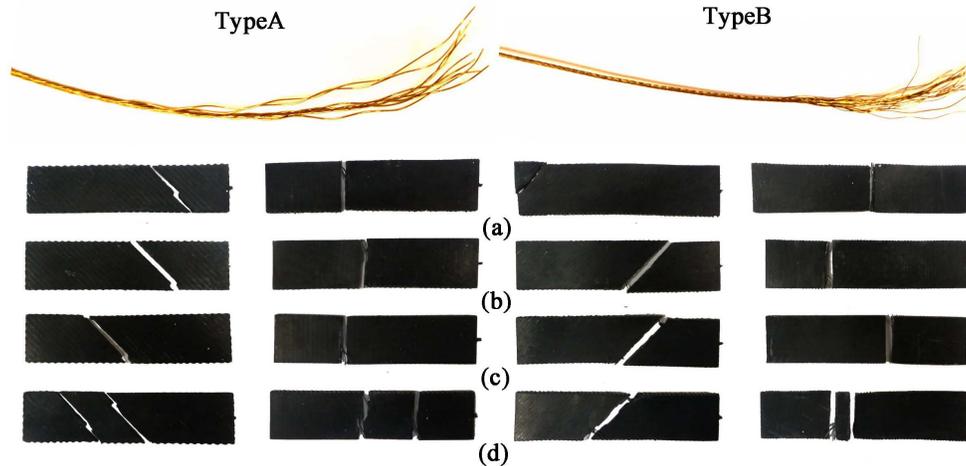


Figure III.29 Endommagement des éprouvettes pour différentes vitesses de déformation : (a) $3,3 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$, (b) $1,2 \text{ s}^{-1}$, (c) 26 s^{-1} , (d) 131 s^{-1}

Références Bibliographiques

- [Bassery, 2011] Bassery J. Prise en compte du vieillissement et de la fatigue dans le dimensionnement de structures en matériaux composites. PhD Thèse, Mines-ParisTech, 2011.
- [Berthelot, 1997] Berthelot JM. Matériaux composites comportement mécanique et analyse des structures. 2ème ed, Tec et Doc Hermès-Lavoisier, 1997.
- [Bonnet, 2004] Bonnet B, Thionnet A, Carrier P, Renard J. Matériaux composites soumis à de grandes vitesses de sollicitation. Analyse expérimentale et modélisation. Revue des Composites et des Matériaux Avancés. Vol 14, pp 89-106, 2004.
- [Bonnet, 2005] Bonnet B. Comportement au choc de matériaux composites pour applications automobiles. PhD Thèse, Mines-ParisTech, 2005.
- [Cembrola et al., 1988] Cembrola RJ, Dudek TJ. Cord/rubber material properties*. Rubber Chemistry and Technology, Vol 58, pp 830-856, 1985.
- [Daniel, 2005] Daniel IM, Ishai O. Engineering mechanics of composite materials. 2ème ed, Oxford University Press, 2005.
- [Delaet et al., 1994] Delaet M, Lataillade JL, Wolff C. Intralaminar shear loading. effects on the damage process of multiply composites at impact rates. Journal de Physique IV Colloque C8, supplément au journal de physique III. Vol 4, pp 213-218, 1994.
- [Fitoussi et al. 2005] Fitoussi J, Meraghni F, Jendli Z, Hug G, Baptiste D. Experimental methodology for high strain-rates tensile behaviour analysis of polymer matrix composites. Composites Science and Technology. Vol 65, pp 2174-2188, 2005.
- [Halpin et al., 1967] Halpin JC, Tsai SW. Effects of environmental factors on composite materials. Airforce Tech. Report AFML-TR-67, 423, 1967.
- [Jones, 1999] Jones RM. Mechanics of composite materials. 2ème ed, Taylor & Francis Inc., 1999.

- [Luo et al., 1979] Luo AYC, Walter JD. Interlaminar shear strain measurements in cord-rubber composites*. Rubber Chemistry and Technology, Vol 52, pp 792-804, 1979.
- [Luo et al., 1988] Luo SY, Chou TW. Finite deformation and nonlinear elastic behavior of flexible composites. Journal of Applied Mechanics, Vol 55, pp 149-155, 1988.
- [Nim dum, 2009] Nim dum P. Dimensionnement en fatigue des structures ferroviaires en composites épais. PhD Thèse, Mines-ParisTech, 2009.
- [Okoli, 2001] Okoli OI. The effects of strain rate and failure modes on the failure energy of fibre reinforced composites. Composite Structures. Vol 54, pp 299-303, 2001.
- [Patel et al., 1976] Patel HP, Turner JL, Walter JD. Radial tire cord-rubber composites. Rubber Chemistry Technology. Vol 49, pp 1095-1110, 1976.
- [Peel et al., 2001] Peel LD, Jensen DW. The response of fiber-reinforced elastomers under simple tension. Journal of Composite Materials. Vol 35, No 2, pp 96-137, 2001.
- [Rao et al. 2004] Rao S, Danial IM, Gdoutos EE. Mechanical properties and failure behavior of cord/rubber composites. Applied Composite Materials. Vol 11, pp 353-375, 2004.
- [Revest, 20011] Revest N. Comportement en fatigue de pièces épaisses en matériaux composites. PhD Thèse, Mines-ParisTech, 2011.
- [Rong et al. 2006] Rong J, Sun B, Hu H, Gu B. Tensile impact behaviour of multiaxial multilayer warp knitted (MMWK) fabric reinforced composites. Journal of Reinforced Plastics and Composites. Vol 25, No.12, pp.1305-1315, 2006.
- [Shokrieh et al., 2009] Shokrieh MM, Omid MJ. Tension behavior of unidirectional glass/epoxy composites under different strain rates. Composite Structures. Vol 88, pp 596-601, 2009.
- [Timoshenko et al., 1970] Timoshenko SP, Goodier JN. Theory of elasticity. 3ème ed, McGraw-Hill, 1970.
- [Todo et al., 2000] Todo M, Takahashi K, Béguelin P, Kausch HH. Strain-rate dependence of the tensile fracture behaviour of woven-cloth reinforced polyamide composites. Composites Science and Technology. Vol 60, pp 763-771, 2000.

Chapitre IV

Simulations numériques du comportement de nappes d'acier

Ce chapitre présente des calculs numériques permettant de mieux comprendre le comportement de nappes de ceinturage en acier suivant différentes directions : 0°, 45° et 90°. L'identification des paramètres des modèles et la validation ont été faits pour les renforts d'acier et la matrice élastomère. Les calculs sont basés sur un modèle établi à l'échelle microscopique, modèle qui prend en compte la non linéarité, la dépendance du temps, l'orientation des renforts d'acier ainsi que l'endommagement équivalent sur les renforts d'acier.

Sommaire

IV.1 Synthèse bibliographique	53
IV.1.1 Modèles analytiques	53
IV.1.2 Modèles basés sur les calculs par éléments finis	54
IV.1.2.1 Approche macroscopique	55
IV.1.2.2 Approche microscopique	55
IV.2 Identification du comportement des matériaux : Choix du comportement des constituants	56
IV.2.1 Choix des modèles du comportement	56
IV.2.1.1 Le renfort d'acier	56
IV.2.1.2 La matrice élastomère	57
IV.2.2 Passage micro-macro	61
IV.2.2.1 Contrainte et déformation moyenne	61
IV.2.2.2 Volume élémentaire représentatif et conditions aux limites	61
IV.2.3 Maillages géométriques et conditions aux limites	62
IV.2.3.1 La direction longitudinale	63
IV.2.3.2 La direction transverse	64
IV.2.3.3 La direction hors axes à 45°	64
IV.2.4 Méthode d'identification des modèles	65
IV.3 Résultats des calculs numériques et validation	68
IV.3.1 Simulation des essais de traction dans la direction longitudinale	68
IV.3.2 Simulation des essais de traction orientés hors axes à 45°	71
IV.3.2.1 Identification du module transverse pour les renforts d'acier	71
IV.3.2.2 Simulation des essais de traction et de l'orientation des renforts sur les nappes de ceinturage en acier	72
IV.3.3 Simulation des essais de traction dans la direction transverse : validation des modèles et mécanismes d'endommagement	73
IV.3.3.1 Validation du module transverse pour les renforts d'acier	73
IV.3.3.2 Effet du module transverse des renforts d'acier sur le comportement transverse pour la nappe de ceinturage	73
Références Bibliographiques	74

IV.1 Synthèse bibliographique

L'étude expérimentale a permis d'identifier les phénomènes intervenants au sein des matériaux étudiés. L'objectif de ce chapitre est de mieux comprendre le comportement des nappes de ceinturage en acier et les mécanismes des endommagements à l'aide de calculs numériques en éléments finis.

IV.1.1 Modèles analytiques

Dans la bibliographie on trouve des modèles analytiques traitant les propriétés des nappes de ceinturage en acier copiés sur les modèles de matériaux composites.

Une première approche a été proposée par Halpin-Tsai [[Halpin et al., 1976]. Cette approche prend en compte les propriétés mécaniques des constituants :

$$\begin{aligned}
 E_{11} &= v_c E_c + (1 - v_c) E_r \\
 E_{22} &= \frac{(1 + 2v_c) E_r}{(1 - v_c)} \\
 G_{12} &= \frac{G_r [G_c + G_r + v_c (G_c - G_r)]}{[G_c + G_r - v_c (G_c - G_r)]} \\
 v_{12} &= v_c v_c + (1 - v_c) v_r \\
 v_{21} &= v_{12} \frac{E_2}{E_1}
 \end{aligned} \tag{VI.1}$$

où E_c , E_r sont respectivement le module d'Young du renfort d'acier et celui de la matrice élastomère, G_r est le module de cisaillement de la matrice élastomère, v_c , v_r sont respectivement les coefficients de Poisson du renfort d'acier et celui de la matrice élastomère et v_c est la fraction volumique de renfort d'acier, E_{11} , E_{22} , sont les modules d'Young du matériau composite équivalent respectivement dans les directions longitudinale et transverse, G_{12} est le module de cisaillement du matériau composite, v_{12} , v_{21} sont les coefficients de Poisson du matériau composite dans le plan 12.

Gough [Gough, 1968] a proposé un modèle qui prend en compte la charge reprise par les renforts d'acier sur la largeur de nappe de ceinturage d'acier. Ce modèle prend en compte l'effet de l'orientation des renforts d'acier (Eq.(IV2)).

$$E = (1 - v_c) E_r \cdot \left[1 + \left(\frac{(1 - (\cot^2 \theta / v_r))^2}{1/v_r^2 - 1} \right) \right] / \left(1 + \frac{(1 - v_c) E_r}{v_c E_c (1 - v_r^2) \sin^4 \theta} \right) \tag{IV.2}$$

où θ est l'angle du renfort dans le plan 12.

Selon ce modèle, on peut finalement récrire les modules d'Young et de cisaillement suivant les directions principales:

$$\begin{aligned}
 E_{11} &= v_c E_c + (1 - v_c) E_r \\
 E_{22} &= \frac{4(1 - v_c) E_r \cdot [v_c E_c + (1 - v_c) E_r]}{3v_c E_c + 4(1 - v_c) E_r} \\
 G_{12} &= G_r (1 - v_c) \\
 v_{12} &= 0,5 \\
 v_{21} &= v_{12} \frac{E_2}{E_1}
 \end{aligned} \tag{IV.3}$$

Les résultats expérimentaux sont en bon accord avec la prédiction de ces modèles [Walter et al., 1979], [Vossberg et al., 1978].

Une deuxième approche est basée sur des considérations énergétiques [Clark, 1983], [Shield et al., 1994]. Ce dernier prend également en compte l'angle d'hélice du torsadé des câbles par rapport à la direction principale de renfort et le taux de rotation d'un renfort d'acier dans les expressions (IV.6). L'expression des modules devient plus complexe.

$$\begin{aligned}
 E_{11} &= c_1 v_c E_c \left[1 - \frac{6c_2 c_3 v_c (1 - v_r)}{c_1 (\overline{Ah}^2 \overline{E} + 6c_4 v_c (1 + v_r))} \right] + E_r \\
 E_{22} &= \frac{4E_r (c_1 v_c E_c + E_r) + \frac{24(1 + v_r) v_c E_c}{\overline{Ah}^2} (v_c E_c C + c_4 E_r)}{(4(1 + v_r^2) c_1 v_c E_c + 4E_r) + \frac{24(1 + v_r) v_c}{\overline{Ah}^2 \overline{E}} ((1 + v_r^2) v_c E_c C + c_4 E_r)} \\
 \frac{\overline{\tau}}{\tau} &= \frac{v_c^2 C}{v_c^2 C + c_4 v_c \overline{E} + \frac{\overline{Ah}^2 \overline{E}}{6(1 + v_r^2)} (c_1 v_c + \overline{E})} \tag{IV.6} \\
 v_{12} &= v_r \\
 v_{21} &= v_r \frac{E_2}{E_1}
 \end{aligned}$$

Avec $\overline{A} = A_c / R^2$, $\overline{h} = h / R^2$, $\overline{E} = E_r / E_c$, $\tau = -(c_3 \cdot N) / (v_c \cdot E_c \cdot C \cdot h \cdot R)$, $C = c_1 c_4 - c_2 c_3$.

Où A_c est l'aire totale des fibres dans un renfort, R est le rayon d'un renfort d'acier, h est l'épaisseur d'une nappe, τ est la torsade d'un renfort d'acier, $\overline{\tau}$ est le taux de rotation d'un renfort d'acier par unité de longueur (angle unitaire de torsion), N est la charge, c_1, c_2, c_3, c_4 sont des constantes dépendant de l'angle de hélice.

Ces modèles analytiques sont satisfaisants pour estimer les propriétés mécaniques initiales et expliquer le couplage entre la tension et le cisaillement lors d'une sollicitation hors axes. Par contre, ils ne peuvent pas prendre en compte les grandes déformations. Les méthodes numériques par éléments finis permettent cette prise en compte.

IV.1.2 Modèles basés sur les calculs par éléments finis

Le calcul par éléments finis permet de déterminer le comportement mécanique des matériaux composites. De nombreuses études ont utilisé cette méthode pour mieux comprendre le comportement des matériaux composites flexibles. Nous pouvons classer les modèles selon les échelles étudiées, en approche macroscopique ou microscopique.

IV.1.2.1 Approche macroscopique

Comme indiqué dans le chapitre III.1.2, à l'échelle macroscopique, on considère que l'ensemble de la structure est homogène et que les propriétés des constituants ont été pris en compte dans les modèles.

Ainsi [Turner et al., 1982] ont étudié le comportement en cisaillement intra-laminaire sur la binappe $\pm 20^\circ$. La technique appelée « *Pin test* » a été développée pour visualiser la déformation inter-laminaire. Cette technique utilise des épingles fixées sur l'échantillon et l'on observe la déformation de l'échantillon par le mouvement des épingles lors de la sollicitation. De plus, ils ont développé un modèle qui prend en compte les propriétés mécaniques des constituants et la géométrie pour décrire le comportement en cisaillement intra-laminaire. [DeEskinazi et al., 1984] ont également étudié l'effet de la déformation de cisaillement intra-laminaire en fonction des angles initiaux de renfort, des épaisseurs de nappe, des modules de cisaillement de la matrice élastomère, des modules des renforts d'acier et des largeurs de nappe. Cette étude a montré que la déformation maximale en cisaillement s'obtient lorsque l'angle initial de renfort est égal à 30° . Notons que le comportement en cisaillement de la nappe augmente avec l'augmentation du module des renforts d'acier par contre ce comportement en cisaillement diminue avec l'augmentation de l'épaisseur de nappe, du module de cisaillement de la matrice élastomère et de la largeur de nappe.

Cependant, ces travaux précédents sont basés sur un mode de comportement linéaire. Pour cette raison, des modèles non linéaires en traction/compression [Akhundov et al., 1999], [Akhundov et al., 2001] ont été proposés. Ces modèles ont été employés sur une nappe et sur des multi-nappes de ceinturage en acier. Ces modèles sont basés sur les propriétés mécaniques des constituants et utilisent le potentiel de Levinson-Burgess et le potentiel de Blatz. [Gurvich, 2006] a étudié les matériaux anisotropes hyperélastiques en utilisant la méthode des éléments finis pour déterminer le comportement de nappes de ceinturage en acier. Son modèle ne s'est intéressé qu'aux multi-nappes soumises à une traction.

IV.1.2.2 Approche microscopique

Comme indiqué dans le chapitre III.1.2, à l'échelle microscopique, les maillages éléments finis différencient la matrice des fibres. Les propriétés mécaniques des constituants ainsi que leur géométrie sont pris en compte dans cette approche.

De nombreux travaux [Padaparti et al. 1996], [Padaparti et al. 2001-1] et [Padaparti et al. 2001-2] ont été faits en utilisant cette approche. Plusieurs paramètres comme le type d'élément, l'effet le rôle des constituants, la contrainte à l'interface fibre-matrice, la géométrie du renfort et la mécanique de la rupture à l'interface fibres-matrice (l'intégrale J) ont été examinés dans ces études.

[Duthoit, 1999] a proposé un modèle de passage micro-macro. Tout d'abord, le matériau homogène équivalent (l'échelle macroscopique) est établi. Puis, les champs de déplacement sur le matériau homogène équivalent vont être appliqués comme conditions aux limites à l'échelle microscopique, (échelle plus fine). Le temps de calcul est ainsi diminué en gardant la même précision par rapport au calcul direct de la structure à l'échelle micro. Ensuite, [Gurvich, 2007] a proposé un modèle pour un matériau composite élastomère qui se compose de trois couches. Les deux couches extrêmes sont considérées comme un matériau élastomère isotrope hyperélastique de Mooney-Rivlin et la couche du milieu comme un matériau hyperélastique anisotrope, (renfort d'acier). L'effet de l'épaisseur de la couche en acier par rapport à l'épaisseur totale a été également étudié. Cette étude a montré que l'épaisseur de la couche d'acier a une forte influence sur le comportement en cisaillement dans le plan.

IV.2 Identification du comportement des matériaux : Choix du comportement des constituants

Dans ce paragraphe, le comportement de la nappe de ceinturage en acier a été étudié au moyen des éléments finis, utilisés à l'échelle microscopique. Les résultats numériques du comportement macroscopique sont comparés avec les essais expérimentaux qui sont relatifs à l'échelle macroscopique. On effectue en premier lieu l'identification du comportement des différents constituants, à savoir les renforts d'acier et la matrice élastomère. Puis la validation des paramètres des modèles, dans le domaine sain, sans endommagement, a été effectuée suivant la direction transverse. Enfin le comportement transverse, avec endommagement a été simulé. Notons que l'on a utilisé le code Z-Set comme outil numérique.

IV.2.1 Choix des modèles du comportement

A partir des résultats expérimentaux, on définit les modèles pour les constituants de la façon suivante :

IV.2.1.1 Le renfort d'acier

Le renfort d'acier se composant de plusieurs câbles torsadés, le comportement est isotrope transverse [Gent et al., 2005]. Notons que l'interaction entre les câbles pendant la sollicitation ne sera pas prise en compte dans cette étude. La matrice de souplesse (IV.7) utilisée pour le renfort d'acier présente la forme suivante :

$$\underline{\underline{S}} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{13}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \quad (IV.7)$$

Avec $\nu_{13} = \nu_{12}$, $E_3 = E_2$, $G_{13} = G_{12}$ et $G_{23} = \frac{E_2}{2(1+\nu_{23})}$

Notons que l'effet de détorsadage induit un comportement non linéaire dans la direction longitudinale du câble d'acier. Ce comportement non linéaire a été pris en compte en utilisant un modèle d'écroutissement cinématique non linéaire [Chaboche, 1977]. La contrainte équivalente de Von Mises a été choisie pour calculer la limite d'élasticité.

Pour décrire l'écroutissement cinématique non linéaire, on utilise la fonction de charge sous la forme indiquée en (IV.8):

$$\begin{aligned}
 f(\underline{\underline{\sigma}}, \underline{\underline{X}}) &= J(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{X}}) - R_0 + \frac{D}{2C} J^2(\underline{\underline{X}}) \\
 J(\underline{\underline{X}}) &= \left(\frac{3}{2} \underline{\underline{X}} : \underline{\underline{X}} \right)^{\frac{1}{2}} \\
 \underline{\underline{X}} &= \frac{2}{3} C \underline{\underline{\alpha}} \\
 \dot{\underline{\underline{\alpha}}} &= \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p = \left(\underline{\underline{n}} - \frac{3D}{2C} \underline{\underline{X}} \right) \dot{\lambda} \\
 \underline{\underline{n}} &= \frac{\partial f}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \\
 \dot{\lambda} &= \frac{\left\langle \frac{\partial f}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} : \underline{\underline{\dot{\sigma}}} \right\rangle}{\frac{\partial f}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} : \frac{\partial f}{\partial \underline{\underline{\sigma}}}}
 \end{aligned} \tag{IV.8}$$

Où f est la fonction de charge, $J(\underline{\underline{X}})$ est le critère de von Mises, R_0 est la limite d'élasticité, les constantes C et D représentent l'évolution de l'écroissage cinématique non linéaire, ε^p est la déformation plastique et la variable $\dot{\lambda}$ est le multiplicateur plastique.

IV.2.1.2 La matrice élastomère

Pour la matrice élastomère, nous avons choisi la méthode inverse pour identifier la loi de comportement en utilisant les résultats des essais de traction suivant la direction transverse et suivant la direction hors axe à 45° et ce avec différentes vitesses de déformation. Dans cette étude, on définit la matrice élastomère comme un matériau hyper-viscoélastique.

A. Rappel des modèles utilisés en grandes déformations

Le comportement de la matrice élastomère doit être considéré en grandes déformations. La transformation entre la configuration de référence (lagrangienne) et la configuration déformée (eulérienne) doit être pris en compte. Le mouvement d'un point matériel s'écrit suivant l'expression (IV.9).

$$\underline{\underline{x}} = \underline{\underline{x}}(\underline{\underline{X}}, t) \tag{IV.9}$$

On peut transformer la configuration de référence en configuration déformée, en utilisant le tenseur gradient de la transformation $\underline{\underline{F}}$ écrit en (IV.10).

$$\begin{aligned}
 d\underline{\underline{x}} &= \underline{\underline{F}} d\underline{\underline{X}} \\
 \underline{\underline{F}} &= \frac{\partial \underline{\underline{x}}}{\partial \underline{\underline{X}}} = \text{Grad} \underline{\underline{x}}(\underline{\underline{X}}, t) \\
 \underline{\underline{n}} \cdot d\underline{\underline{S}} &= J \underline{\underline{F}}^{-T} \underline{\underline{n}}_0 \cdot d\underline{\underline{S}}_0 \\
 dV &= J dV_0 \\
 J &= \det \underline{\underline{F}}
 \end{aligned} \tag{IV.10}$$

Afin de déterminer les tenseurs des contraintes et des déformations en chaque configuration, on introduit d'abord le tenseur des dilatations ou le tenseur de Cauchy-Green droit $\underline{\underline{C}}$ en configuration de référence. Ensuite, on introduit également le tenseur de Cauchy-Green gauche $\underline{\underline{B}}$ en configuration déformée. Le tenseur de la transformation $\underline{\underline{F}}$ est exprimé en configuration mixte.

$$\begin{aligned}\underline{\underline{C}} &= \underline{\underline{F}}^T \cdot \underline{\underline{F}} \\ \underline{\underline{B}} &= \underline{\underline{F}} \cdot \underline{\underline{F}}^T\end{aligned}\quad (IV.11)$$

Les tenseurs $\underline{\underline{C}}$ et $\underline{\underline{B}}$ sont liés aux invariants principaux : I_1 , I_2 et I_3 qui représentent respectivement des changements de longueur, d'aire et de volume.

$$\begin{aligned}I_1 &= \text{tr}(\underline{\underline{C}}) = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \\ I_2 &= \frac{1}{2} [\text{tr}(\underline{\underline{C}})^2 - \text{tr}(\underline{\underline{C}}^2)] = \lambda_1^2 \cdot \lambda_2^2 + \lambda_2^2 \cdot \lambda_3^2 + \lambda_1^2 \cdot \lambda_3^2 \\ I_3 &= \det(\underline{\underline{C}}) = J = \lambda_1^2 \cdot \lambda_2^2 \cdot \lambda_3^2\end{aligned}\quad (IV.12)$$

Les tenseurs de contrainte et de déformation selon les configurations sont présentés dans le tableau IV.1. Les tenseurs $\underline{\underline{\sigma}}$, $\underline{\underline{K}}$, $\underline{\underline{S}}$ sont respectivement le tenseur de Cauchy, le premier tenseur de Piola-Kirchhoff et le second tenseur de Piola-Kirchhoff.

Champs	Configuration		
	Lagrangienne	Mixte	Eulérienne
Déformation	$\underline{\underline{E}} = \frac{1}{2} (\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{I}})$	$d\underline{\underline{x}} = \underline{\underline{F}} \cdot d\underline{\underline{X}}$	$\underline{\underline{e}} = \frac{1}{2} (\underline{\underline{I}} - \underline{\underline{B}}^{-1})$
Contrainte	$df_0 = \underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{n}}_0 \cdot dS_0$ $\underline{\underline{S}} = J \cdot \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{F}}^{-T}$	$df = \underline{\underline{K}} \cdot \underline{\underline{n}}_0 \cdot dS_0$ $\underline{\underline{K}} = J \cdot \underline{\underline{F}}^{-1} \cdot \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{F}}^T$	$df = \underline{\underline{T}} \cdot \underline{\underline{n}} \cdot dS$ $\underline{\underline{T}} = \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{n}}$

Tableau IV.1 Description des tenseurs de contrainte et de déformation en grands déplacements

B. Potentiel des modèles hyperélastiques

Les modèles hyperélastiques sont classés en deux grandes familles. La première est basée sur l'approche phénoménologique tandis que la famille est basée sur l'approche statistique et considère les réseaux des chaînes formées reliées à une déformation macroscopique.

La première famille est basée sur l'observation expérimentale, un modèle bien connu est celui proposé par [Mooney, 1940]. Ce modèle est formulé suivant la forme (IV.13) :

$$W = C_1 (I_1 - 3) + C_2 (I_2 - 3) \quad (IV.13)$$

Où C_1 et C_2 sont les coefficients du modèle de Mooney. [Rivlin, 1948] a développé le potentiel W en fonction polynôme, soit le modèle de Rivlin généralisé (IV.14) :

$$W = \sum_{i,j,k=0}^{\infty} (C_{ijk} (I_1 - 3)^i (I_2 - 3)^j (I_3 - 3)^k) \quad (IV.14)$$

[Yeoh, 1993] a utilisé un potentiel W qui ne dépend que du premier invariant principal I_1 . Son modèle est exprimé sous la forme (IV.15) :

$$W = \sum_{i=1}^n C_i (I_1 - 3)^i \quad (\text{IV.15})$$

[Ogden, 1972] a écrit le potentiel W en terme de déformation généralisée. Son modèle s'écrit en série entière de λ , (IV.16) :

$$W = \sum_{n=1}^N \frac{\mu_n}{\alpha_n} (\lambda_1^{\alpha_n} + \lambda_2^{\alpha_n} + \lambda_3^{\alpha_n} - 3) \quad (\text{IV.16})$$

Où les paramètres du modèle $(\mu_n, \alpha_n)_{n=1, \dots, N}$ doivent obéir à la condition $\mu_n \cdot \alpha_n > 0 \quad \forall n = 1, 2, 3, \dots, N$.

La deuxième famille utilise l'approche statistique. L'écriture des potentiels repose sur des répartitions gaussienne ou non gaussienne de chaînes moléculaires déformées. [Treloar, 1944] a formulé son potentiel en considérant la répartition gaussienne de la longueur de chaînes moléculaires. Le potentiel dépend de la déformation de chaînes liée à l'état de l'entropie dans le volume, (IV.17) :

$$W = \frac{1}{2} NkT(I_1 - 3) \quad (\text{IV.17})$$

Où N , k et T sont respectivement le nombre de chaînes par unité de volume, la constante de Boltzmann et la température absolue.

Dans le cas de modèles utilisant la répartition non gaussienne, [Wang et al., 1952] ont employé la fonction de Langevin afin de représenter des réseaux de chaînes non gaussiennes. Leur modèle est constitué de trois chaînes orthogonales dans un réseau rectangulaire. L'expression de leur modèle, avec l'approximation des trois premiers termes de la fonction inverse de Langevin est :

$$W = NkT \left(b_1 \frac{I_1}{3} + b_2 \frac{\left(I_1^2 - \frac{4I_2}{3} \right)}{5} + b_3 \frac{\left(I_1^3 - \frac{12I_1 I_2}{5} \right)}{7} + C \right) \quad (\text{IV.18})$$

Où b_1 , b_2 , b_3 sont des fonctions du nombre de chaînes statistiques et C une constante. Notons que la même approche, avec un réseau tétraèdre, a aussi été proposée [Treloar, 1946].

Le modèle d'Arruda-Boyce est un modèle à huit chaînes [Arruda et al., 1993]. La chaîne statistique non-gaussienne de Langevin est utilisée dans le réseau pour spécifier l'extensibilité limite des chaînes. Le potentiel est donné par l'expression (IV.19) :

$$W = \mu_0 \left[\frac{1}{2}(I_1 - 3) + \frac{1}{20\lambda_m^2}(I_1^2 - 9) + \frac{11}{1050\lambda_m^4}(I_1^3 - 27) \right. \\ \left. + \frac{19}{7000\lambda_m^6}(I_1^4 - 81) + \frac{519}{673750\lambda_m^8}(I_1^5 - 243) + \dots \right] + \frac{1}{d} \left[\frac{J^2 - 1}{2} - \ln J \right] \quad (\text{IV.19})$$

$$d = \frac{2}{K}$$

Notons que le module de cisaillement initial μ_0 influence la pente initiale et traduit la remontée de l'évolution du comportement. Il correspond physiquement à l'extensibilité limite des chaînes λ_m . Le paramètre volumique d est lié au coefficient de Poisson ν du caoutchouc et au module de compressibilité K . Le coefficient de Poisson correspond à l'expression, (IV.20) :

$$\nu = \frac{3(K/\mu_0) - 2}{6(K/\mu_0) + 2} \quad (\text{IV.20})$$

La plupart des modèles hyperélastiques ont été comparés dans l'étude de [Marckmann et al., 2006]. Dans cette étude les points forts et faibles des modèles hyperélastiques ont été également évoqués.

Notons que, selon les potentiels indiqués ci-dessus, le tenseur de Cauchy, le premier tenseur de Piola-Kirchoff et le second tenseur de Piola-Kirchoff sont déterminés par l'expression, (IV.21) :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \frac{2}{J} \underline{\underline{F}} \cdot \frac{\partial W}{\partial \underline{\underline{C}}} \cdot \underline{\underline{F}}^T$$

$$\underline{\underline{K}} = 2 \underline{\underline{F}} \cdot \frac{\partial W}{\partial \underline{\underline{C}}} \quad (\text{IV.21})$$

$$\underline{\underline{S}} = 2 \cdot \frac{\partial W}{\partial \underline{\underline{C}}}$$

Dans notre étude, nous choisissons le modèle hyper-élastique d'Arruda-Boyce pour décrire la matrice élastomère. Il est physiquement basé sur l'approche de chaînes statistiques. De plus, ce modèle n'utilise que 3 paramètres, tels que μ_0 , λ_m et d , pour traduire le comportement de la matrice élastomère en grande déformation.

C. Viscoélasticité (Série de Prony)

Nous avons observé que les comportements dans la direction hors axes à 45° et suivant la direction transverse dépendent de la vitesse de sollicitation. Le module augmente avec la vitesse de déformation. Ce phénomène est dû à la viscosité de la matrice élastomère. Afin de rendre compte cet effet, nous avons utilisé la série de Prony qui permet de relaxer le module de cisaillement en fonction du temps, (Eq. IV.22) [Chen, 2000], [Fisher et al., 2003] :

$$\bar{\mu}(t) = 1 - \sum_{i=1}^N \mu_i \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \quad (\text{IV.22})$$

Où $\bar{\mu}(t)$ est le module de cisaillement normalisé, égal au rapport $\mu(t)/\mu_0$, les μ_i et τ_i sont les paramètres de la série de Prony.

Dans cette étude afin de décrire le comportement hyperélastique et l'effet de viscosité de la matrice polymère, nous associons deux modèles. Le modèle d'Arruda-Boyce prend en compte le comportement hyperélastique et les 3 termes de la série de Prony prennent en compte la dépendance du temps.

IV.2.2 Passage micro-macro

Cette partie présente une relation entre l'échelle microscopique et l'échelle macroscopique. Le volume élémentaire représentatif (VER) et les conditions aux limites sont également précisés dans cette partie.

IV.2.2.1 Contrainte et déformation moyenne

En vue d'une corrélation micro-macro, les relations entre l'échelle microscopique et l'échelle macroscopique doivent être établies. Considérons un milieu hétérogène contenant quelques inclusions, porosités ou fibres etc... Ce milieu hétérogène est en fait une petite pièce d'un grand milieu continu. Lorsque le milieu continu est progressivement sollicité par une force surfacique externe, il est dominé par des champs de contrainte et de déformation homogènes globaux. En revanche, si nous considérons le milieu hétérogène à l'échelle microscopique, nous trouvons que le champ local apparaît inhomogène. Cette inhomogénéité peut être remplacée par un champ homogène équivalent par une méthode d'homogénéisation, sur le volume.

Pour le champ de contrainte, la contrainte moyenne sur le volume V est donnée par :

$$\underline{\underline{\bar{\sigma}}} = \frac{1}{V} \int_V \sigma_{ij} dV \quad (IV.23)$$

Pour le champ de déformation, la déformation moyenne sur le volume V est donnée par :

$$\underline{\underline{\bar{\varepsilon}}} = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon_{ij} dV \quad (IV.24)$$

IV.2.2.2 Volume élémentaire représentatif et conditions aux limites

Le volume élémentaire représentatif (VER) est un motif représentatif de la microstructure du matériau étudié, capable de représenter en moyenne, un comportement macroscopique suffisamment équivalent à celui du matériau. Le VER peut contenir, selon les applications, des éléments comme par exemple des grains, des trous, des porosités etc.... Dans le cas d'un matériau composite, le VER associe des fibres et de la matrice, voire des porosités. Quand le matériau est hétérogène voire dispersé, il est toujours possible d'utiliser des conditions périodiques à condition d'avoir un volume élémentaire suffisamment grand. Les problèmes peuvent être classés selon les conditions aux limites suivantes :

- Conditions de contraintes homogènes

$$\sigma_{ij} \cdot n_j = \Sigma_{ij} \cdot n_j, \forall \underline{x} \in \partial V \quad (IV.25)$$

- Conditions de déformations homogènes

$$U_i = E_{ij}x_j, \forall \underline{x} \in \partial V \quad (IV.26)$$

- Conditions de déformations périodiques

$$U_i = E_{ij}x_j + v_i, \forall \underline{x} \in \partial V \text{ et } \underline{v} \text{ est périodique} \quad (IV.27)$$

Où le \underline{v} a la même valeur sur des faces opposées

La figure IV.1 représente les conditions de périodicité aux frontières appliquées selon les plans 13. Elles associent les couples de nœuds en regard dans le même plan, de part et d'autre de la cellule. Le déplacement imposé est identique.

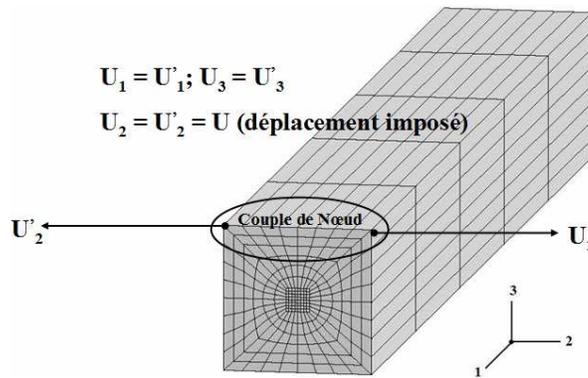


Figure IV.1 Conditions aux limites de type périodique

Dans la méthode des moyennes, le théorème de Stokes appliqué sur le volume permet de calculer les champs moyens de contraintes et de déformations et montre que le travail moyen microscopique est égal au travail macroscopique. Ainsi on obtient la corrélation micro-macro en contraintes, en déformations et au niveau du travail en écrivant :

$$\begin{aligned} \underline{\underline{\bar{\sigma}}} &= \underline{\underline{\Sigma}} \\ \underline{\underline{\bar{\varepsilon}}} &= \underline{\underline{E}} \\ \underline{\underline{\bar{\sigma}}} : \underline{\underline{\bar{\varepsilon}}} &= \underline{\underline{\Sigma}} : \underline{\underline{E}} \end{aligned} \quad (IV.28)$$

IV.2.3 Maillages géométriques et conditions aux limites

Regardons le maillage géométrique pour la nappe de ceinturage en acier (Figure IV.1). Il est constitué de l'ensemble renforts d'acier-matrice élastomère. Les dimensions du maillage sont précisées dans les tableaux II.1 et II.2 pour l'ensemble des éprouvettes. L'effet géométrique du torsadé dans le renfort est négligé. Le renfort est considéré comme un solide de forme cylindrique. On fait de plus l'hypothèse que l'interface renfort-matrice élastomère est parfaite : les champs de contrainte et de déformation sont continus. Notons aussi que la sensibilité des maillages a été étudiée pour les trois directions.

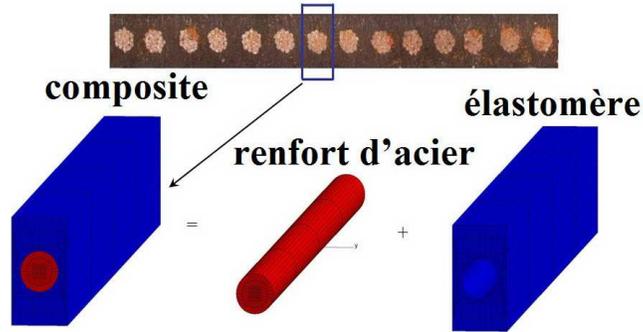
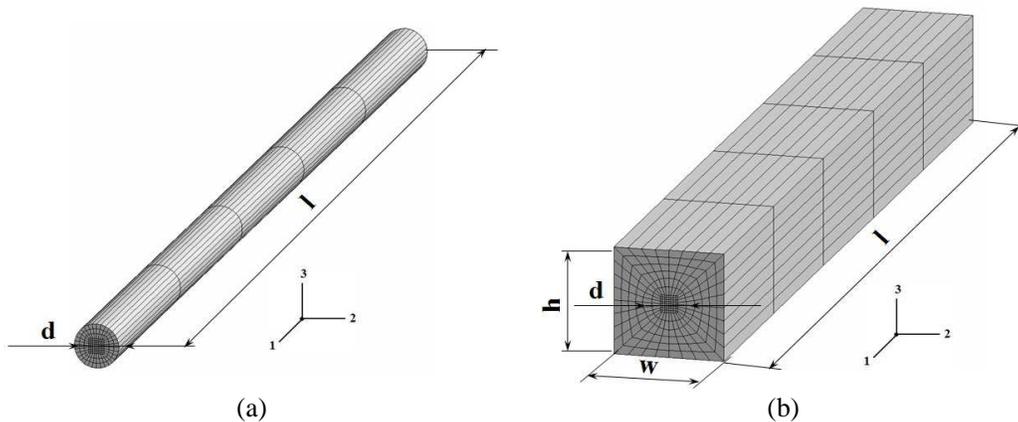


Figure IV.2 Maillage des éléments dans le VER

IV.2.3.1 La direction longitudinale

Afin de déterminer le comportement d'une nappe de renfort d'acier suivant la direction longitudinale, différents types de calcul sont présentés. Le premier correspond au maillage d'un renfort d'acier unique en forme cylindrique (Figure IV.3(a)). Le deuxième maillage se compose d'une partie matrice et d'une partie câble d'acier. En outre, on a également étudié l'effet des bords libres en associant les maillages multibrins de renfort jusqu'à 20 brins pour les nappes de ceinturage en acier (Figure IV.3 (b, c)).

Considérons les conditions aux limites, On fixe le déplacement d'une extrémité du plan 23 égal à 0 suivant la direction 1, ($U_1 = 0$), tandis que l'on impose sur l'extrémité opposée un déplacement U_1 . On définit également les frontières, plans de symétrie 12 et 13. On impose des déplacements U_2 et U_3 nuls pour ces frontières 13 et 12.



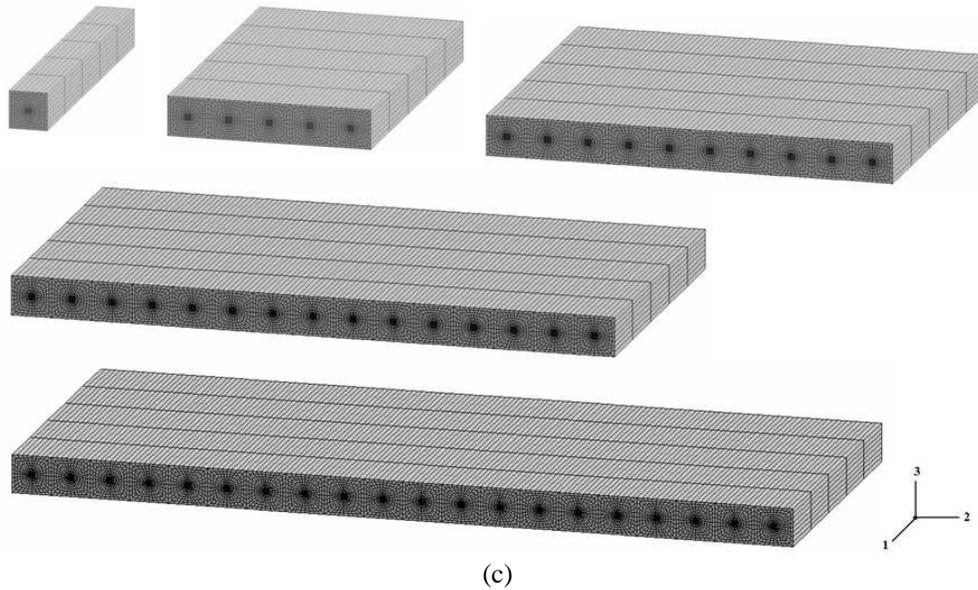


Figure IV.3 Maillages pour l'éprouvette dans la direction longitudinale : (a) Maillage du renfort d'acier, (b) Maillage du composite, (c) Maillages multibrins de renfort

IV.2.3.2 La direction transverse

Afin de simuler l'éprouvette dans le sens transverse, le maillage du VER est montré sur la figure IV.4. Ce maillage se compose deux éléments de base (un renfort d'acier et la matrice). Les conditions périodiques en déformation sont appliquées dans la direction 2 (U_2). L'axe 1, au milieu du maillage, est bloqué dans toutes les directions.

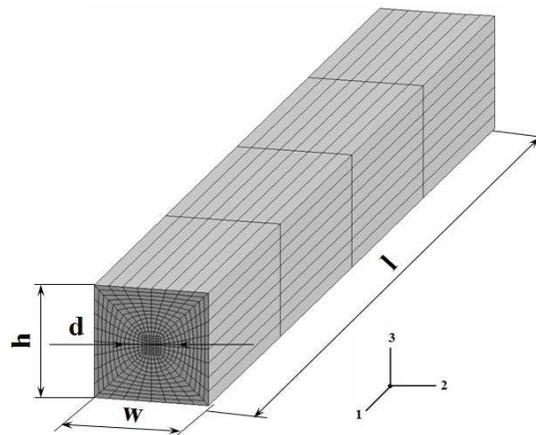


Figure IV.4 Maillage de l'éprouvette pour l'étude dans la direction transverse

IV.2.3.3 La direction hors axes à 45°

Afin de simuler l'éprouvette sollicitée hors axes à 45°, le maillage utilisé sur le volume représentatif (VER) a été représenté. Ce maillage est la projection à 45° du maillage de la direction transverse ° (Figure IV.5).

Les conditions aux limites périodiques sont appliquées selon la direction x tandis que la déformation est imposée dans la direction y . Le point au milieu du maillage est bloqué dans toutes les directions. Les paramètres de la géométrie de ce maillage sont détaillés dans le tableau IV.2.

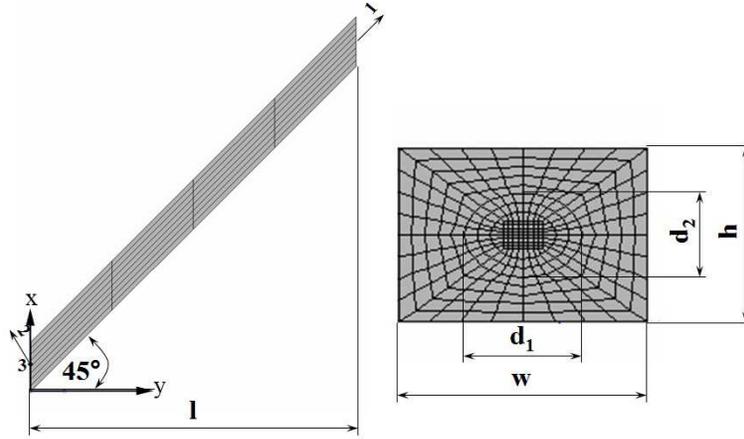


Figure IV.5 Maillage utilisé pour l'éprouvette dans la direction hors axes à 45°

Types	Dimension des maillages en mm												
	Longitudinal				Hors axes à 45°				Transverse				
	l	w	h	d	l	w	h	d ₁	d ₂	l	w	h	d
A	25	2,72	2,67	1,29	25	3,85	2,67	1,82	1,29	25	2,72	2,67	1,29
B	25	1,33	2,34	0,89	25	1,88	2,34	1,26	0,89	25	2,34	2,34	0,89

Tableau IV.2 Sommaire des dimensions des maillages

IV.2.4 Méthode d'identification des modèles

Cette partie s'intéresse aux techniques d'identification des paramètres des modèles présentés. Compte tenu de la complexité des comportements mécaniques et d'une limitation de certains essais expérimentaux, nous n'avons pas pu identifier directement tous les paramètres de nos modèles, en utilisant les résultats expérimentaux du chapitre III. Nous avons donc aussi employé l'identification numérique inverse pour obtenir les paramètres manquants des modèles. Les calculs numériques ont été faits à l'échelle microscopique en utilisant les maillages précédemment indiqués.

Dans un premier temps, nous avons identifié le modèle pour les renforts d'acier suivant la direction longitudinale en utilisant le maillage de la figure IV.3 (a). Rappelons que le renfort d'acier se compose de fils torsadés avec un comportement longitudinal et transverse différent. Nous avons considéré les renforts d'acier comme un matériau orthotrope non linéaire obéissant à un modèle d'écrouissage cinématique régi par les constantes C et D , (équation (IV.8)). Les paramètres de ce modèle ont été identifiés directement sur les essais de traction des renforts d'acier.

Nous rappelons qu'il n'y a pas de décohésion de l'interface de câble-matrice élastomère et de détorsadage dans le renfort d'acier jusqu'à rupture, lors des essais de traction hors axes à 45°. C'est la raison pour laquelle, le module transverse (E_{22}) des renforts d'acier a été identifié de manière indirecte sur une VER de matériau composite dans la direction 45° (Figure IV.5). Notons que le rapport, entre le module longitudinal et transverse

des renforts d'acier, influe sur leur réorientation lors de la sollicitation dans la direction à 45°. Nous montrerons ce fait au paragraphe IV.3.2.

Nous supposons que les coefficients de Poisson ν_{12} , ν_{13} sont égaux et valent 0,3, valeur qui correspond à celle de l'acier. Afin de simplifier l'identification, nous supposons aussi que le module de cisaillement G_{12} , pour le renfort d'acier, s'exprime par la relation de l'élasticité:

$$G_{12} = \frac{E_1}{2(1 + \nu_{12})} \quad (IV.29)$$

Notons que le coefficient de Poisson ν_{23} a été identifié lors des essais expérimentaux transverses où l'on observait l'endommagement au niveau des bords libres.

En fin, le module de cisaillement G_{23} se détermine par l'expression (IV.7), analogue à (IV.29), reliant G_{23} , E_2 et ν_{23} .

Dans un deuxième temps, nous identifions les paramètres des modèles utilisés pour la matrice élastomère. Comme nous avons déjà évoqué, le comportement de la matrice élastomère est hyper-viscoélastique. Ce comportement est décrit avec le modèle d'Arruda-Boyce (IV.19) et le modèle série de Prony (IV.22). Notons que les paramètres des modèles de la matrice élastomère sont identiques pour les éprouvettes type A et type B. Ces paramètres ont été optimisés numériquement, en utilisant les essais expérimentaux de traction pour la nappe de ceinturage en acier dans la direction 45°, à différentes vitesses de déformation. La figure IV.6 traduit un bon accord entre les calculs numériques et les essais expérimentaux pour le module de cisaillement μ_0 à différents temps de relaxation.

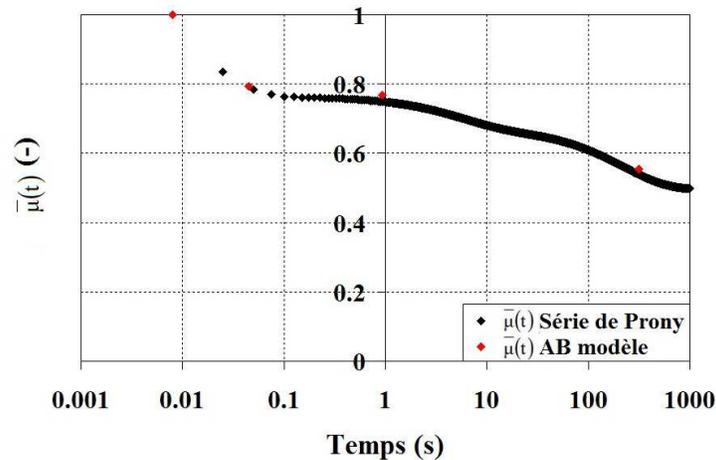


Figure IV.6 Pris en compte de l'effet de vitesse de déformation par la série de Prony sur les éprouvettes type A et B

Le tableau IV.3, présenté ci-après, résume les moyens d'identification des paramètres des modèles utilisés.

Constituants	Paramètres	Essais utilisés pour l'indentification	Condition d'obtention des paramètres
Renforts d'acier	E_1	L'identification se fait directement par les essais de traction monotone sur un renfort d'acier à différentes vitesses de déformation.	O
	$E_2 = E_3$	L'identification se fait de manière indirecte à l'aide de calculs numériques, en comparaison avec les essais de traction à 45°. Ces calculs supposent qu'aucun endommagement n'a eu lieu dans les renforts d'acier.	X
	$\nu_{12} = \nu_{13}$	On suppose que les coefficients ν_{12} et ν_{13} sont égaux à 0,30, valeur de l'acier.	O
	ν_{23}	L'identification a été effectuée avec les essais des nappes de ceinturage en acier dans la direction transverse.	O
	$G_{12} = G_{13}$	On a estimé ces valeurs avec les essais dans la direction à 45°, en utilisant l'expression (IV.32). L'essai de cisaillement pur n'étant pas réalisable.	O
	G_{23}	On a utilisé la formule de l'élasticité (IV.7) pour le matériau isotrope transverse.	X
	R_0	Cette valeur se détermine par le seuil du comportement non linéaire.	O
	C	L'identification se fait à partir des essais de traction, lorsque le module apparent devient non linéaire.	X
Matrice élastomère	D	L'identification se fait à partir des essais de traction, lorsque le module apparent devient non linéaire.	X
	μ_0	Cette valeur s'identifie à partir des essais de traction à différentes vitesses de déformation pour les éprouvettes hors axes à 45°.	X
	λ_m	Cette valeur s'identifie à partir des essais de traction, à différentes vitesses de déformation, pour les éprouvettes hors axes à 45°.	X
	d	Cette valeur a été identifiée à l'aide des essais expérimentaux et des calculs numériques, sur une nappe de ceinturage d'acier dans la direction hors axes à 45°.	X
	μ_1, τ_1 μ_2, τ_2 μ_3, τ_3	On les identifie à l'aide des résultats des essais de traction, à différentes vitesses de déformation, dans la direction hors axes à 45° et dans la direction transverse.	X
<p>Remarque : Les paramètres sont obtenus par essais ou à partir d'hypothèses - O Les paramètres sont identifiés par méthode inverse à l'aide des essais et des calculs numériques - X</p>			

Tableau IV.3 Identification des paramètres des modèles

IV.3 Résultats des calculs numériques et validation

Cette partie montre l'ensemble des résultats d'optimisation et de validation en les comparant avec les essais expérimentaux. En utilisant les techniques d'identification décrites ci-dessus, les paramètres finaux des modèles obtenus sont présentés dans le tableau IV.4.

Constituants	Paramètres	Type A	Type B
Renforts d'acier	E_1	110 870 MPa	141 990 MPa
	$E_2, E_3 = E_1/100$	1108,7 MPa	1419,9 MPa
	ν_{12}, ν_{13}	0,30	0,30
	ν_{23}	0,19	0,13
	G_{12}, G_{13}	4264,23 MPa	54 611,54 MPa
	G_{23}	4,66 MPa	6,28 MPa
	R_0	1200 MPa	1400 MPa
	C	600 000 MPa	600 000 MPa
	D	550	1000
Matrice élastomère	μ_0	3,78 MPa	3,78 MPa
	λ_m	5,00	5,00
	d	0,003 MPa ⁻¹	0,003 MPa ⁻¹
	μ_1, τ_1	0,236, 0,021 s	0,236, 0,021 s
	μ_2, τ_2	0,09, 5,5 s	0,09, 5,5 s
	μ_3, τ_3	0,178, 221 s	0,178, 221 s

Tableau IV.4 Bilan de l'optimisation des paramètres utilisés dans les modèles numériques

IV.3.1 Simulation des essais de traction dans la direction longitudinale

Les simulations numériques dans la direction longitudinale ont été effectuées en deux étapes. La première concerne le comportement des renforts d'acier. La deuxième étape établit en traction le comportement macroscopique équivalent d'une nappe dans la direction longitudinale.

La figure IV.7 présente les résultats numériques et expérimentaux obtenus sur un renfort d'acier en traction. L'ajustement des deux paramètres, (C, D), de l'écroutissage cinématique non linéaire permet l'accord avec les essais expérimentaux. Pour les renforts d'acier, comme nous l'avons indiqué, la non linéarité du comportement provient du détorsadage dans les renforts d'acier. Il n'y a ni plasticité ni endommagement. Dans le cadre de notre modélisation, nous utilisons ici le modèle de l'écroutissage cinématique non linéaire pour prendre en compte ce phénomène.

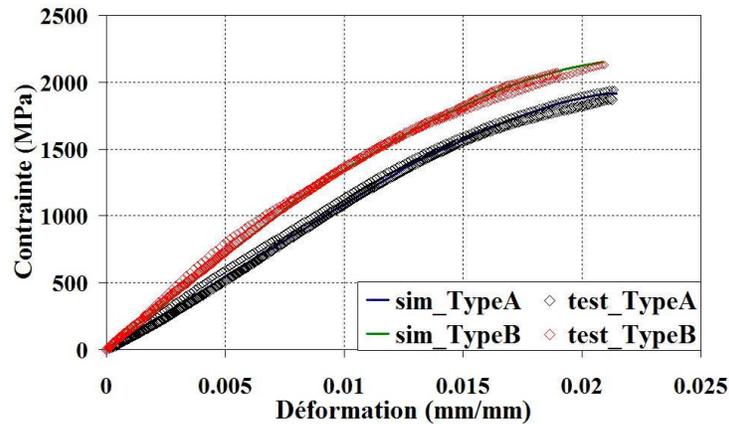


Figure IV.7 Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour les renforts d'acier

Après avoir obtenu les paramètres du comportement des renforts d'acier et de la matrice élastomère, nous avons déterminé le comportement équivalent du composite constitué d'une nappe de ceinturage dans la direction du renfort (Figure IV.8). Malheureusement nous ne pouvons pas tester expérimentalement une nappe de ceinturage.

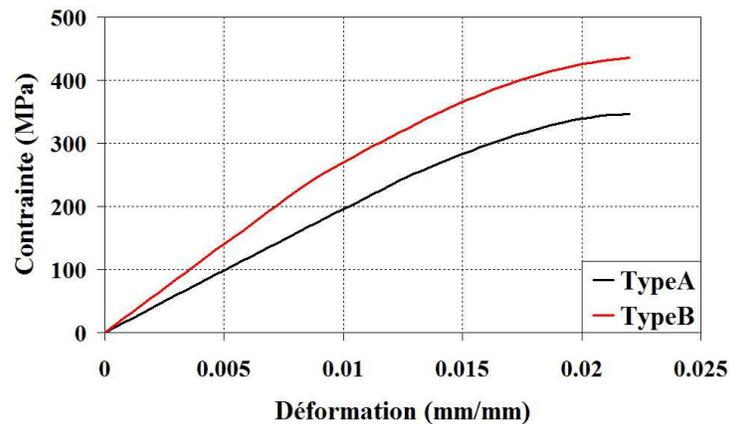


Figure IV.8 Résultats des calculs numériques pour les nappes de ceinturage en acier

Nous avons ensuite, déterminé les comportements du composite pour toute la gamme de vitesse de déformation étudiée. Les résultats des calculs numériques montrent clairement que la vitesse de déformation n'influe pas sur le comportement macroscopique pour les nappes de ceinturage en acier dans la direction des renforts (Figure IV.9). Le module E_{11} , obtenu dans la direction longitudinale est respectivement de 19,471 MPa et de 27,901 MPa pour les nappes de ceinturages en acier type A et en acier type B.

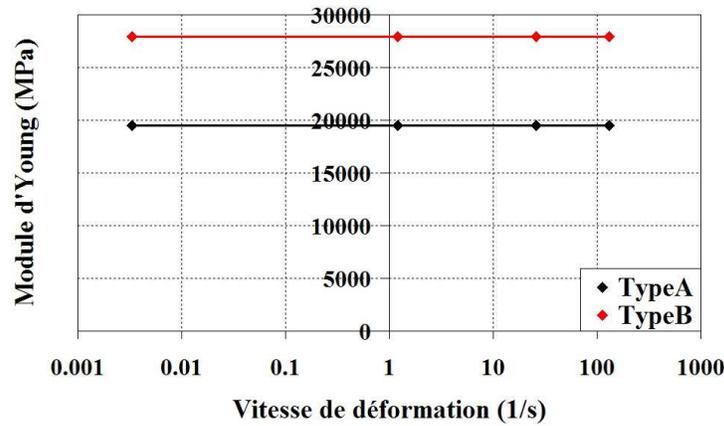


Figure IV.9 Effet des vitesses de déformation sur les nappes de ceinturage en acier dans la direction longitudinale

Nous avons ensuite étudié l'effet du bord libre sur le comportement macroscopique d'une nappe en faisant varier le nombre de brins (Figure IV.10). Les résultats des calculs numériques montrent, qu'au-delà de 10 brins de renforts d'acier, les coefficients de Poisson ν_{12} , ν_{13} macroscopiques, (Figure IV.11), sont stabilisés.

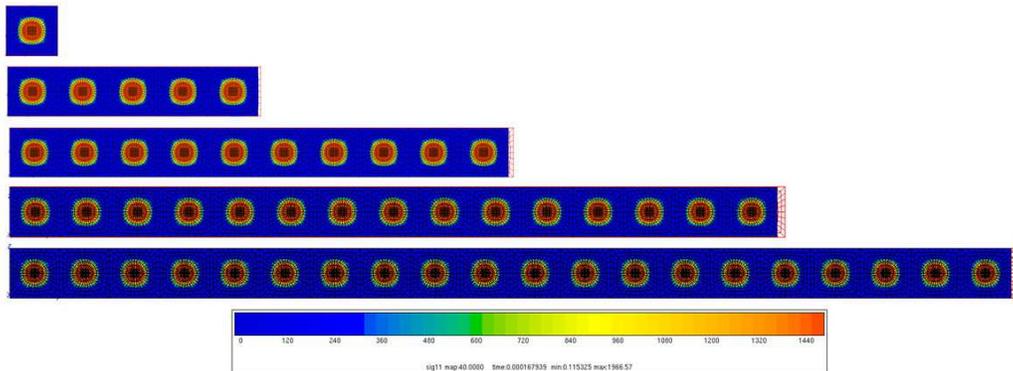


Figure IV.10 Champs de contrainte - Effet du bord libre

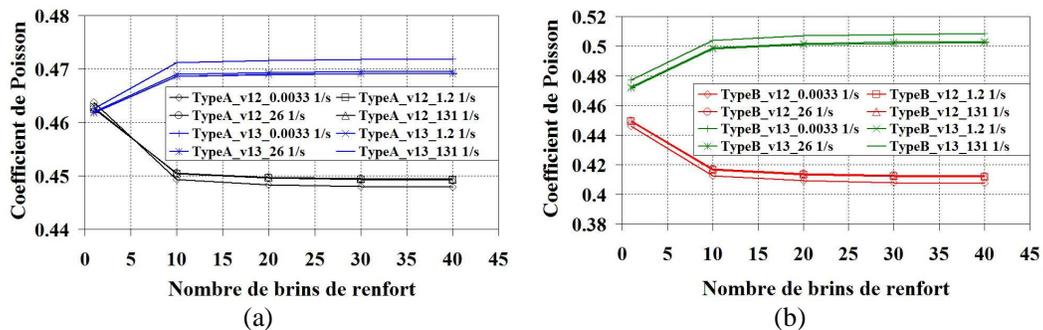


Figure IV.11 Coefficients de Poisson ν_{12} , ν_{13} vs nombre de brins de renfort à différentes vitesses de déformation : (a) Type A, (b) Type B

IV.3.2 Simulation des essais de traction orientés hors axes à 45°

IV.3.2.1 Identification du module transverse pour les renforts d'acier

Comme présenté auparavant, nous identifions le module transverse pour les renforts d'acier, en utilisant les résultats des essais de traction hors axe à 45°, essais effectués à différentes vitesses de déformation. Ces essais permettent d'obtenir les lois de comportement contrainte-vs-déformation, l'évolution de la réorientation des renforts lors de l'essai ainsi que l'angle des renforts à rupture. Une simulation numérique de ces effets a été effectuée. Le module transverse des câbles influe sur l'angle de renfort à rupture lorsque ce module devient suffisamment faible. La chute du module transverse des renforts d'acier a lieu s'il y a endommagement. Nous n'avons observé aucun endommagement sur les câbles dans les nappes de ceinturage en acier pour les essais de traction hors axes à 45°. C'est pour cette raison que nous avons supposé que le module transverse restait constant jusqu'à la rupture. Lorsque le rapport E_{11}/E_{22} est supérieur à 100, (Figure IV.12), l'angle de renfort à rupture, initialement de l'ordre de 25°, évolue. La figure IV.13 montre l'effet de l'endommagement sur la réorientation des câbles. Il est à noter que la réorientation des renforts d'acier diminue considérablement lors de la présence de l'endommagement pris en compte par un comportement équivalent.

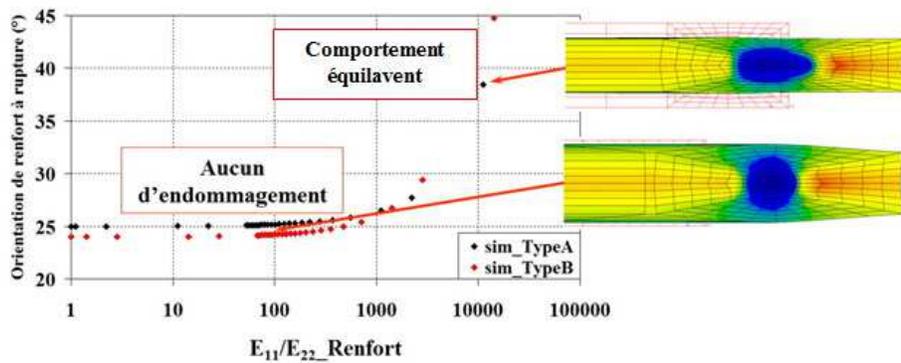


Figure IV.12 Influence du rapport E_{11}/E_{22} , (module longitudinal / module transverse), sur l'orientation des renforts à rupture dans la direction 45°

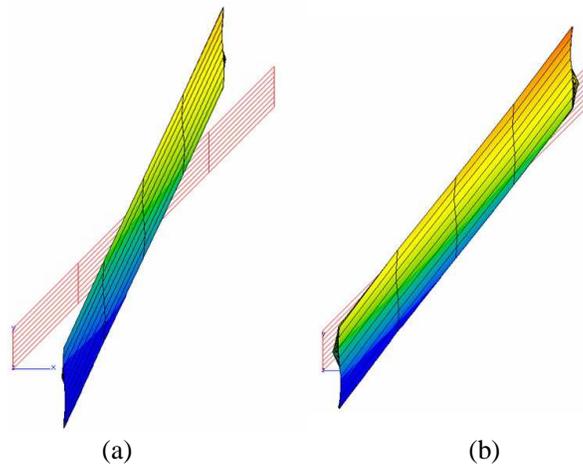


Figure IV.13 Réorientation du renfort : (a) Aucun d'endommagement, (b) L'endommagement équivalent diminue le module transverse

IV.3.2.2 Simulation des essais de traction et de la réorientation des renforts sur les nappes de ceinturage en acier

Les essais à 45° ont été utilisés afin d'identifier en premier lieu le comportement hyper élastique du modèle d'Arruda-Boyce pour la matrice élastomère. Cette identification prend en compte à la fois les relations de contrainte-déformation et la réorientation des renforts d'acier. En deuxième lieu la série de Prony permet de prendre en compte la dépendance vis-à-vis du temps (à savoir l'effet de la vitesse de déformation). Ces deux paramètres des modèles traduisent finalement le comportement hors axes à 45° pour les différentes vitesses de déformation (Figure IV.14).

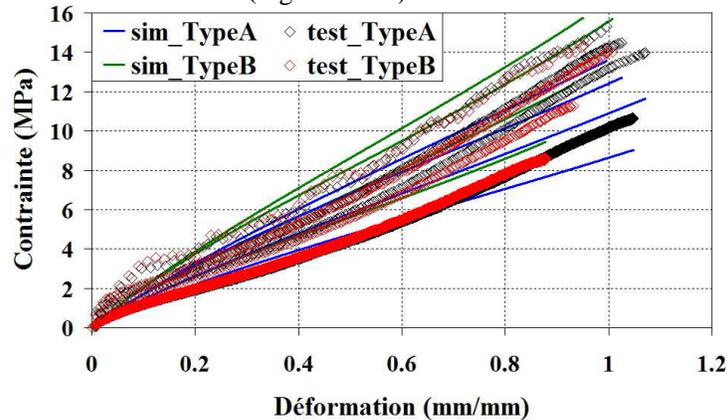


Figure IV.14 Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour les essais de traction hors axes à 45° avec les vitesses de déformation de 3.3×10^{-3} à 131 s^{-1}

En ce qui concerne la réorientation des renforts d'acier en fonction de la déformation, la figure IV.15 montre la bonne corrélation entre les essais et les modèles optimisés pour les deux types des renforts d'acier. Notons que s'il n'y a pas d'endommagements dans la matrice élastomère, le paramètre volumique d du modèle d'Arruda-Boyce est très faible et n'influe pas sur l'orientation des renforts, par contre s'il y a des endommagements et ils sont suffisamment grands dans la matrice élastomère, le paramètre d est important et influe sur la réorientation des renforts d'acier. Dans notre étude, nous avons observé que de très faibles endommagements. Pour cette raison, nous avons supposé que le paramètre volumique d est très faible et n'influe pas sur l'orientation des renforts d'acier.

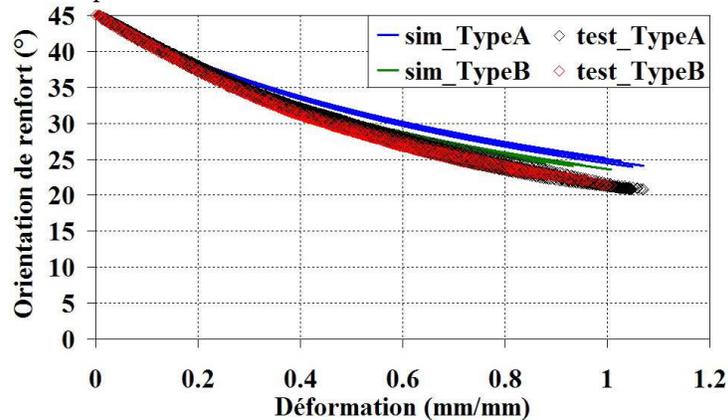


Figure IV.15 Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour la réorientation des renforts lors des essais de traction hors axes à 45°

IV.3.3 Simulation des essais de traction dans la direction transverse : validation des modèles et mécanismes d'endommagements

Afin de valider les paramètres des modèles que nous avons identifiés, nous avons utilisé les essais dans la direction transverse.

Rappelons que, dans la direction transverse, nous avons observé les fissurations dans les renforts d'acier et la décohésion fibre-matrice élastomère lorsque le niveau de déformation atteint des valeurs seuils. Ces seuils de déformations dépendent également du type des renforts d'acier. C'est pour cette raison que la simulation numérique comporte deux étapes. La première partie correspond au début des déformations avant l'apparition des endommagements. La deuxième partie des déformations, après le seuil de l'initiation des endommagements, et jusqu'à la rupture étudie les endommagements dus à l'effet du détorsadage.

IV.3.3.1 Validation du module transverse pour les renforts d'acier

L'observation des endommagements aux bords libres dans la partie III.4.1, correspond aux seuils de déformation de 0,2 et de 0,05 pour les éprouvettes type A et type B respectivement. Pour la première partie sans endommagement, le module transverse E_{22} identifié précédemment est égal à $E_{11}/100$ pour les deux renforts d'acier. Les résultats numériques des deux types de renforts donnent une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux pour les vitesses de déformation de $1,2 \text{ s}^{-1}$ à 131 s^{-1} sauf pour la vitesse de déformation de $3,3 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$. A cette vitesse, les calculs numériques donnent un comportement plus rigide que celui des essais expérimentaux (Figure IV.16).

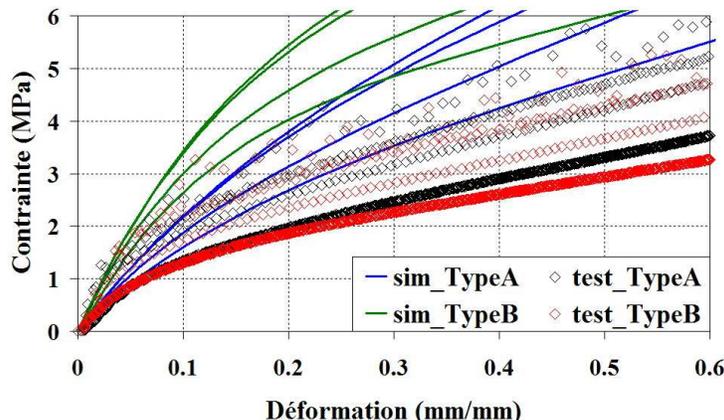


Figure IV.16 Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour les essais de traction transverse à différentes vitesses de déformation en dessous du seuil de l'initiation des endommagements

IV.3.3.2 Effet du module transverse des renforts d'acier sur le comportement transverse pour la nappe de ceinturage

Dans la deuxième partie, au-delà du seuil d'endommagement, nous avons étudié les mécanismes d'endommagement. Dans ce domaine, pour le matériau endommagé équivalent (fissure et décohésion fibre/matrice) nous avons diminué la rigidité dans la direction transverse en fonction de la déformation. La diminution du module transverse jusqu'à 29 MPa

et 18 MPa donne des résultats des calculs numériques en accord avec les essais expérimentaux pour les nappes de ceinturages en acier type A et type B respectivement.

La figure IV.17 montre l'effet d'apparition des endommagements sur les champs de déformation dans les cas non endommagé et endommagé. La comparaison entre les résultats des calculs numériques et les résultats des essais expérimentaux est montrée sur la figure IV.18.

L'analyse des résultats numériques, permet de montrer que le module transverse des renforts d'acier joue un rôle majeur sur le comportement transverse des nappes de ceinturage en acier. Afin d'augmenter la performance des nappes de renforts d'acier dans cette direction, on a besoin d'un renfort d'acier difficilement dé-torsadé et d'une bonne adhérence de l'interface de renforts d'acier-matrice élastomère.

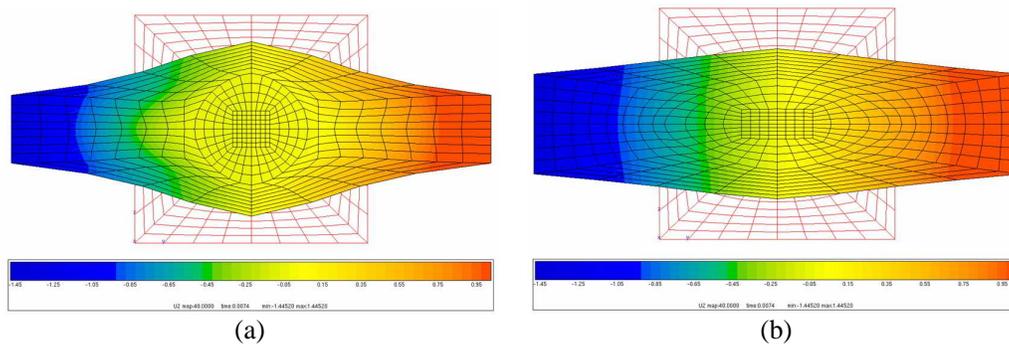


Figure IV.17 Déformation des maillages pour l'éprouvette dans la direction transverse à la déformation de 1,05 : (a) Aucun d'endommagement (b) Endommagement équivalent

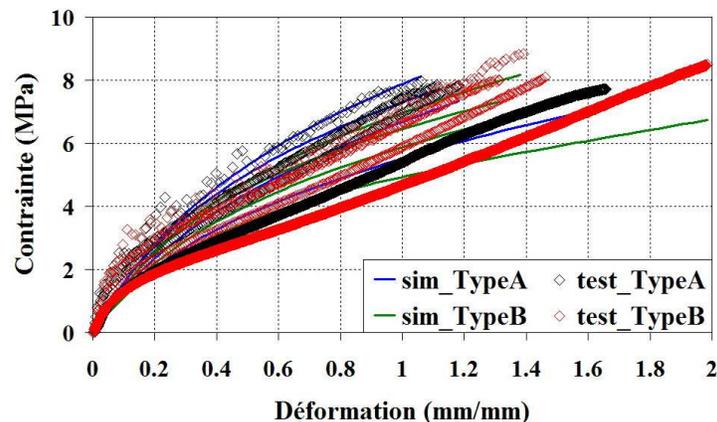


Figure IV.18 Comparaison entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques pour les essais de traction transverse - Effet du module transverse des renforts d'acier

Références Bibliographiques

[Akasaka et al., 1972] Akasaka T, Hirano M. Approximate elastic constants of fiber reinforced rubber sheet and its composite laminate. Composite Materials and Structures, Vol 1, pp 70-76, 1972.

- [Akhundov et al., 1999] Akhundov VM, Lunyov VP. Calculation and experimental study of a unidirectional of rubber-cord composite in tension and compression. *Mechanics of Composite Materials*, Vol 35, No 3, pp 227-232, 1999.
- [Akhundov et al., 2001] Akhundov VM, Lunyov VP. Calculation and experimental study of a two-way reinforced rubber-cord composite in tension. *Mechanics of Composite Materials*, Vol 37, No 2, pp 131-138, 2001.
- [Arruda et al., 1993] Arruda EM, Boyce MC. A three-dimensional constitutive model for the large stretch behaviour of rubber elastic material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.42, No.2, pp 389-412, 1993.
- [Chaboche, 1977] Chaboche JL. Sur l'utilisation des variables d'état interne pour la description de la viscoplasticité cyclique avec endommagement. *Symposium Franco-Polonais de Rhéologie et Mécanique*, pp 137-159, 1977.
- [Chen, 2000] Chen T. Determining a Prony series for a viscoelastic material from time varying strain data. *Rapport de la NASA*, TM-2000-210123, ALR-TR-2206, May, 2000.
- [Clark, 1983] Clark SK. Theory of the elastic net applied to cord-rubber composites*. *Rubber Chemistry and Technology*, Vol 56, No 2, pp 372-398, 1983.
- [DeEskinazi et al., 1984] DeEskinazi J, Cembrola RJ. A parametric study on interlaminar shear strains in cord-rubber composites*. *Rubber Chemistry and Technology*, Vol 57, No 1, pp 168-183, 1984.
- [Duthoit, 1999] Duthoit J. A micromechanics-based method for off-axis strength prediction of unidirectional laminae - Approach for a nonlinear rubber based lamina. Master thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University, 1999.
- [Fisher et al., 2003] Fisher FT, Brinson LC. Macroscale experimental evidence of a reduced mobility non-bulk polymer phase in nanotube reinforced polymers. 44th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, Norfolk VA, USA, 2003.
- [Gent et al., 2005] Gent AN, Walter JD. The pneumatic tire. National Highway Traffic Safety Administration, U.S. Department of Transportation, Washington D.C. 20590, August, 2005.
- [Gough, 1968] Gough VE. Stiffness of cord and rubber construction*. *Rubber Chemistry and Technology*, Vol 41, No 4, pp 988-1021, 1968.
- [Gurvich, 2006] Gurvich MR. On multi-scale modeling of elastomeric laminated composites for structural analysis. *Rubber Chemistry and Technology*, Vol 79, No 2, pp 217-232, 2006.
- [Gurvich, 2007] Gurvich MR. On effective modeling of laminated cord-rubber composites. *Rubber Chemistry and Technology*, Vol 80, No 4, pp 608-620, 2007.
- [Halpin et al., 1976] Halpin JC, Kardos JL. The Halpin-Tsai equations: a review. *Polymer Engineering and Science*, Vol 16, No 5, pp 344-352, 1976.

- [Marckmann et al., 2006] Marckmann G, Verron E. Comparison of hyperelastic models for rubber-like materials. *Rubber Chemistry and Technology*, Vol 79, No 5, pp 835-858, 2006.
- [Mooney, 1940] Mooney M. A theory of large elastic deformation. *Journal of Applied Physics*, Vol 11, Issue 9, pp 582-592, 1940.
- [Ogden, 1972] Ogden RW. Large deformation Isotropic elasticity - on the correlation of theory and experiment for incompressible rubberlike solids. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol. 326, No. 1567, pp. 565-584, 1972.
- [Padaparti et al., 1996] Padaparti RMV, May AW. A micromechanical analysis to predict the cord-rubber composite properties. *Composite Structures*, Vol 34, pp 361-369, 1996.
- [Padaparti et al., 2001-1] Padaparti RM, Jayanti S, Henkle J, El-Mounayri H. Design simulation of twisted cord-rubber structure using ProE/ANSYS. *Composite Structures*, Vol 52, pp 287-294, 2001.
- [Padaparti et al., 2001-2] Padaparti RMV, May AW. Micromechanical analysis of fatigue crack in cord-rubber composites. *Composite Structures*, Vol 54, pp 459-465, 2001.
- [Rivlin, 1948] Rivlin RS. Large elastic deformations of isotropic materials. IV. Further developments of the general theory. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol 241, No 835, pp 379-397, 1948.
- [Shield et al., 1994] Shield CK, Costello GA. The effect of wire rope mechanics on the mechanical response of cord composite laminates: an energy approach. *Journal of Applied Mechanics*, Vol 61, pp. 9-15, 1994.
- [Treloar, 1944] Treloar LRG. Stress-strain data for vulcanised rubber under various types of deformation. *Transactions of the Faraday Society*, Vol 40, pp 59-70, 1944.
- [Treloar, 1946] Treloar LRG. The elasticity of a network of long-chain molecules: Part III. *Transactions of the Faraday Society*, Vol 42, pp 83-94, 1946.
- [Turner et al., 1982] Turner JL, Ford JL. Interply behavior exhibited in compliant filamentary composite laminates*. *Rubber Chemistry and Technology*, Vol 55, No 4, pp 1078-1094, 1982.
- [Vossberg et al., 1978] Vossberg SM, Coppock TN. Rapport non publié de The Firestone Tire & Rubber Company. 1978.
- [Walter et al., 1979] Walter JD, Patel HP. Approximate expressions for the elastic constants of cord-rubber laminates*. *Rubber Chemistry and Technology*, Vol 52, No 4, pp 710-724, 1979.
- [Wang et al., 1952] Wang MC, Guth EJ. Statistical theory of networks of non-Gaussian flexible chains. *Journal of Chemical Physics*, Vol 20, pp 1144-1157, 1952.
- [Yeoh, 1993] Yeoh OH. Some forms of the strain energy function for rubber. *Rubber Chemistry and Technology*, Vol 66, No 5, pp 754-771, 1993.

PARTIE C

Comportement à l'impact par masse tombante et indentation

Chapitre V

Etude de l'impact par masse tombante

Dans ce chapitre, nous présentons l'étude de l'impact par masse tombante pour des nappes de ceinturage en acier. L'objectif de cette étude est de mieux comprendre la réponse sous impact, les mécanismes d'endommagement par impact et la résistance à la perforation.

Sommaire

V.1 Synthèse bibliographique	79
V.1.1 Réponse dynamique et modélisation sous l'impact	79
V.1.2 Caractérisation sous impact par masse tombante, résistance à la perforation et résistance résiduelle	81
V.1.3 Endommagements par impact	83
V.2 Etude expérimentale de l'impact par masse tombante	85
V.2.1 Objectif des essais d'impact par masse tombante	85
V.2.2 Eprouvettes d'essai d'impact par masse tombante	86
V.2.3 Description des dispositifs de la machine d'impact par masse tombante	87
V.2.3.1 Caractéristiques de la machine d'impact par masse tombante	87
V.2.3.2 Système d'encastrement et table orientable	88
V.2.4 Descriptif des essais d'impact par masse tombante	90
V.2.4.1 Dépouillement de la mesure de force	91
V.2.4.2 Observation optique des endommagements après impact	91
V.3 Résultats expérimentaux	92
V.3.1 Essais d'impact sans pré-tension des renforts	92
V.3.2 Essais d'impact avec pré-tension des renforts	94
V.3.3 Essais d'impact avec inclinaisons de l'éprouvette et pré-tension des renforts	96
V.3.4 Essais d'impact avec différents diamètres d'impacteur et pré-tension des renforts	96
V.3.5 Essais d'impact sur une bi-nappe croisée avec pré-tension des renforts	97
V.4 Résistance à la perforation	98
V.5 Investigation des endommagements par impact	100
Conclusion	102
Références bibliographiques	103

V.1 Synthèse bibliographique

De manière générale, la plupart des études de l'impact par masse tombante se focalisent sur des matériaux composites à haute performance à savoir les composites carbone/époxy et verre/époxy ..., pour des applications automobiles, militaires, aéronautiques et spatiales [Davies et al., 1996], [Hosseinzadeh et al., 2006]. Par contre pour les matériaux composites flexibles, renforcés par des câbles d'acier, la bibliographie est très pauvre en informations.

Selon la bibliographie, les études d'impact par masse tombante peuvent être classées en 3 catégories: (i) les modélisations, (ii) les caractérisations mécaniques et (iii) l'étude des endommagements. Nous présenterons les synthèses de ces bibliographies.

V.1.1 Réponse dynamique et modélisation sous l'impact

Le travail d' [Olsson, 2000] indique que les réponses dynamiques à l'impact dépendent du matériau, de son amortissement et du temps du contact. D'après cette étude, nous pouvons présenter la classification suivante :

- si le temps du contact est très court, la réponse est dominée par une propagation d'onde en 3D, (Figure V.1(a)). La réponse à l'impact est celle d'une onde de dilatation. Ceci est réalisé avec un pistolet à gaz ;
- si le temps du contact devient assez long, la réponse est celle d'une plaque flexible (Figure V.1(b)). La réponse tient compte du retour de l'onde de flexion. Cette réponse est celle d'une plaque vibrant en flexion ;
- si le temps du contact est très long la réponse devient quasi-statique (Figure V.1(c)). L'onde de flexion ne perturbe plus l'impact.

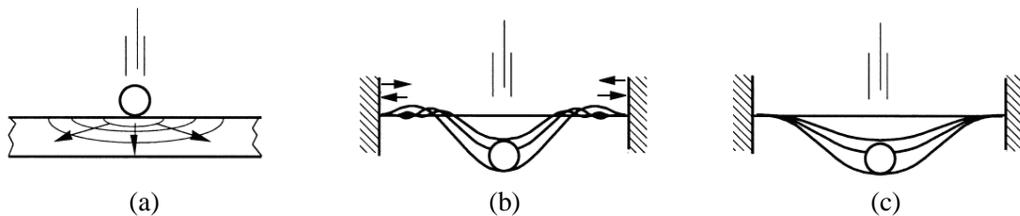


Figure V.1 Différents types de réponse à l'impact [Olsson, 2000] : (a) Réponse dominée par une propagation d'onde en 3D, (b) Réponse contrôlée par une onde de flexion de plaque, (c) Réponse quasi-statique

Le rapport M_{imp}/M_p permet de différencier les deux derniers types de réponse. M_{imp} et M_p sont respectivement la masse de l'impacteur et la masse de la plaque. La réponse est quasi-statique si: $M_{imp}/M_p \geq 2$. Les essais d'impact par masse tombante donnent généralement une réponse quasi-statique, car les masses utilisées sont importantes, afin d'obtenir le niveau d'énergie d'impact visé avec une hauteur de chute de 2,0 à 2,5 m.

Première approche analytique :

Pour estimer la réponse sous impact, la première approche utilisée par la plupart des chercheurs, est celle du modèle analytique du contact de Hertz (V.1) et/ou la loi de Meyer (V.2).

$$F = k\alpha^{1,5} \quad (V.1)$$

La limitation de hauteur de la tour tend à augmenter la valeur des masses tombantes.

$$F = k\alpha^n \quad (V.2)$$

$$\alpha = x_{\text{imp}} - x_p$$

Ces lois de contact présentent des relations entre la charge appliquée F et la profondeur de l'indentation α , (déplacement relatif impacteur / cible). Le paramètre k est le rapport de rigidité entre les deux corps, (impacteur/cible), estimé par l'expression (V.3). Les paramètres x_{imp} , x_p sont respectivement les déplacements de l'impacteur et de la cible.

Dans le cas de matériaux isotropes :

$$k = \frac{4}{3} E^* R^{*\frac{1}{2}} \quad (V.3)$$

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-v_1^2}{E_1} + \frac{1-v_2^2}{E_2}$$

$$\frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}$$

Où les E sont les modules d'Young et les R les rayons de l'impacteur. Les indices 1 et 2 sont respectivement relatifs au corps de l'impacteur et à celui de la cible.

Dans le cas d'un matériau impacté isotrope transverse, l'expression E^* devient (V.4) [Willis, 1966] :

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-v_1^2}{E_1} + \frac{1}{E_{22}} \quad (V.4)$$

Où E_{22} est le module d'Young transverse du matériau isotrope transverse de la cible.

Dans la partie décharge, la Force est obtenue par l'expression (V.5), en fonction de la charge maximale F_m , de l'indentation maximale α_m et de l'indentation critique α_{cr} , (α_{cr} représente l'indentation limite sans indentation permanente), [Yang et al., 1981]. Le coefficient n est une constante, qui varie généralement entre 1,5 et 2,5.

$$F = F_m \left[\frac{(\alpha - \alpha_0)}{(\alpha_m - \alpha_0)} \right]^n \quad (V.5)$$

$$\alpha_0 = \alpha_m \left[1 - (\alpha_{cr}/\alpha_m)^n \right], \alpha_m > \alpha_{cr}$$

Deuxième approche analytique :

La deuxième famille de modèles analytiques, utilisés pour modéliser la réponse sous l'impact, est basée sur une combinaison entre l'approche énergétique et la théorie des plaques [Abrate, 1997], [Abrate, 2001], [Carvalho et al., 1996], [Choi et al., 2004], [Jackson et al., 1992], [Mili et al., 2001], [Trowbridge et al., 1990], [Yang et al., 1981]. Cette famille comprend des modèles d'ordre 1 et des modèles d'ordre 2, (Figure V.2). Le modèle d'ordre 1 considère une réponse sous l'impact entre l'impacteur et la cible comme celle d'un ressort. Dans le modèle d'ordre 2, on tient compte des raideurs de flexion et de cisaillement de la cible.

Le comportement mécanique respectif des deux modèles est décrit dans les équations (V.6) et (V.7).

$$M.\ddot{x} + F = 0 \quad (V.6)$$

$$\begin{aligned} M_1.\ddot{x}_1 + F &= 0 \\ M_2.\ddot{x}_2 + K_{bs}.x_2 + K_m.x_2^3 - F &= 0 \end{aligned} \quad (V.7)$$

$$K_{bs} = \frac{K_b \cdot K_s}{K_b + K_s}$$

Où K_{bs} est la raideur équivalente des ressorts en série K_b et K_s . K_b et K_s sont respectivement la raideur de flexion et de cisaillement de la plaque. Plusieurs techniques ont été proposées pour trouver la réponse sous l'impact : (i) la méthode du regroupement des paramètres [Abrate, 2001], (ii) la méthode des éléments finis [Choi et al., 2004] et (iii) la méthode de la double série de Fourier [Carvalho et al., 1996]. Cette dernière permet d'obtenir la solution sous la forme de l'équation suivante:

$$\left(\frac{F(t)}{k}\right)^{2/3} = \dot{x}_{imp0} \cdot t - \frac{1}{M_{imp}} \int_0^t F(\tau)(\tau - t).d\tau - x_p\left(\frac{a}{2}, \frac{b}{2}, t\right) \quad (V.8)$$

Notons que le déplacement de plaque $x_p\left(\frac{a}{2}, \frac{b}{2}, t\right)$ est obtenu par la solution de l'équation de plaque [Carvalho et al., 1996].

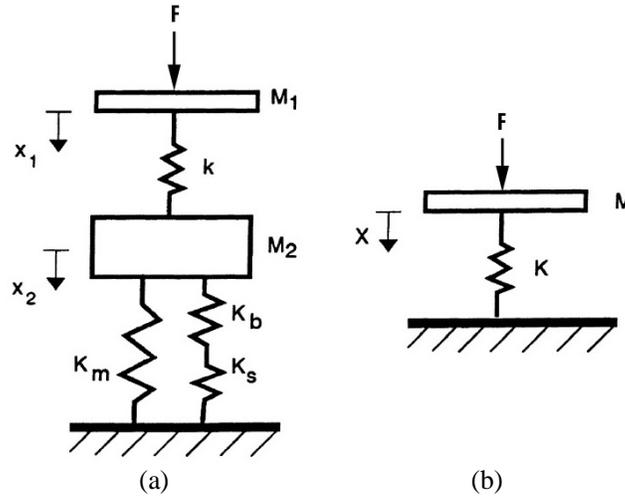


Figure V.2 Schéma des modèles pour une réponse sous l'impact [Abrate, 2001] : (a) Modèle d'ordre 2 ; (b) Modèle d'ordre 1

V.1.2 Caractérisation sous impact par masse tombante, résistance à la perforation et résistance résiduelle

Comme nous avons déjà constaté, plusieurs recherches se focalisent sur une caractérisation sous l'impact par masse tombante pour des matériaux composites à haute performance. Les auteurs présentent souvent leurs résultats expérimentaux avec différents niveaux d'énergie d'impact. Ces travaux présentent les courbes charge-temps ($F-t$), vitesse d'impact-temps ($v-t$), charge-déplacement ($F-x$), énergie absorbée-temps (E_a-t), énergie absorbée-déplacement (E_a-x), charge-niveau d'énergie d'impact ($F-E_{imp}$), énergie absorbée-niveau d'énergie d'impact (E_a-E_{imp}), aire endommagée par l'impact-niveau d'énergie d'impact

(A-E_{imp}) etc... La charge, le déplacement de l'impacteur et l'aire endommagée par l'impact sont mesurés directement. Par contre l'énergie absorbée et le niveau d'énergie d'impact sont calculés par l'intégration des courbes charge-déplacement. Notons que l'énergie d'impact (E_{imp}), est égale à l'énergie élastique (E_e) plus l'énergie absorbée (E_a), dans le cas sans perforation comme illustré sur la figure V.3.

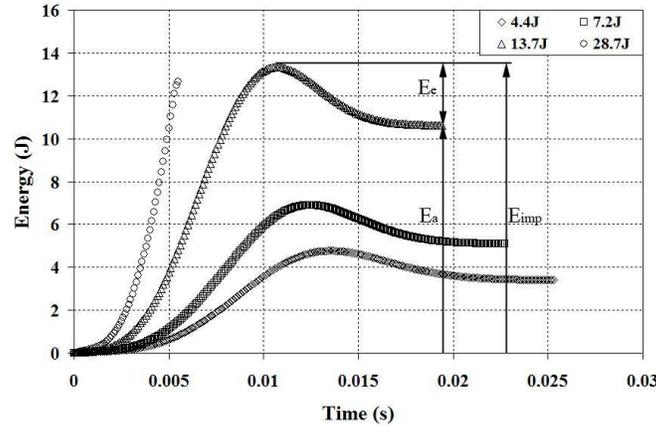


Figure V.3 Courbes : énergie - temps pour une nappe de ceinturage en acier [Eiamnipon et al., 2011]

L'énergie d'impact et la cinétique d'évolution de l'énergie pour l'impacteur sont déterminées respectivement par les expressions (V.9) et (V.10). La vitesse d'impact instantanée est également calculée à l'aide du moment linéaire par l'expression (V.11) [Eiamnipon et al., 2011], [Tita et al., 2008], [Hebert et al., 2007], [Minak et al., 2010].

$$E_{imp} = \frac{M_{imp} v_0^2}{2} \quad (V.9)$$

$$E_i(t) = \frac{M_{imp} v_0^2}{2} - \frac{M_{imp} v_i^2(t)}{2} = E_e + E_a \quad (V.10)$$

$$v_i(t) = v_0 - \frac{1}{M_{imp}} \int_0^t F(t).dt \quad (V.11)$$

Les travaux de [Abrate, 1997], [Abrate, 2001], [Carvalho et al., 1996], [Choi et al., 2004], [Jackson et al., 1992], [Mili et al., 2001], [Trowbridge et al., 1990], [Yang et al., 1981], présentent l'action du niveau d'énergie d'impact:

- La charge maximale tend à augmenter jusqu'au niveau d'énergie d'impact critique lorsque la perforation apparaît. Cette charge est considérée comme la résistance à la perforation ;
- La pénétration maximale augmente jusqu'au niveau d'énergie d'impact critique. S'il y a des endommagements, on observera une pénétration résiduelle ;
- La vitesse d'impact initiale ne dépend que de la hauteur tombante. Elle devient nulle à la pénétration maximale. La vitesse du rebond, dépend de l'absorption d'énergie par la plaque impactée ;
- L'énergie d'impact est transformée en l'énergie élastique provoquant le rebond et en l'énergie absorbée par la plaque impactée. L'énergie absorbée se

détermine par l'aire sous la courbe de charge-déplacement (F-x). La valeur critique de cette énergie est considérée comme la résistance à la perforation ;

- La zone endommagée par l'impact augmente jusqu'à la perforation. De plus, la perforation influe également sur les modes d'endommagement, la rupture des fibres devenant plus importante. Notons que la zone endommagée dépend aussi de la séquence d'empilements.

Le pré-chargement des plaques a également été étudié, dans les travaux de [Heimbs et al., 2009], [Mitrevski et al., 2006], [Robb et al., 1995]. Le pré-chargement d'une plaque dans le plan, (suivant les directions x et y) peut être effectué suivant 3 modes: (i) traction-traction (T-T), (ii) traction-compression (T-C) et (iii) compression-compression (C-C). Suivant les modes de pré-chargement, les résultats peuvent être résumés de la façon suivante :

- Charge maximale: $T-T > C-C > T-C$;
- Energie absorbée: $C-C > T-C > T-T$;
- Flèche résiduelle: $T-C > C-C > T-T$;
- Zone endommagée: $T-C > T-T = C-C$.

La tenue résiduelle de l'éprouvette impactée est testée en compression, jusqu'à rupture. La contrainte à rupture en compression n'est pas modifiée s'il n'y a pas d'endommagement après impact. Au contraire, s'il y a d'endommagement après l'impact, la contrainte à rupture en compression chute significativement (Figure V.4).

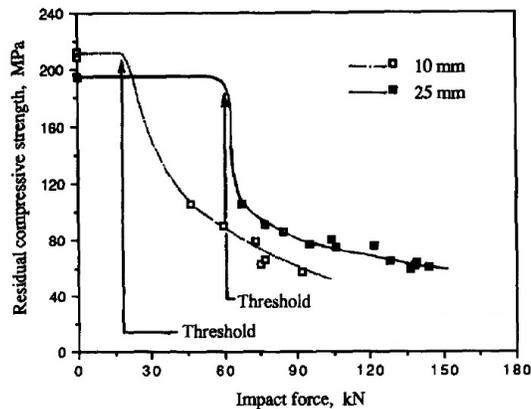


Figure V.4 Tenue résiduelle en compression d'après impact, pour les épaisseurs: 10 mm et 25 mm [Davies et al., 1996]

V.1.3 Endommagements par impact

Pour les matériaux composites à haute performance, les mécanismes d'endommagements par l'impact et les faciès de rupture dépendent de nombreux facteurs tels que le type de matériau (tissé ou non-tissé), les séquences d'empilement, les épaisseurs de plaque, le niveau d'énergie d'impact, la forme de l'embout de l'impacteur etc...

Dans le cas d'un matériau composite unidirectionnel, les endommagements par impact dépendent considérablement des séquences d'empilements (Figure V.5). Pour ce type de matériau, le délaminage est l'endommagement le plus important [Abrate, 1998].

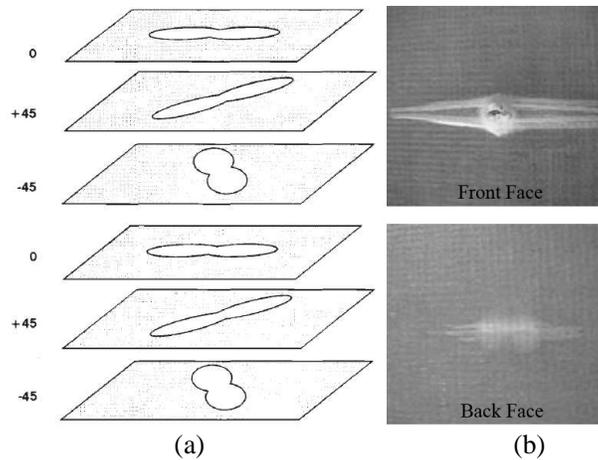


Figure V.5 Endommagement par impact sur un matériau composite UD : (a) Orientation du délaminage [Abrate, 1998], (b) Endommagement par l'impact à 0° [Akin et al., 2010]

Pour le matériau composite tissé, la forme de l'endommagement est circulaire, du fait de sa structure. Une déformation permanente est souvent observée sur la surface supérieure d'une plaque impactée alors que rupture de fibres et rupture de matrice se produisent au niveau de la surface inférieure de la plaque impactée (Figure V.6).

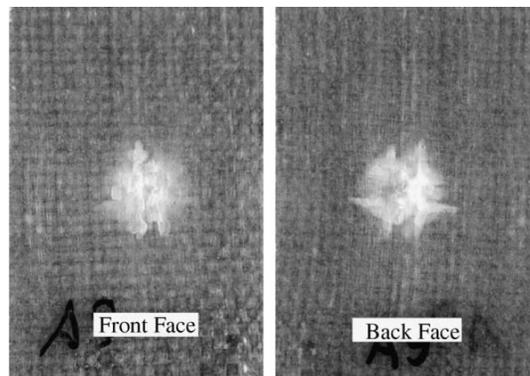


Figure V.6 Endommagement par impact d'un matériau composite tissé [Sutherland et al., 2005]

Les mécanismes des endommagements par impact sont fonction de l'épaisseur de la plaque. Dans le cas d'une faible épaisseur, l'endommagement se présente sous forme d'un arbre inverse (Figure V.7 (a)). La flexion au niveau du pli inférieur joue un rôle majeur. Elle induit une fissuration au niveau du pli inférieur et un délaminage. Pour une épaisseur plus importante, l'endommagement présente une forme d'arbre (Figure V.7 (b)). La contrainte au point de contact induit une fissuration locale au niveau du pli supérieur, puis l'endommagement se propage et se traduit par un délaminage en forme d'arbre.

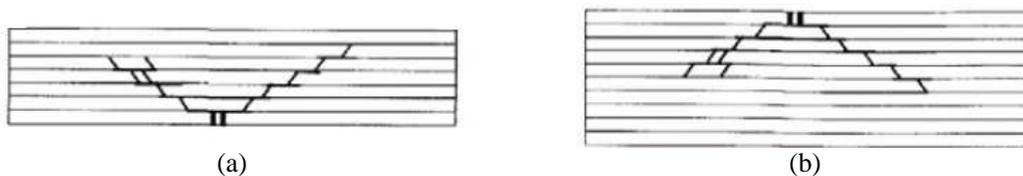


Figure V.7 Formation des endommagements par impact : (a) Endommagement en forme d'arbre inversé, (b) Endommagement en forme d'arbre [Abrate, 2011]

De plus, le niveau de l'énergie d'impact et la résistance des matériaux influent sur les endommagements et leur évolution. Le niveau de l'endommagement augmente avec le niveau de l'énergie d'impact (Figure V.8). [Olsson, 2000] a constaté que les endommagements au même niveau d'énergie d'impact sont différents suivant les masses tombantes. Les endommagements dus à de faibles masses tombantes sont plus importants que ceux dus à des grosses masses tombantes ayant le même niveau d'énergie d'impact. Notons que les mécanismes d'endommagement dépendent également de la forme de l'embout de l'impacteur. De manière générale, au même niveau d'énergie d'impact, la flèche maximale, le temps de contact et l'énergie absorbée augmentent avec l'acuité de l'impacteur tandis que la charge maximale et la zone endommagée ont une tendance inverse. Pour un impacteur pointu la zone endommagée est moins importante mais l'endommagement est plus sérieux et plus local (Figure V.9) [Mitrevski et al., 2006].

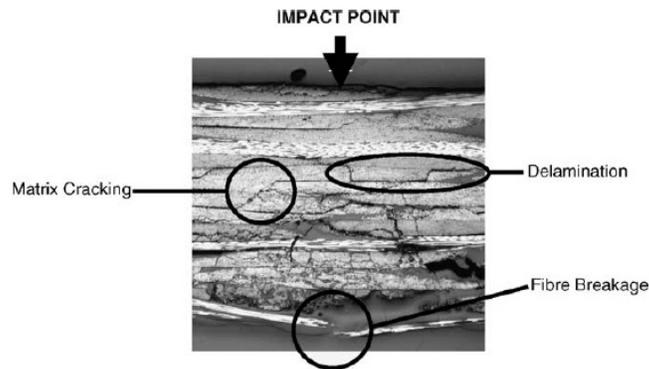


Figure V.8 Endommagement par impact, à l'échelle méso-microscopique [Mitrevski et al., 2006]

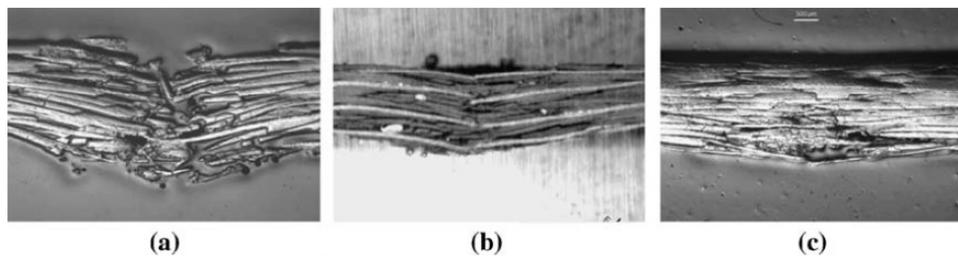


Figure V.9 Endommagements pour différentes formes de l'embout de l'impacteur : a) Forme conique ; b) Forme ogivale ; c) Forme hémisphérique [Mitrevski et al., 2006]

V.2 Etude expérimentale de l'impact par masse tombante

Nous présentons ici l'objectif de l'étude d'impact par masse tombante, un développement de la machine d'impact par masse tombante, des essais d'impact et l'analyse des résultats expérimentaux.

V.2.1 Objectif des essais d'impact par masse tombante

L'objectif principal de cette étude est de comprendre les mécanismes d'endommagement sous impact, des nappes de ceinturages en acier. L'effet de la pré-tension des renforts d'acier et de leur orientation seront également étudiés. La compréhension des mécanismes permettra de proposer un critère pour la prévision de la résistance à la

perforation. Pour répondre à ces objectifs, nous avons effectué des essais d'impact par masse tombante de la façon suivante :

- A. Pour effectuer la caractérisation, nous avons fait les essais d'impact par masse tombante de la façon suivante:
 - sans pré-tension des renforts d'acier ;
 - avec une pré-tension des renforts d'acier ;
 - avec une pré-tension des renforts d'acier et différentes orientations de l'éprouvette.
- B. Pour effectuer la validation, nous avons fait les essais d'impact par masse tombante de la façon suivante:
 - Avec un embout d'impacteur plus gros et une pré-tension des renforts d'acier ;
 - sur une bi-nappe croisée avec une pré-tension des renforts d'acier.

V.2.2 Epreuve d'essai d'impact par masse tombante

Le centre de technique de la société Michelin à Ladoux, nous a fourni trois types d'éprouvettes, (à savoir le composite unidirectionnel avec et sans les câbles nus en bout de plaque et le composite stratifié avec les câbles nus en bout de plaque) pour les essais d'impact par masse tombante (Figure V.10). Notons que les câbles nus en bout de plaque, ont pour but d'améliorer l'encastrement de l'éprouvette, dans le cas de l'impact avec pré-tension.

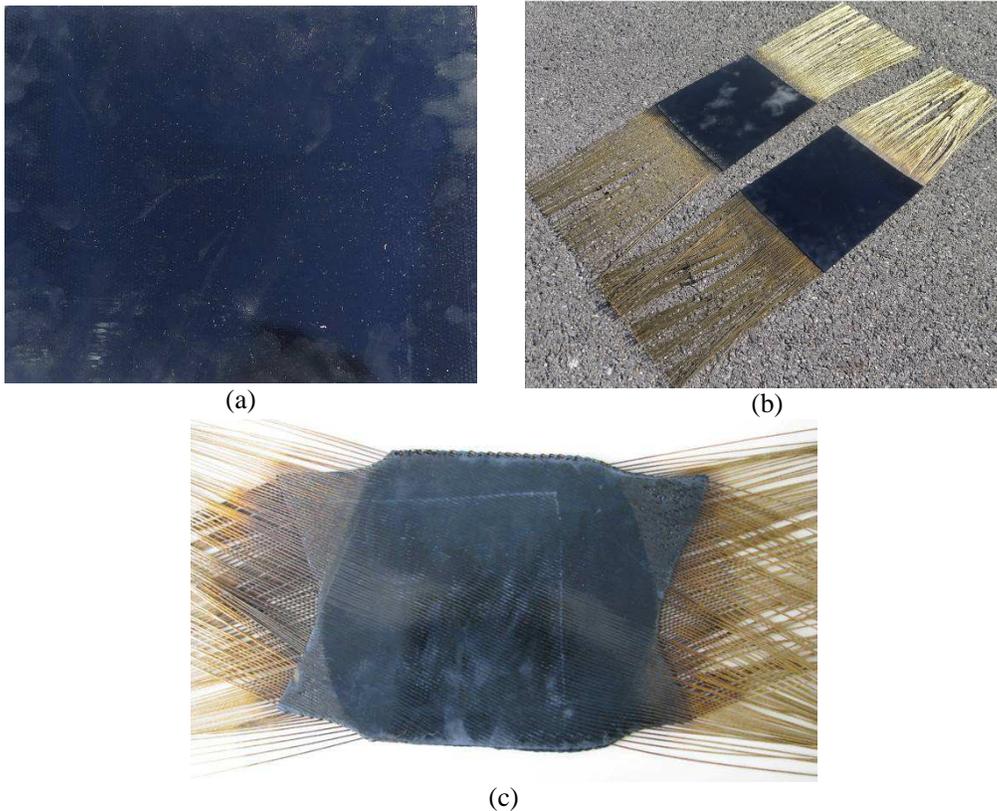


Figure V.10 Epreuves pour essai d'impact par masse tombante et pour essai d'indentation :
(a) Mono-nappe sans et (b) Avec les câbles nus en bout de plaque, (c) Bi-nappe croisée
[+20°, -20°] avec les câbles nus en bout de plaque

Comme pour l'étude en traction, nous avons étudié le matériau composite élastomère renforcé par deux types de renforts, (Type A et Type B). L'architecture des matériaux étudiée est montrée dans le tableau II.2. Les dimensions des nappes d'éprouvette sont de 220 mm, (longueur) par 200 mm, (largeur).

V.2.3 Description des dispositifs de la machine d'impact par masse tombante

La machine d'impact par masse tombante a été conçue et réalisée au Centre des Matériaux de l'Ecole des Mines de Paris par Monsieur Jean-Christophe TEISSEDE. Les détails des dispositifs de cette machine sont présentés dans cette partie.

V.2.3.1 Caractéristiques de la machine d'impact par masse tombante

La machine d'impact à masse tombante se compose d'une ossature en acier comportant une colonne de guidage. Cette colonne permet à un chariot de tomber librement (Figure V.11).

La hauteur d'impact maximale est de 2,50 m embout cylindrique avec une masse tombante maximale de 5,057 kg. Le chariot comporte un impacteur ayant un, une cellule de charge et des masses additionnelles. Un système d'anti-rebond se trouve entre le chariot et l'impacteur. L'embout de l'impacteur est interchangeable. Les embouts de forme cylindrique, ont 55 mm de long et 6 mm de diamètre pour l'étude de la caractérisation et 60 mm de long et 10 mm de diamètre pour l'étude de la validation. Notons que l'impacteur doit avoir une longueur suffisante pour permettre l'enfoncement de l'éprouvette lors des essais d'impact par masse tombante. Par ailleurs leur longueur doit être optimisée pour ne pas perturber le signal de la charge.

La cellule de charge est assemblée de manière rigide à l'impacteur et permet de suivre l'évolution de la charge en fonction du temps. La caméra numérique à haute vitesse permet de filmer l'impact. Le capteur optique, fixé en bas du chariot, permet de synchroniser la charge et les images filmées. Un système anti-rebond permet d'éviter le rebond. Ce système anti-rebond fonctionne en deux étapes. La première étape concerne le moment juste avant l'impact. Le chariot libère l'impacteur et est ralenti juste avant l'impact. L'impacteur continue sa course. Le chariot, désolidarisé de l'impacteur, descend jusqu'aux absorbeurs de chocs, puis dans une deuxième étape remonte vers le haut et est bloqué par un système de sécurité.

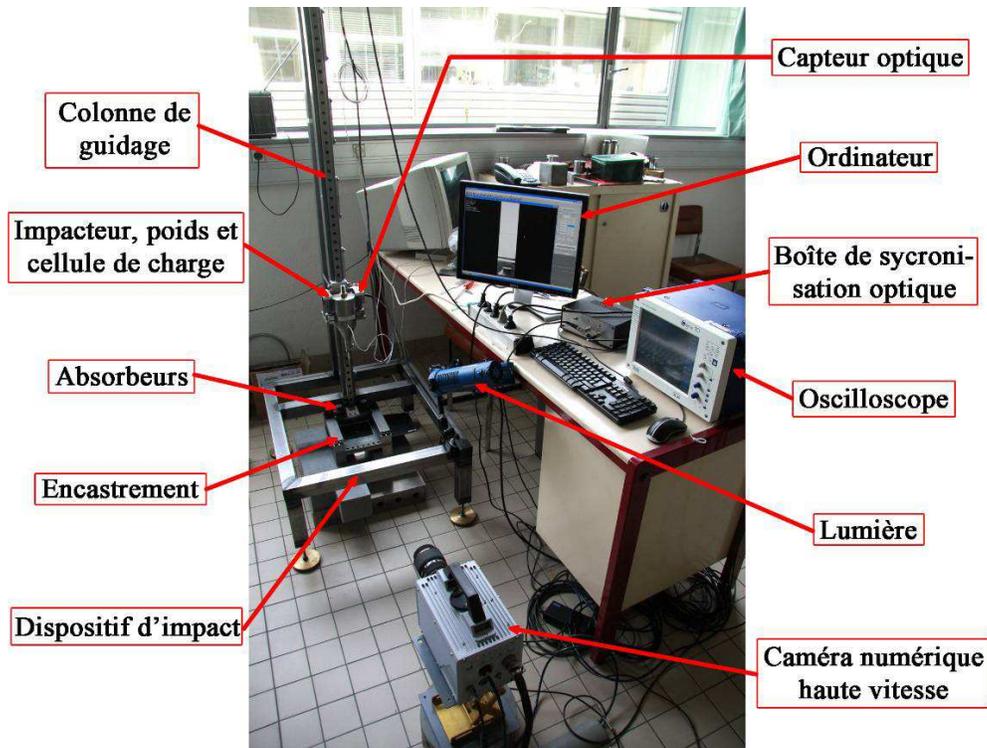


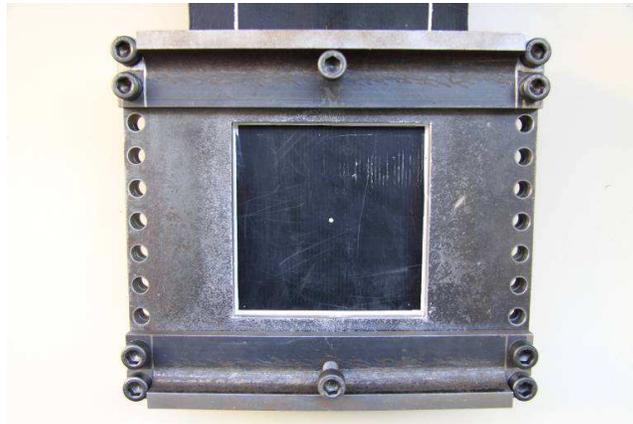
Figure V.11 Machine d'impact par masse tombante



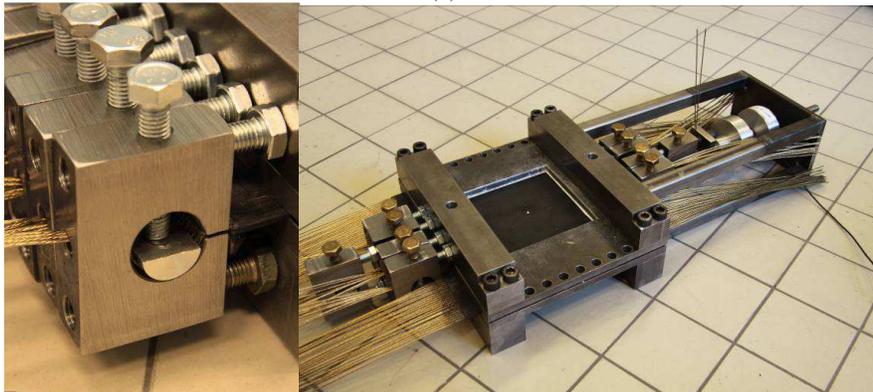
Figure V.12 Embouts cylindriques de l'impacteur, diamètre: 10 mm (à gauche) et 6 mm (à droite)

V.2.3.2 Système d'encastrement et table orientable

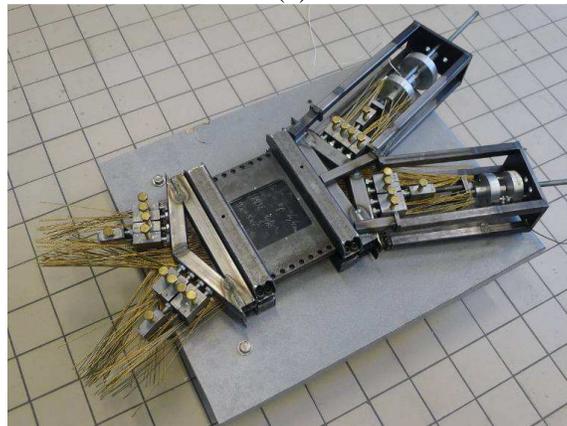
En raison de la flexibilité importante de la nappe de ceinturage en acier, le système d'encastrement est un dispositif crucial pour nos essais. Nous présentons ici le système d'encastrement qui maintient l'éprouvette et empêche son glissement lors de l'impact. On note expérimentalement que le glissement peut devenir très important si l'encastrement n'est pas correct. Dans cette étude de l'impact par masse tombante, la fenêtre du dispositif d'encastrement présente une section carrée 120x120 mm et dévoile une zone importante (Figure V.13).



(a)



(b)



(c)

Figure V.13 Encastrement pour : (a) Les essais d'impact sans pré-tension des renforts, (b) Avec pré-tension des renforts sur une mono nappe et (c) Avec pré-tension des renforts sur une binappe croisée [$+20^{\circ}$, -20°]

Pour les essais d'impact sans pré-tension des renforts, nous améliorons l'encastrement, en augmentant la force de serrage avec des boulons, dans la zone où les câbles sont impactés (Figure V.13 (a)). Afin de contrôler le glissement lors de l'essai d'impact, des lignes blanches repères ont été tracées.

Afin d'étudier l'effet d'une pré-tension sur les caractérisations du comportement soumises à l'impact, nous avons développé un dispositif permettant de mettre les renforts en

tension permanente mesurée lors de l'essai (Figure V.13 (b)). Nous avons suivi la charge sur les câbles impactés sur l'éprouvette mono-nappe ou bi-nappes croisées (Figure V.13 (c)).

Le dispositif est posé sur une table inclinable, entre 0° et 90° (Figure V.14), pour étudier l'effet d'orientation de l'éprouvette.

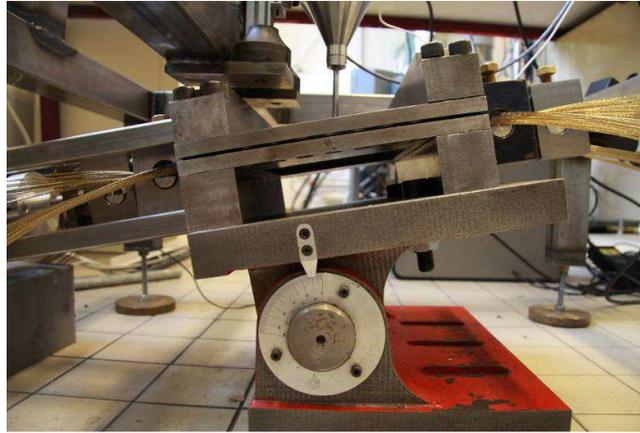


Figure V.14 Table orientable

V2.4 Descriptif des essais d'impact par masse tombante

Le détail de nos essais est le suivant:

A. Essais de caractérisation d'impact par masse tombante :

- sans pré-tension des renforts : 6 niveaux d'énergie d'impact ont été réalisés. 4 niveaux correspondent à 4 hauteurs (100, 150, 300 et 600 mm) avec une masse tombante de 5,057 kg, (soit respectivement 4,85, 6,96, 13,93 et 27,79 Joules). 2 autres niveaux seront obtenus en changeant la masse tombante (3,827 kg), avec les hauteurs de 300 et de 600 mm, (soit respectivement les niveaux d'énergie d'impact de 10,57 et 21,02 J);
- avec une pré-tension des renforts, avec les mêmes niveaux d'énergie d'impact. La pré-tension sur chaque câble est de 0,65 et 0,22 kN avec respectivement des éprouvettes de type A et de type B ;
- avec une pré-tension des renforts et une inclinaison de l'éprouvette : 2 niveaux d'énergie d'impact (6,96 et 27,79 J.) ont été réalisés, (hauteurs 150 et 600 mm, masse tombante de 5,057 kg). 2 niveaux de pré-tension ont été appliqués sur chaque renfort, (0,65 et 0,22 kN), avec des éprouvettes de type A et de type B. A chaque niveau d'énergie d'impact, nous avons étudié l'effet de l'inclinaison de la table avec des angles de : 0° , 5° et 10° .

B. Essai de validation d'impact par masse tombante :

Avec l'embout de diamètre 10 mm :

- sur une mono-nappe, avec une pré-tension des renforts d'acier : 2 niveaux d'énergie d'impact (6,96 et 40,58 J, hauteurs 150 et 900 mm, masse tombante de 5,057 kg). Ces essais ont été faits que sur les éprouvettes de type A. Nous mettons une pré-tension de 0,65 kN chaque renfort ;
- sur une bi-nappe croisée, avec une pré-tension des renforts d'acier : 2 niveaux d'énergie d'impact (6,96 et 40,58 J, hauteurs 150 et 900 mm, masse tombante de 5,057 kg). Ces essais ont été fait que sur les éprouvettes de type A avec la pré-tension de 0,65 kN.

V.2.4.1 Dépouillement de la mesure de force

La cellule de charge (en noir sur la Figure V.15), est placée entre les masses bleue et rouge. A cause des effets d'inertie, la charge mesurée par cette cellule ne correspond pas à la force $F_{\text{ext}}(t)$ appliquée à l'éprouvette lors de l'impact. Le bilan des forces est indiqué dans la relation (V.12) :

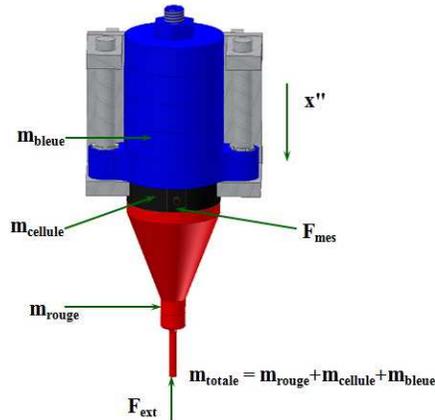


Figure V.15 Bilan des forces au niveau de la cellule de charge

$$F_{\text{ext}}(t) = F_{\text{mes}}(t) - m_{\text{rouge}} \cdot x''(t) \quad (\text{V.12})$$

où $F_{\text{ext}}(t)$, $F_{\text{mes}}(t)$, m_{rouge} et $x''(t)$ sont respectivement: la réaction exercée par l'éprouvette, la force mesurée par la cellule de charge, la masse du cône rouge (présenté sur la figure V.15) et l'accélération de l'impacteur.

V.2.4.2 Observation optique des endommagements après impact

L'endommagement par impact et le faciès de rupture ont été observés au microscope d'atelier, (Figure V.16). Cet appareil permet d'observer les endommagements par impact et les faciès de rupture pour les nappes de ceinturage en acier.



Figure V.16 Microscope d'atelier numérique

V.3 Résultats expérimentaux

La réponse et les mécanismes d'endommagements par impact ont été étudiés en fonction du niveau de l'énergie d'impact, de la pré-tension et de l'orientation de l'éprouvette. L'influence de l'embout de l'impacteur a été regardée.

Les résultats expérimentaux importants seront décrits avec l'éprouvette de type A. L'ensemble des résultats expérimentaux est présenté dans l'annexe.

V.3.1 Essais d'impact sans pré-tension des renforts

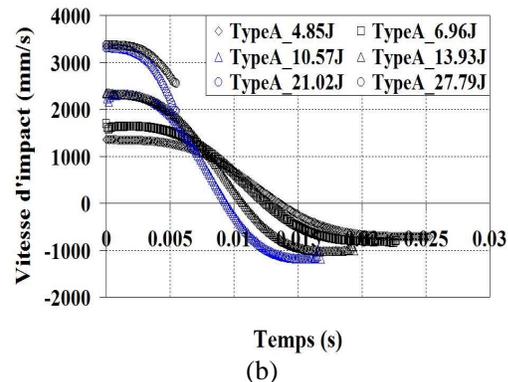
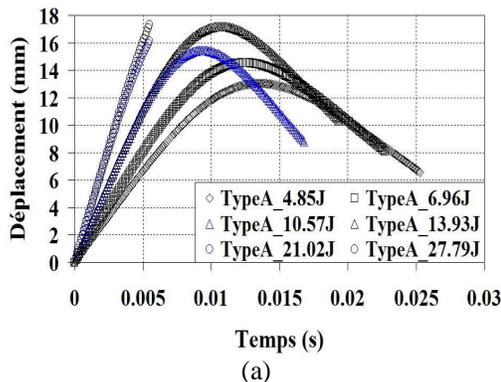
Les réponses sans pré-tension des renforts, (déplacement, dérivées du déplacement et force), des essais d'impact par masse tombante, sont présentés en fonction du temps, pour différentes énergies (Figures V.17-V.19).

A. Courbes déplacement - temps

La figure V.17 (a) présente le déplacement de l'impacteur en fonction du temps, lors des essais d'impact par masse tombante. La flèche maximale et le déplacement résiduel dépendent du niveau d'énergie d'impact. Notons qu'au même niveau d'énergie d'impact, l'éprouvette type B présente une flèche maximale et un déplacement résiduel supérieur à ceux de l'éprouvette type A.

B. Courbes vitesse d'impact - temps

La vitesse d'impact en cours d'essai est calculée en dérivant le déplacement par rapport au temps. La vitesse d'impact initiale ne dépend que du niveau de chute (Figure V.17 (b)). La vitesse nulle correspond à la flèche maximale. Dans le cas sans perforation, la vitesse du rebond augmente avec le niveau de l'énergie d'impact. Par contre, dans le cas d'une perforation, on constate une diminution de la vitesse après la perforation par rapport à la vitesse d'impact initiale. Le niveau de la vitesse après perforation augmente avec le niveau de l'énergie d'impact. Nous constatons que l'éprouvette de type A présente une vitesse de rebond supérieure à celle de l'éprouvette de type B, pour le même niveau d'énergie d'impact. Par contre, la vitesse après perforation est à peu près identique dans les deux cas.



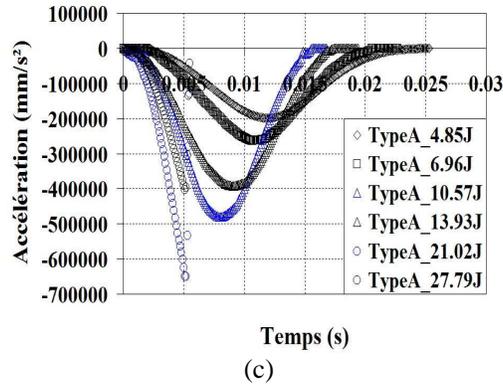


Figure V.17 Réponses sans pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A: (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps et (c) Courbes : accélération - temps

C. Courbes charge - temps

Les courbes charge-temps, (Figure V.18 (a)), sont en forme de cloche quand il n'y a pas de perforation, (énergie d'impact < 13,93J). Par contre lors de la pénétration complète, (avec une énergie d'impact > 13,93 J), la courbe est en demi-cloche. L'éprouvette de type A résiste mieux sous l'impact que l'éprouvette de type B.

D. Courbes charge - déplacement

La figure V.18 (b) représente les chargements successifs pour les différents niveaux d'énergie d'impact. Après décharge jusqu'à charge nulle, le déplacement résiduel permanent est observé comme étant celui de l'éprouvette non rompue. De manière générale, l'intégrale des aires sous tendues par ces courbes permet d'obtenir l'énergie absorbée par l'éprouvette impactée. La réponse de l'éprouvette de type A est légèrement plus rigide que celle de l'éprouvette de type B. L'énergie absorbée par l'éprouvette de type A est supérieure à celle de l'éprouvette de type B. Rappelons que cette énergie caractérise la résistance de l'éprouvette.

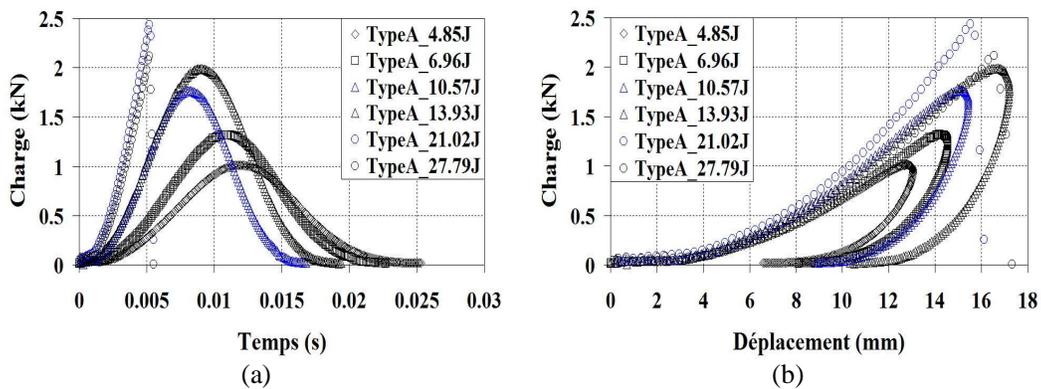


Figure V.18 Réponses sans pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : charge - déplacement

E. Courbes énergie - temps

Comme nous l'avons présenté dans la partie bibliographique, le niveau d'énergie d'impact va donner lieu à deux contributions. La première est l'énergie absorbée, la deuxième est l'énergie élastique. S'il n'y a pas rupture des renforts d'acier, ces deux énergies sont toujours présentes. Par contre s'il y a perforation, l'énergie d'impact se transforme uniquement en énergie absorbée. La figure V.19(a) montre un comportement analogue à

celui d'un matériau fragile, la perforation est pilotée par la rupture des renforts d'acier. L'énergie absorbée critique traduit la résistance à la perforation des matériaux. L'éprouvette de type A nécessite davantage d'énergie absorbée que son homologue de type B. L'éprouvette de type A est plus résistante à la perforation que l'éprouvette de type B.

F. Courbes énergie - déplacement

Afin de déterminer l'énergie élastique stockée, les courbes énergie - déplacement seront utilisées (Figure V.19(b)). Cette énergie élastique correspond à la différence entre les énergies maximale et absorbée (énergie finale).

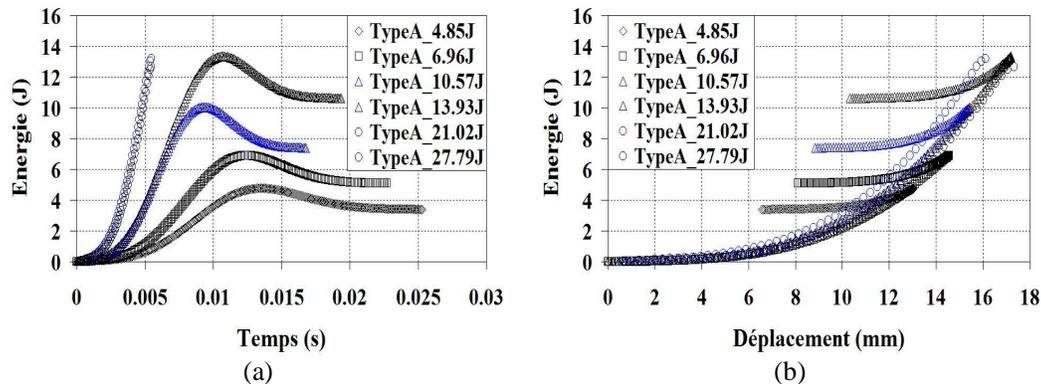


Figure V.19 Réponses sans pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A : (a) Courbes : énergie - temps, (b) Courbes : énergie - déplacement

V.3.2 Essais d'impact avec pré-tension des renforts

Ce chapitre compare les résultats des essais d'impact par masse tombante avec et sans pré-tension des renforts. La pré-tension influe sur la réponse de l'éprouvette. Les courbes importantes sont illustrées sur la figure V.20 pour l'éprouvette de type A. Nous présentons les résultats des essais d'impact sans pré-tension des renforts, (courbes en *noir*) et ceux avec pré-tension, (courbes en *bleu*). Les conclusions importantes sont les suivantes :

A. Courbes charge - temps, charge - déplacement

Nous observons un décalage des courbes charge - déplacement lorsque la pré-tension des renforts est appliquée, (Figure V.20 (a)). Avec la pré-tension des renforts, la charge commence à augmenter tout de suite avec le déplacement. Dans les deux cas, au même niveau d'énergie d'impact, la charge maximale reste à peu près identique lorsqu'il n'y a pas perforation. Cependant, la charge à la perforation diminue lorsque l'on augmente la pré-tension des renforts.

B. Courbes tension - temps, tension - déplacement

Les courbes charge-déplacement, (Figure V.20), montrent que sous tension le comportement est celui d'un matériau élastique. La rupture est fragile lors de la perforation.

C. Courbes énergie - temps, énergie - déplacement

Nous avons trouvé que l'énergie d'impact maximale ne dépend pas de la pré-tension des renforts imposée mais dépend du niveau d'énergie d'impact. En absence de perforation, avec l'augmentation de la pré-tension des renforts, l'énergie élastique augmente tandis que l'énergie absorbée diminue. S'il y a rupture des renforts, l'énergie absorbée par les éprouvettes ne dépend pas du niveau d'énergie d'impact. L'énergie absorbée correspond à la résistance à la perforation.

L'effet de la pré-tension des renforts sur la réponse à l'impact est résumé dans le tableau V.1.

Evolution	Sans pré-tension des renforts	Avec pré-tension des renforts
Flèche maximale	x	↓
Déplacement résiduel	x	↓↓
Déplacement à rupture	x	↓
Vitesse d'impact initiale	x	≡
Vitesse du rebond	x	↑
Vitesse après la perforation	x	↓
Accélération maximale	x	↑
Temps du contact	x	≡
Charge maximale sans perforation	x	≡
Charge à la perforation	x	↓
Energie maximale	x	≡
Energie élastique	x	↑
Energie absorbée	x	↓
Tension des renforts	x	≡

Tableau V.1 Effet de la pré-tension des renforts : x = référence, (≡) = pas important, (↓↓) = très inférieur, (↓) = inférieur, (↑) = supérieur, (↑↑) = très supérieur

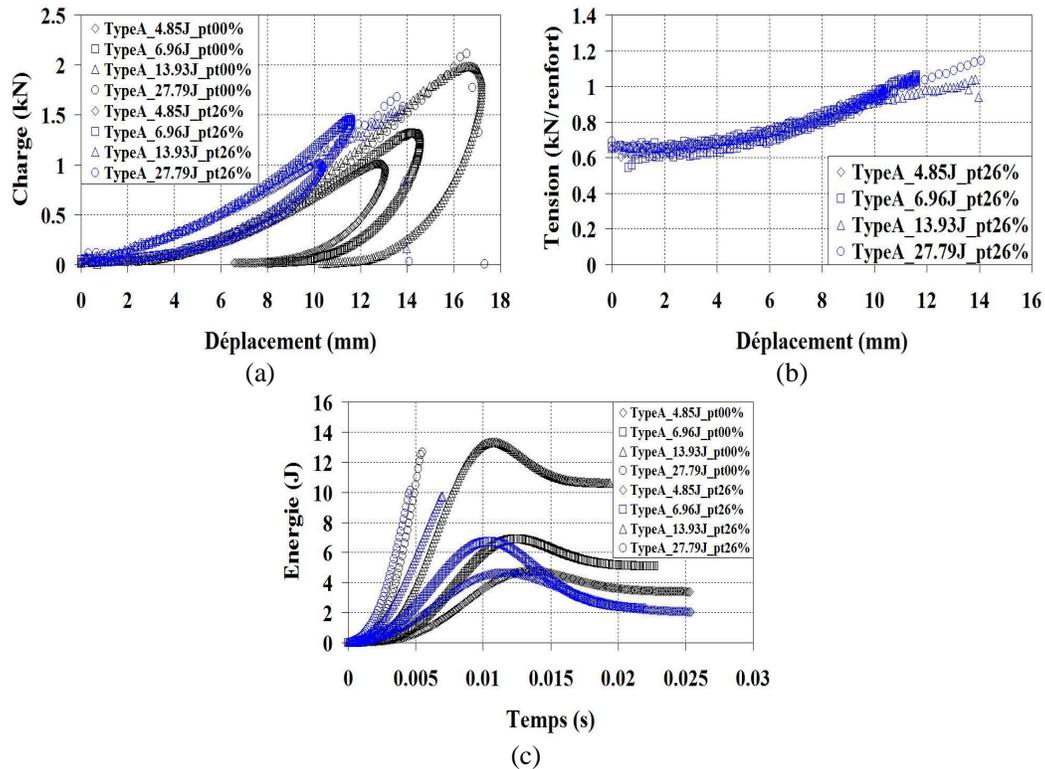


Figure V.20 Réponses avec et sans pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : pré-charge - déplacement, (c) Courbes : énergie - temps

V.3.3 Essais d'impact avec inclinaisons de l'éprouvette et pré-tension des renforts

Les essais ont été effectués pour les inclinaisons de l'éprouvette de 0° (tracé noir), 5° (tracé bleu) et 10° (tracé orange).

En absence de perforation, l'évolution de la charge au cours des essais est à peu près semblable pour les 3 inclinaisons de l'éprouvette. La charge à la perforation diminue légèrement lorsque l'inclinaison de l'éprouvette augmente (Figure V.21). On observe une faible influence de l'inclinaison sur l'énergie maximale, élastique et absorbée.

Une description plus détaillée de l'effet de l'inclinaison de l'éprouvette est présentée dans le tableau V.2 et dans l'annexe.

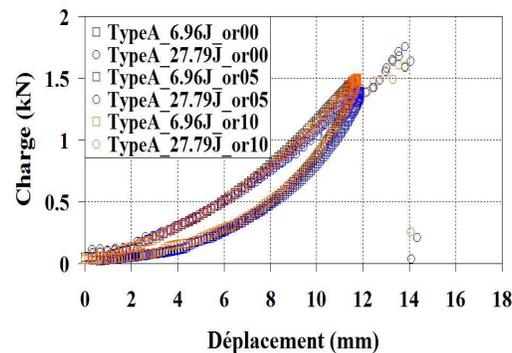


Figure V.21 Courbes : charge - déplacement pour l'éprouvette de type A avec pré-tension et inclinaison des éprouvettes

V.3.4 Essais d'impact avec différents diamètres d'impacteur et pré-tension des renforts

Les essais ont été effectués avec des diamètres d'impacteur de 6 et de 10 mm, (courbes noires et courbes bleues).

En absence de perforation, les courbes charge - déplacement montrent une rigidité plus élevée pour un diamètre d'impacteur de 10 mm, (Figure V.22 (a)). La flèche maximale, le temps de contact ainsi que la tension du renfort diminuent tandis que le déplacement résiduel et la vitesse du rebond restent inchangés grâce à la pré-tension initiale. En terme d'énergie, l'énergie maximale, l'énergie élastique et l'énergie absorbée restent à peu près identiques, (Figure V.22 (b)). Lors de la perforation, la charge à rupture, le déplacement maximal et l'énergie absorbée augmentent lors des essais avec le diamètre d'impacteur de 10 mm, (Figure V.22 (a) et (b)). Notons que les niveaux d'énergie d'impact imposés pour les deux diamètres diffèrent dans le cas de la perforation.

La charge et l'énergie absorbée lors de la perforation dépendent du nombre de renforts rompus. Cet effet sera examiné dans le paragraphe V.4. L'effet du diamètre de l'impacteur sera présenté dans le tableau V.2.

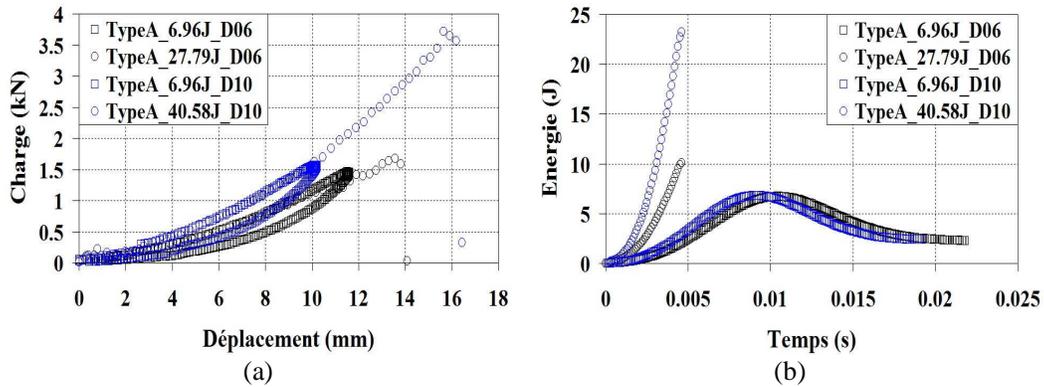


Figure V.22 Réponses avec différents diamètres d'impacteur et avec pré-tension des renforts pour l'éprouvette de type A : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : énergie - temps

V.3.5 Essais d'impact sur une bi-nappe croisée avec pré-tension des renforts

Des essais d'impact par masse tombante ont été effectués sur la bi-nappe croisée [$+20^{\circ}, -20^{\circ}$]. Les résultats de la bi-nappe croisée, (courbes bleues), et de la mono-nappe, (courbes noires), seront comparés.

Les essais sans perforation, effectués sur la bi-nappe croisée montrent que la flèche maximale, le déplacement à rupture diminuent significativement par rapport à la mono-nappe tandis que la charge au cours des essais est plus élevée pour la bi-nappe croisée (Figure V.23 (a)). Nous avons observé que, pour la bi-nappe croisée par rapport à la mono-nappe, l'énergie élastique est réduite, l'énergie absorbée est augmentée, (Figure V.23 (b)). Dans le cas d'une perforation, la charge à la perforation et l'énergie absorbée sont plus importantes pour la bi-nappe croisée. Elles sont très élevées par rapport à la mono-nappe, (Figure V.23 (a) et (b)).

La comparaison des réponses entre la mono-nappe et la bi-nappe croisée est présentée dans le tableau V.2.

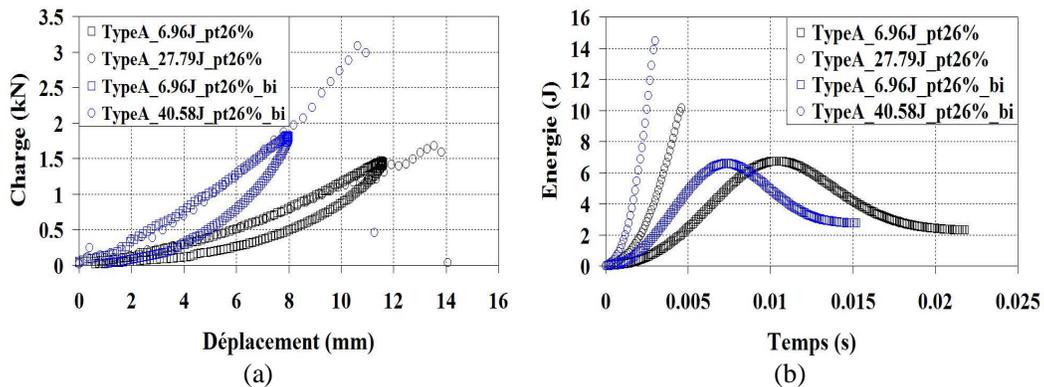


Figure V.23 Réponses avec pré-tension des renforts pour l'éprouvette bi-nappe et mono-nappe de type A : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : énergie - temps

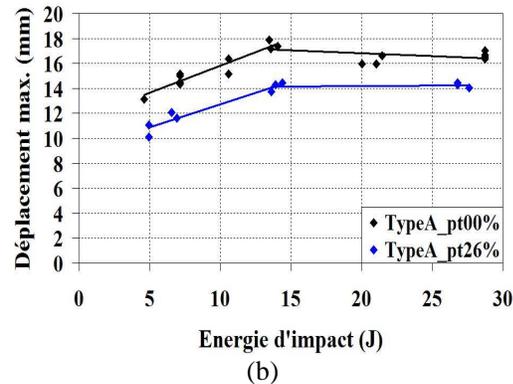
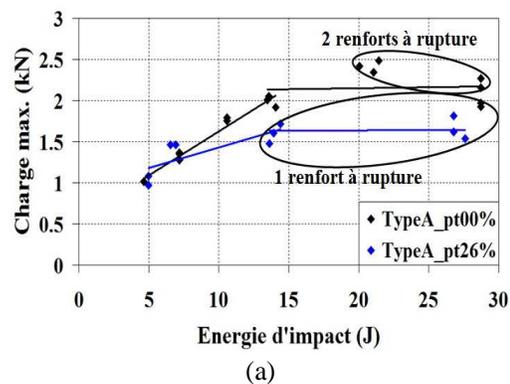
Evolution	Pré-tension	Pré-tension et Inclinaison de l'éprouvette	Pré-tension avec le diamètre de l'impacteur de 10 mm	Pré-tension sur la bi-nappe croisée
Flèche maximale	x	≡	↓	↓
Déplacement résiduel	x	≡	≡	≡
Déplacement à rupture	x	≡	↑	↓
Vitesse d'impact initiale	x	≡	≡	≡
Vitesse du rebond	x	≡	≡	↓
Vitesse après la perforation	x	≡	x	x
Accélération maximale	x	≡	≡	↑
Temps du contact	x	≡	↓	↓
Charge maximale sans perforation	x	≡	≡	↑
Charge à la perforation	x	↓	↑↑	↑↑
Energie maximale	x	≡	≡	≡
Energie élastique	x	≡	≡	↓
Energie absorbée sans perforation	x	≡	≡	↑
Energie absorbée à la perforation	x	≡	↑↑	↑↑
Tension des renforts sans perforation	x	≡	↓	↓
Tension à rupture des renforts	x	↓	↑	↓

Tableau V.2 Effet de l'inclinaison de l'éprouvette, effet du diamètre de l'impacteur et de la bi-nappe croisée : x = référence, (≡) = pas important, (↓↓) = très inférieur, (↓) = inférieur, (↑) = supérieur, (↑↑) = très supérieur

V.4 Résistance à la perforation

Cette résistance à la perforation peut se caractériser par une charge critique, un déplacement critique et/ou une énergie absorbée critique. Au dessus de ce seuil critique les matériaux ne peuvent plus absorber l'énergie transférée par un impacteur.

Sur les courbes charge maximale - énergie d'impact, déplacement maximal - énergie d'impact et énergie absorbée - énergie d'impact, on observe deux plateaux de saturation, (Figure V.24). La dispersion des valeurs critiques, (au niveau des plateaux), est en relation avec le nombre de renforts rompus. La résistance à la perforation diminue avec l'augmentation de la pré-tension.



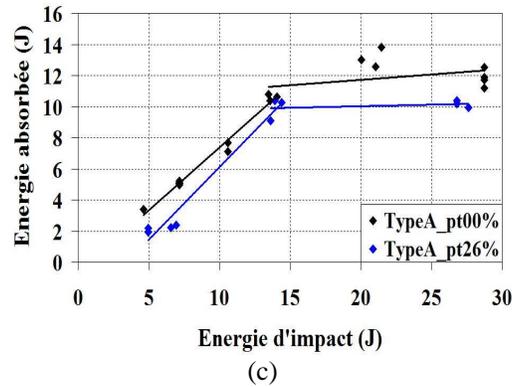


Figure V.24 Résistance à la perforation avec et sans pré-tension initiale de 650 N/renfort : (a) Courbe : charge maximale - énergie d'impact, (b) Courbe : déplacement maximal - énergie d'impact, (c) Courbe : énergie absorbée - énergie d'impact

Les résistances à la perforation, en termes de charge et d'énergie absorbée, montrent une légère diminution avec l'augmentation de l'inclinaison de l'éprouvette, (Figure V.25). Comme nous avons souligné auparavant, plus le nombre de renforts rompus augmente, plus la charge maximale et l'énergie absorbée sont importantes. Comme le nombre de renfort rompus n'est pas toujours le même, les résultats des essais, (Figure V.25), présentent une dispersion.

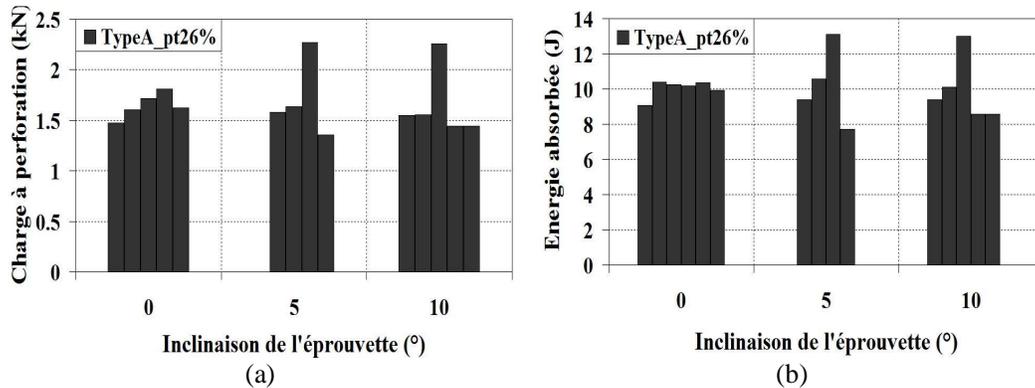


Figure V.25 Résistances à la perforation en fonction de l'angle de l'inclinaison de l'éprouvette avec une pré-tension initiale de 650 N/renfort : (a) Charge maximale, (b) Energie absorbée

Le diamètre de l'impacteur le plus gros amène plus de ruptures des renforts et la résistance à la perforation augmente avec le diamètre de l'impacteur (Figures V.26).

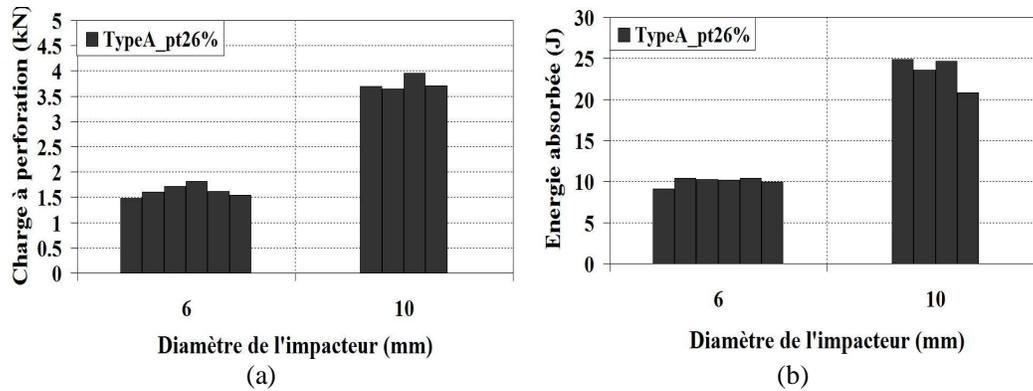


Figure V.26 Effet du diamètre de l'impacteur sur les résistances à la perforation avec une pré-tension initiale de 650 N/renfort: (a) Charge maximale, (b) Energie absorbée

V.5 Investigation des endommagements par impact

Les endommagements des essais d'impact par masse tombante se classent en trois catégories :

- *Type I* : Endommagement par compression ;
- *Type II* : Fissuration parallèle aux renforts d'aciers ;
- *Type III* : Rupture des renforts d'acier.

Dans le cas sans pré-tension des renforts, nous avons observé les endommagements aux niveaux d'énergie d'impact de 10,57 et 21,02 J, (Figures V.27-V.29). Pour l'énergie d'impact de 10,57 J, les éprouvettes de type A et de type B présentent l'endommagement de *type I* sur la face impactée, (Figures V.27). La forme circulaire de l'endommagement correspond au diamètre de l'impacteur. A 21,02 J les endommagements sont en mode mixte (*Type I* et *II*), (Figures V.28 et V.29). Finalement, La rupture des câbles, (*type III*), associée avec la fissuration, (*type II*), survient lors de la perforation de l'éprouvette. Notons que la rupture des renforts concerne 1 à 2 renforts pour l'éprouvette de type A et 2 à 3 renforts pour l'éprouvette de type B.

Concernant l'effet de la pré-tension, la figure V.30 montre une diminution de la zone fissurée longitudinale, mais une augmentation de la zone endommagée par cisaillement dans l'élastomère.

La figure V.31 montre une modification de faciès de rupture dû à l'inclinaison de l'éprouvette avec pré-tension. Avec l'inclinaison, le faciès de rupture est en forme de trou de serrure (un côté demi rond et un autre côté rectangulaire avec des fissurations parallèles aux renforts d'aciers). Le côté demi rond correspond au premier contact avec l'impacteur. Puis l'impacteur pénètre dans l'éprouvette et génère un cisaillement entre renforts et provoque les fissurations parallèles aux renforts d'aciers d'un seul coté.

Quel que soit le diamètre de l'impact, les mécanismes d'endommagement, (Figure V.32), sont identiques. Seul le nombre des câbles rompus varie.

Pour l'éprouvette bi-nappe, on observe les ruptures de renforts sur les deux couches haute et basse. Cependant, le faciès est plutôt rond sans fissurations autour du trou perforé (Figure V.33) comme pour l'éprouvette mono-nappe.



(dessus)



(dessous)

Figure V.27 Endommagement par compression lors de l'impact (*Type I*) pour les essais d'impact sans pré-tension des renforts sur l'éprouvette de type A



(dessus)



(dessous)

Figure V.28 Fissuration parallèle aux renforts d'aciers (*Type II*) pour les essais d'impact sans pré-tension sur l'éprouvette de type A



(dessus)



(dessous)

Figure V.29 Rupture des renforts d'acier provenant de la perforation (*Type III*) pour les essais d'impact sans pré-tension sur l'éprouvette de type A



(dessus)



(dessous)

Figure V.30 Rupture des renforts d'acier provenant de la perforation (*Type III*) pour les essais d'impact avec pré-tension, avec le diamètre de l'impacteur de 6 mm, sur l'éprouvette de type A



(dessus)



(dessous)

Figure V.31 Rupture des renforts d'acier lors de la perforation (*Type III*), avec pré-tension et l'inclinaison de l'éprouvette à 10° , sur l'éprouvette de type A : $D = 6\text{mm}$



(dessus)



(dessous)

Figure V.32 Effet de l'augmentation du diamètre de l'impacteur sur la rupture des renforts d'acier lors de la perforation (*Type III*), avec pré-tension sur l'éprouvette de type A : $D = 10\text{mm}$



(dessus)



(dessous)

Figure V.33 Rupture des renforts d'acier lors de la perforation (*Type III*) lors des essais d'impact avec pré-tension sur l'éprouvette bi-nappe croisée de type A : $D = 6\text{mm}$

Conclusion

Le chapitre V étudie l'effet de la pré-tension des renforts, de l'inclinaison de l'éprouvette, du diamètre de l'impacteur et de la nature des empilements (mono-nappe et bi-nappe croisée) sur les propriétés mécaniques. Ce chapitre présente les mécanismes d'endommagements survenant lors des essais d'impact par masse tombante.

Les réponses sont présentées en termes de déplacement, de charge et d'énergie mis en jeu en fonction des niveaux d'énergie d'impact. Ces réponses sont reliées aux endommagements par l'impact. Les résistances à la perforation dépendent du nombre de renforts rompus.

Ces essais nous permettent de comprendre les caractéristiques globales des nappes de ceinturage en acier. Les mécanismes liés à la perforation ne sont pas évidents.

Références Bibliographiques

- [Abrate, 1997] Abrate S. Localized impact on sandwich structures with laminated facings. *Applied Mechanics Reviews*. Vol 50, No 2, pp 69-82, 1997.
- [Abrate, 1998] Abrate S. *Impacts on composite structures*. Cambridge University Press. 1st edn., 1998.
- [Abrate, 2001] Abrate S. Modeling of impacts on composite structures. *Composite Structures*. Vol 51, pp 129-138, 2001.
- [Abrate, 2011] Abrate S. *Impact engineering of composite structures*. CISM Course and Lecture, Vol 256. SpringerWienNewYork, 2011.
- [Akin et al., 2010] Akin C, Senel M. An experimental study of low velocity impact response for composite laminated plates. *DPÜ Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*. Vol 21, pp 77-90, 2010.
- [Atas et al., 2008] Atas C, Sayman O. An overall view on impact response of woven fabric composite plates. *Composite Structures*. Vol 82, pp 336-345, 2008.
- [Aymerich et al., 1998] Aymerich F, Bucchinio A, Priolo P. Impact behaviour of quasi-isotropic graphite-peek laminates. *Key Engineering Materials*. Vol 144, pp 63-74, 1998.
- [Belingardi et al., 2002] Belingardi G, Vadori R. Low velocity impact tests of laminate glass-fiber-epoxy matrix composite material plates. *International Journal of Impact Engineering*. Vol 27, pp 213-229, 2002.
- [Carvalho et al., 1996] Carvalho A, Guedes Soares C. Dynamic response of rectangular plates of composite materials subjected to impact loads. *Composite Structures*. Vol 34, pp 55-63, 1996.
- [Choi et al., 2004] Choi IH, Lim CH. Low-velocity impact analysis of composite laminates using linearized contact law. *Composite Structures*. Vol 66, pp 125-132, 2004.
- [Davies et al., 1996] Davies GAO, Hitchings D, Zhou G. Impact damage and residual strengths of woven fabric glass/polyester laminates. *Composite Part A: Applied Science and Manufacturing*. Vol 27, pp 1196-1174, 1996.
- [Eiamnipon et al., 2011] Eiamnipon N, Nimdum P, Renard J, Kolutawong C. Low velocity impact responses and impact induced damages on steel cord-rubber compsite. 15th European conference of composite materials, Venice, Italy, 2011.
- [Gustin et al., 2005] Gustin J, Joneson A, Mahinfalah M, Stone J. Low velocity impact of combination kevlar/carbon fiber sandwich composites. *Composite Structures*. Vol 69, pp 396-406, 2005.
- [Hebert et al., 2008] Hebert M, Rousseau CE, Shukla A. Shock loading and drop weight impact response of glass reinforced polymer composites. *Composite Structures*. Vol 84, pp 199-288, 2008.

- [Heimbs et al., 2009] Heimbs S, Heller S, Middendorf P, Hahnel F, WeiBe J. Low velocity impact on CFRP plates with compressive preload: Test and modelling. *International Journal of Impact Engineering*. Vol 36, pp 1182-1193, 2009.
- [Hosseinzadeh et al., 2006] Hosseinzadeh R, Shokrieh MM, Lessard L. Damage behavior of fibre reinforced composite plates subjected to drop weight impacts. *Composites Science and Technology*. Vol 66, pp 61-68, 2006.
- [Hosur et al., 2005] Hosur MV, Adbullah M, Jeelani S. Studies on the low-velocity impact response of woven hybrid composites. *Composite Structures*. Vol 67, pp 253-262, 2005.
- [Jackson et al., 1992] Jackson WC, Poe Jr. CC. The use of impact force as scale parameter for the impact response of composite laminates. Rapport, NASA, 1992.
- [Mili et al., 2001] Mili F, Necib B. Impact behavior of cross-ply laminated composite plates under low velocities. *Composite Structures*. Vol 51, pp 237-244, 2001.
- [Minak et al., 2010] Minak G, Abrate S, Ghelli D, Panciroli R, Zucchelli A. Low-velocity impact on carbon/epoxy tubes subjected to torque - Experimental results, analytical models and FEM analysis. *Composite Structures*. Vol 92, pp 623-632, 2010.
- [Mitrevski et al., 2006] Mitrevski T, Marshall IH, Thomson RS, Jones R. Low-velocity impacts on preloaded GFRP specimens with various impactor shapes. *Composite Structures*. Vol 76, pp 209-217, 2006.
- [Mitrevski et al., 2006] Mitrevski T, Marshall IH, Thomson RS. The influence of impactor shape on the damage to composite laminates. *Composite Structures*. Vol 76, pp 116-122, 2006.
- [Olsson, 2000] Olsson R. Mass criterion for wave controlled impact response of composite plates. *Composite Part A: Applied Science and Manufacturing*. Vol 31, pp 879-887, 2000.
- [Park et al., 2008] Park JH, Ha SK, Kang KW, Kim CW, Kim HS. Impact damage resistance of sandwich structure subjected to low velocity impact. *Journal of Material Processing Technology*. Vol 201, pp 425-430, 2008.
- [Robb et al., 1995] Robb MD, Arnold WS, Marshall IH. The damage tolerance of GRP laminates under biaxial prestress. *Composite Structures*. Vol 32, pp 141-149, 1995.
- [Sutherland et al., 2005] Sutherland LS, Guedes Soares C. Impact characterisation of low fibre-volume glass reinforced polyester circular laminated plates. *International Journal of Impact Engineering*. Vol 31, pp 1-23, 2005.
- [Sutherland et al., 2005] Sutherland LS, Guedes Soares C. Impact on low fibre-volume, glass/polyester rectangular plates. *Composite Structures*. Vol 68, pp 13-22, 2005.
- [Tita et al., 2008] Tita V, de Carvalho J, Vandepitte D. Failure analysis of low velocity impact on thin composite laminates: Experimental and numerical approaches. *Composite Structures*. Vol 83, pp 413-428, 2008.
- [Trowbridge et al., 1990] Trowbridge DA, Grady JE, Aiello RA. Low velocity impact analysis with NASTRAN. Rapport, NASA, 1990.
- [Willis, 1966] Willis JR. Hertzian contact of anisotropic bodies. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*. Vol 14, pp 163-176, 1966.

[Yang et al., 1981] Yang SH, Sun CT. Indentation law for composite laminates. Rapport, Purdue University, 1981.

[Zhou et al., 1995] Zhou G, Davies GAO. Impact response of thick glass fibre reinforced polyester laminates. International Journal of Impact Engineering. Vol 16, pp 357-374, 1995.

Chapitre VI

Etude de l'indentation

Ce chapitre présente les essais d'indentation. Ces essais sont effectués pour mettre en évidence les mécanismes de rupture amenant la perforation. Le critère de perforation est établi à partir des résultats expérimentaux des essais d'indentation.

Sommaire

VI.1 Introduction	107
VI.2 Etude expérimentale d'indentation	107
VI.2.1 Objectifs des essais d'indentation	107
VI.2.2 Eprouvettes d'essais d'indentation	107
VI.2.3 Moyens d'essais d'indentation	108
VI.3 Résultats expérimentaux	109
VI.3.1 Essais d'indentation avec pré-tension d'un brin de renfort unique	109
VI.3.2 Essais d'indentation avec inclinaison de l'éprouvette et pré-tension d'un brin de renfort unique	110
VI.3.3 Essais d'indentation avec différents diamètres d'indenteur et pré-tension d'un brin de renfort unique	111
VI.3.4 Essais d'indentation avec orientation de l'éprouvette et pré-tension d'un brin de renfort unique	112
VI.3.5 Essais d'indentation sur éprouvette croisée avec pré-tension	113
VI.3.6 Essais d'indentation sur plusieurs brins de renforts	114
VI.3.7 Essais d'indentation sans pré-tension des renforts	115
VI.4 Mécanismes de rupture des renforts et observation de l'endommagement par indentation	117

VI.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons étudié le comportement à l'impact par masse tombante. Les essais réalisés permettent de comprendre les réponses des éprouvettes à l'impact, l'évolution des endommagements aux différents niveaux d'énergies d'impact et les résistances à la perforation. Cependant, les mécanismes de perforation posent beaucoup de questions.

Afin de mieux comprendre les mécanismes à la perforation, nous proposons ici d'étudier l'essai d'indentation à vitesse lente, en variant la pré-tension des renforts comme pour les essais d'impact du chapitre précédent. Nous regarderons également l'effet du diamètre de l'impacteur. L'avantage de ces essais est de suivre l'évolution de l'endommagement au cours de l'essai jusqu'à rupture. Cette étude concerne les deux types d'éprouvette, type A et type B.

VI.2 Etude expérimentale d'indentation

Nous présentons ici les objectifs de l'étude d'indentation, la description du dispositif, les conditions d'essai et les dimensions des éprouvettes de caractérisation.

VI.2.1 Objectifs des essais d'indentation

L'objectif des essais d'indentation est d'étudier les mécanismes des endommagements jusqu'à rupture par perforation. Les essais d'indentation ont été réalisés avec une vitesse de sollicitation quasi-statique.

VI.2.2 Eprouvtes d'essais d'indentation

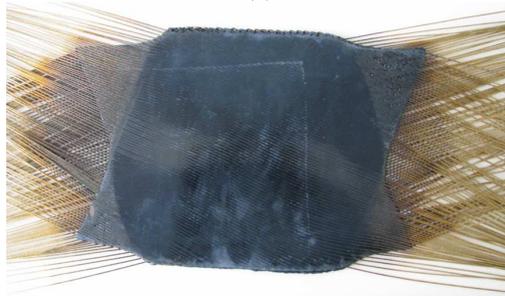
Une plaque complète a été découpée de façon à comporter un ou plusieurs brins: (i) 1, 2, 3, 5, 7, 9 et 11 brins pour l'éprouvette de type A et (ii) 1, 2, 3, 4, 6, 8, 10, 12, 14, 16 et 18 brins pour l'éprouvette de type B, (Figure VI.1 (a)).

Les essais d'indentation ont été réalisés avec les mêmes dimensions d'éprouvette, que celles de l'essai d'impact sur une plaque mono-nappe ou une plaque bi-nappe croisée. Ceci afin de pouvoir comparer les résultats d'indentation avec les résultats des essais d'impact par masse tombante.

Pour chaque condition d'essai, 4-5 éprouvettes ont été testées. L'architecture des matériaux étudiée est montrée dans le tableau II.2. De manière générale, la dimension des nappes est de 220 mm, (longueur), par 200 mm, (largeur). Par contre, la largeur des éprouvettes dépend du nombre de brins de renforts contenus.



(a)



(b)

Figure VI.1 Epreuves pour essais d'indentation avec les câbles nus en bout de plaque : (a) Avec plusieurs brins de renforts, (1 à 11 brins), et (b) Une bi-nappe croisée de type A

VI.2.3 Moyens d'essais d'indentation

Les essais d'indentation ont été effectués une machine mécanique de traction-compression, avec les dispositifs de fixation utilisés dans les essais d'impact par masse tombante (Figure VI.2). Les essais d'indentation sont effectués en contrôle de déplacement, avec une vitesse de sollicitation de 20 mm/min. Le déplacement vertical du vérin, la charge appliquée et la tension du renfort ont été mesurés. Le support orientable a été utilisé pour étudier l'effet de l'inclinaison de l'éprouvette. Le diamètre de l'embout de l'impacteur est de 6 ou de 10 mm, comme pour l'essai d'impact à la masse tombante.

Le détail des essais d'indentation est le suivant:

- A. Pour les essais d'indentation sur un brin de renfort unique :
 - avec des pré-tensions de 26, 35 et 50% de charge à rupture pour l'éprouvette de type A et avec des pré-tensions de 17, 35 et 50% de charge à rupture pour l'éprouvette de type B ;
 - avec une pré-tension de 26% et les inclinaisons de l'éprouvette de 0°, 5°, 10° et 20° pour l'éprouvette de type A et avec une pré-tension de 17% et des inclinaisons de l'éprouvette de 0°, 5°, 10° pour l'éprouvette de type B;
 - avec une pré-tension de 26% et un diamètre de l'impacteur de 10 mm pour l'éprouvette de type A ;
 - avec une pré-tension de 26% et l'orientation des renforts dans le plan-xy à 20° pour l'éprouvette de type A ;
- B. Pour les essais d'indentation sur plusieurs brins de renforts :

Avec un impacteur de 6 mm de diamètre :

- avec des pré-tensions de 26% de charge à rupture pour les éprouvettes de type A et avec des pré-tensions de 17% de charge à rupture pour les éprouvettes de type B ;
- avec une pré-tension de 26% et les inclinaisons de l'éprouvette de 0°, 5°, 10° pour les éprouvettes de type A, 11 brins de renforts et avec une pré-tension de 17% et les inclinaisons de l'éprouvette de 0°, 5°, 10° pour les éprouvettes de type B, 18 brins de renforts ;
- avec une pré-tension de 26% et l'orientation de renfort dans le plan-xy à 20° pour les éprouvettes de type A ;

Avec un diamètre de l'impacteur de 10 mm pour les éprouvettes de type A et une pré-tension de 26% . ;

C. Pour les essais d'indentation sur une mono-nappe complète :

- sans pré-tension des renforts pour les éprouvettes de type A et de type B ;

D. Pour les essais d'indentation avec un impacteur de 6 mm de diamètre sur une bi-nappe croisée [+20°,-20°] :

- avec une pré-tension de 26% pour l'éprouvette de type A ;

Les faciès de rupture d'indentation, ont été observés avec un microscope d'atelier, comme dans la partie V.2.5.2.

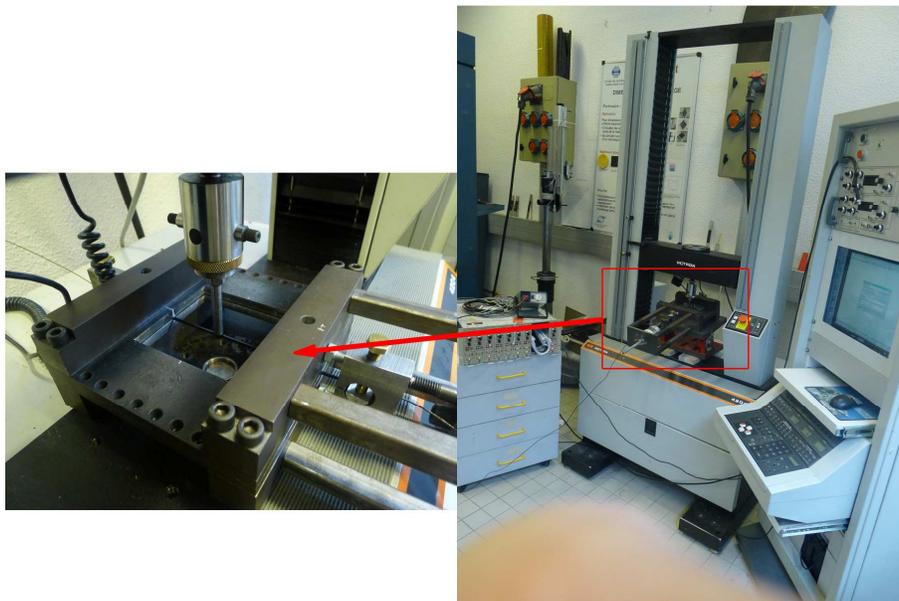


Figure VI.2 Machine de traction mécanique avec les dispositifs de fixation des éprouvettes

VI.3 Résultats expérimentaux

Les résultats des essais d'indentation sont résumés dans ce chapitre.

VI.3.1 Essais d'indentation avec pré-tension d'un brin de renfort unique

La Figure VI.3 (a) montre que l'évolution charge - déplacement est la même quelque soit la pré-tension du renfort. La Figure VI.3 (b) montre l'augmentation linéaire de la tension

($T_1 - T_0$) avec la charge appliquée par l'indenteur, où T_1 et T_0 sont respectivement les pré-tensions apparente et initiale au cours d'essai.

La pré-tension initiale T_0 a un effet non linéaire sur la charge à la rupture. L'influence de T_0 devient importante pour $T_0/T_{\text{rupture}} \geq 0,5$. L'influence de T_0 dépend également du type de matériau, (Figure VI.3 (c)).

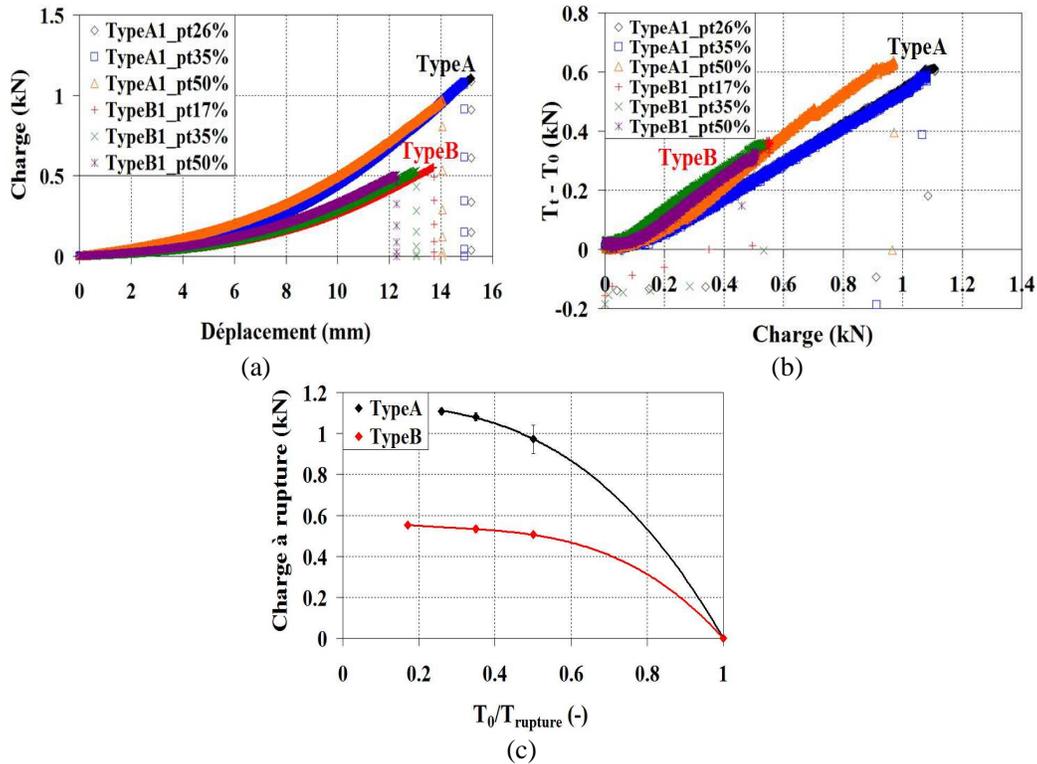


Figure VI.3 Résultats des essais d'indentation avec différentes pré-tensions d'un brin de renfort unique : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : tension de renfort - charge et (c) Courbes : charge à rupture - tension de renfort

VI.3.2 Essais d'indentation avec inclinaison de l'éprouvette et pré-tension d'un brin de renfort unique

Ce chapitre présente lors de l'indentation, l'effet de l'inclinaison de l'éprouvette sous pré-tension, comportant un brin de renfort unique. L'effet de l'inclinaison devient important, sur l'évolution des courbes charge - déplacement, aux grandes inclinaisons, ($\geq 20^\circ$), (Figure VI.4 (a)). A cette inclinaison, (20°), on remarque une réduction de rigidité. Cette réduction résulte d'une déchirure de la matrice élastomère. L'angle de contact trop important entre l'indenteur et l'éprouvette induit un cisaillement local lors de l'indentation. On constate un rapport linéaire entre la tension ($T_1 - T_0$) et la charge appliquée par l'indenteur, (Figure VI.4 (b)), comme précédemment.

La figure VI.4 (c) montre la réduction linéaire de la charge à rupture du renfort en fonction de l'inclinaison de l'éprouvette. La figure VI.4 (d) montre que la tendance de la réduction de la charge à rupture, avec l'augmentation de l'inclinaison de l'éprouvette, ne dépend pas du type de renfort.

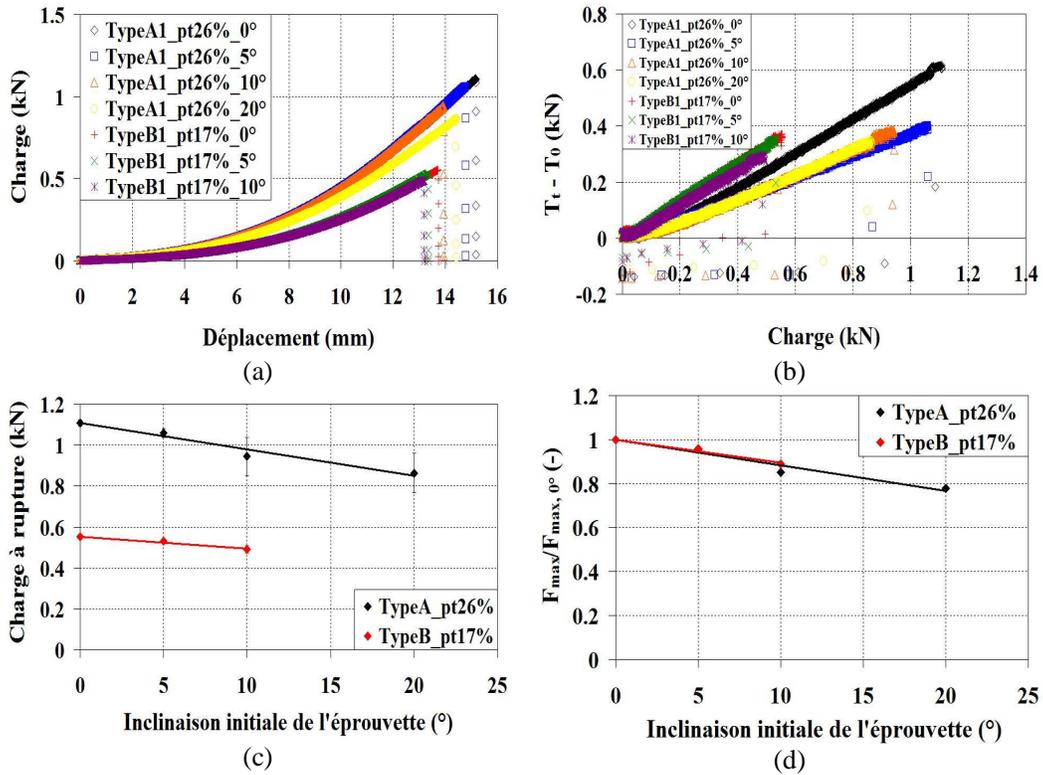
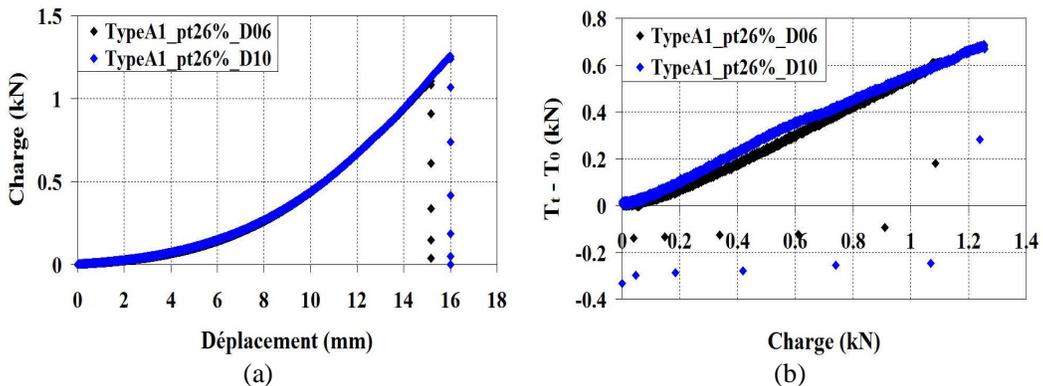


Figure VI.4 Résultats des essais d'indentation avec inclinaison de l'éprouvette et pré-tension d'un brin de renfort unique : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : tension de renfort - charge, (c) Courbes : charge à rupture - inclinaison de l'éprouvette et (d) Courbes : charge à rupture normée - inclinaison de l'éprouvette

VI.3.3 Essais d'indentation avec différents diamètres d'indenteur et pré-tension d'un brin de renfort unique

Pour les essais d'indentation, avec différents diamètres de l'indenteur sur un brin de renfort unique, l'évolution de charge et l'évolution de tension de renfort au cours de l'essai sont identiques pour les différents diamètres de l'indenteur, (Figure V.5 (a) et (b)).

Notons que la charge à rupture pour le diamètre de 10 mm est supérieure à celle de 6 mm, (Figure V.5 (c)). Cette différence provient de l'effet local à cause du diamètre de l'indenteur.



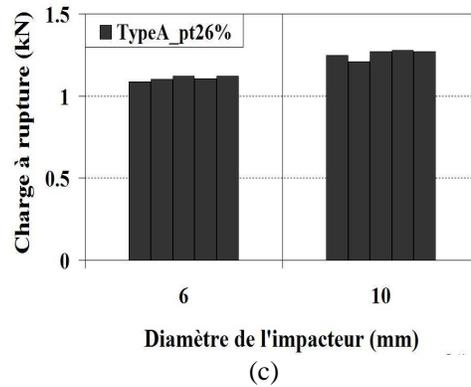
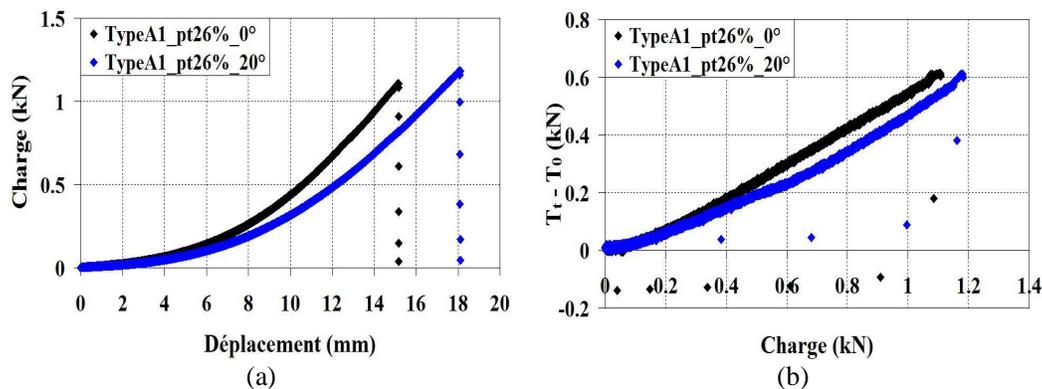


Figure VI.5 Résultats des essais d'indentation avec différents diamètres de l'indenteur et pré-tension d'un brin de renfort unique : (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes : tension de renfort - charge, (c) Courbes : charge à rupture - diamètre de l'indenteur

VI.3.4 Essais d'indentation avec orientation de l'éprouvette et pré-tension d'un brin de renfort unique

Les essais ont été faits sur une éprouvette tournée de $+20^\circ$ par rapport aux axes du dispositif de fixation. L'effet d'orientation provoque l'augmentation du déplacement maximal mais l'évolution de charge et de tension de renfort reste à peu près identique, (Figure V.6 (a) et (b)).

La charge et le déplacement à rupture de renfort augmentent avec la rotation dans le plan 1-2 (ici, $+20^\circ$) (Figure V.6 (c)). Il est à noter que, dans notre cas, l'éprouvette est toujours encastree dans un espace carré. La distance entre encastremets devient maximale si l'orientation est de 45° . Pour cette orientation la charge et le déplacement à rupture seront maximums.



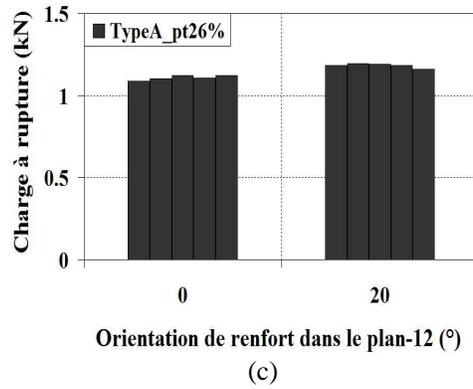
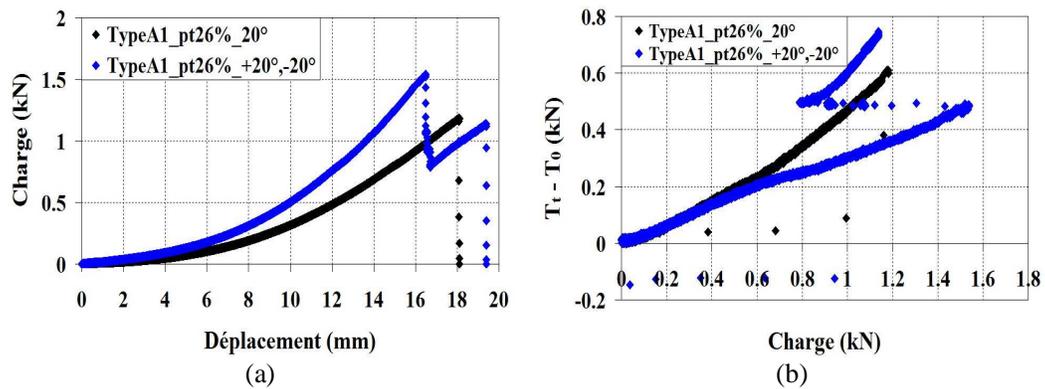


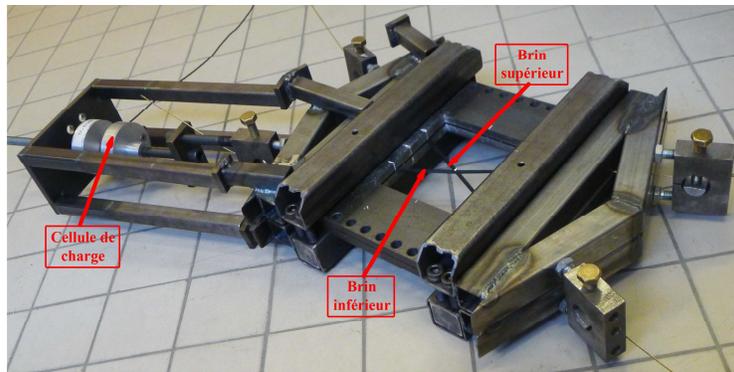
Figure VI.6 Résultats d'essais d'indentation avec rotation de l'éprouvette dans le plan-xy et pré-tension d'un brin de renfort unique : (a) : Courbes charge - déplacement, (b) : Courbes tension de renfort - charge, (c) : Courbes charges à rupture - rotation

VI.3.5 Essais d'indentation sur éprouvette croisée avec pré-tension

Nous comparons ici les résultats des essais d'indentation avec pré-tension entre une éprouvette orientée à $+20^\circ$ et une éprouvette croisée $[+20^\circ, -20^\circ]$. Sur l'éprouvette croisée, on a mesuré seulement la tension sur le brin de renfort supérieur (Figure VI.7 (c)). L'augmentation de rigidité de l'éprouvette croisée a été observée par rapport à l'éprouvette orientée à $+20^\circ$, (Figure VI.7). Cette augmentation de rigidité a lieu jusqu'à rupture du brin supérieur, (chute de la charge mesurée). La charge est ensuite reprise par le brin inférieur jusqu'à rupture de ce brin inférieur. Notons que la charge à rupture du brin inférieur de l'éprouvette croisée est quasiment identique à celle de l'éprouvette orientée.

L'évolution de la tension de renfort, (Figure VI.7 (b)), dans le brin supérieur de l'éprouvette croisée $[+20^\circ, -20^\circ]$ est identique à celle de l'éprouvette orientée jusqu'au niveau de charge de 0.6 kN. Au delà, un écart a été observé, écart qui augmente avec la charge jusqu'à la rupture du renfort supérieur. Ensuite l'écart de tension reste quasiment constant jusqu'à la rupture de l'éprouvette.





(c)

Figure VI.7 (a) Courbes : charge - déplacement, (b) Courbes tension de renfort - charge, de l'éprouvette orientée (+20°) dans le plan-xy et de l'éprouvette croisée [+20°, -20°], (c) Dispositif d'encastrement pour les essais d'indentation sur un brin de renfort croisé

VI.3.6 Essais d'indentation sur plusieurs brins de renforts

Dans les essais d'impact par masse tombante, nous avons observé que l'endommagement se produit localement, au niveau des renforts situés en vis-à-vis de l'embout de l'impacteur. Afin de mettre en évidence ce phénomène, nous avons effectué les essais d'indentation sur l'éprouvette en faisant varier le nombre de brins de renfort en acier. Le nombre de brins minimum a été dans un premier temps déterminé, afin d'obtenir une réponse stabilisée, ne dépendant plus du nombre de brins.

Au cours des essais d'indentation avec pré-tension des renforts, l'évolution de la charge en fonction du déplacement augmente avec le nombre de brins de renfort, puis se stabilise si le nombre de brins de renfort est suffisant. De plus, cette stabilisation dépend également du diamètre de l'indenteur, du diamètre des renforts d'acier ainsi que de l'espacement entre renforts. Dans le cas du diamètre 6 mm de l'indenteur, la stabilisation a lieu lorsque le nombre des brins de renfort est de 9 pour les éprouvettes de type A et de 18 pour les éprouvettes de type B, (Figure VI.8 (a) et (b)). De même, pour les essais d'indentation avec le diamètre 10 mm de l'indenteur, la réponse est stabilisée à partir de 11 brins de renforts pour l'éprouvette de type A, (Figure VI.9 (a)). On peut observer parfois une petite chute instantanée de la charge lors de l'apparition de microfissure avec une propagation parallèle aux renforts dans l'élastomère, dans la zone en vis-à-vis de l'embout de l'indenteur. Puis la charge remonte jusqu'à rupture du renfort. Cependant, cette apparition et propagation de microfissure ne perturbe pas la tension de renfort au cours de l'essai.

Nous remarquons que la charge à rupture et la déformation transverse de l'éprouvette sont liées directement au nombre de brins de renforts. Afin de souligner cette existence, on montre un exemple avec les essais d'une éprouvette de type B à 2 ou 4 brins, sur lesquelles on obtient des charges à rupture différentes, malgré la rupture d'un même nombre de renforts. Ces différences de charge proviennent de la déformation transverse. Cette charge supplémentaire due à la déformation transverse devient constante si le nombre de brin devient important. Les figures VI.8 (c) et VI.9 (b) montrent les plateaux de stabilisation pour la charge à rupture. Ces plateaux de stabilisation ne dépendent plus du nombre de brins de renfort.

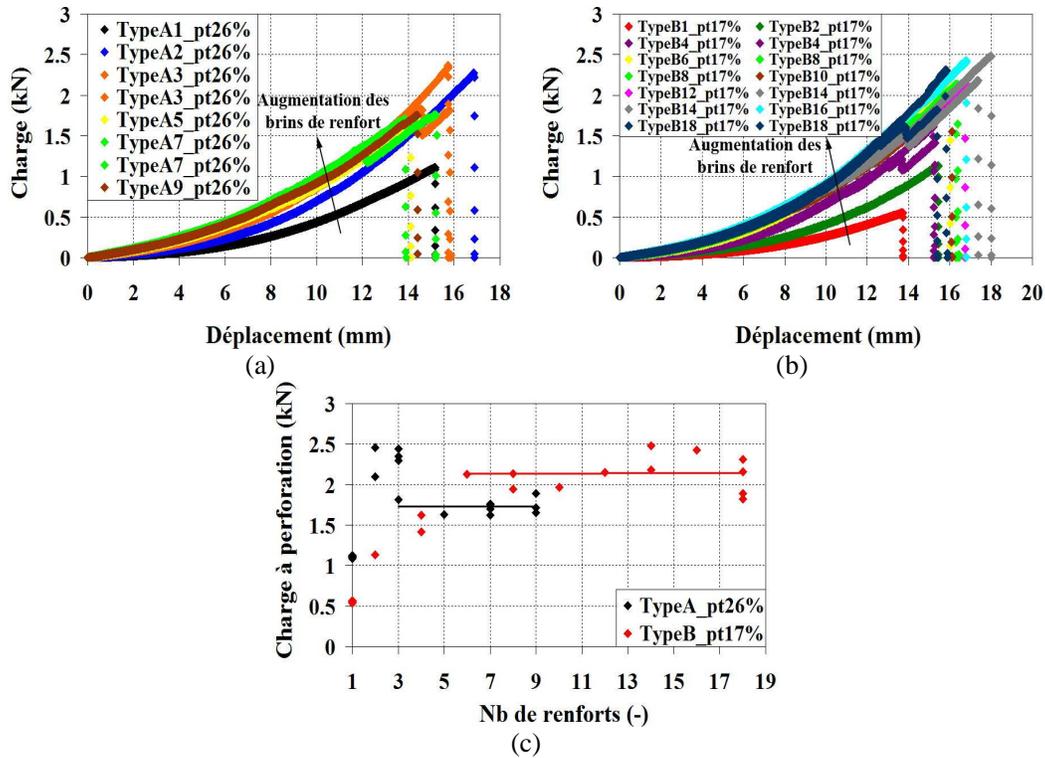


Figure VI.8 Résultats des essais d'indentation en fonction du nombre de brins avec pré-tension de renfort et un diamètre d'indenteur de 6 mm : Courbes : charge - déplacement pour l'éprouvette de type A (a) et B (b), (c) Charge à rupture vs le nombre de brins de renfort

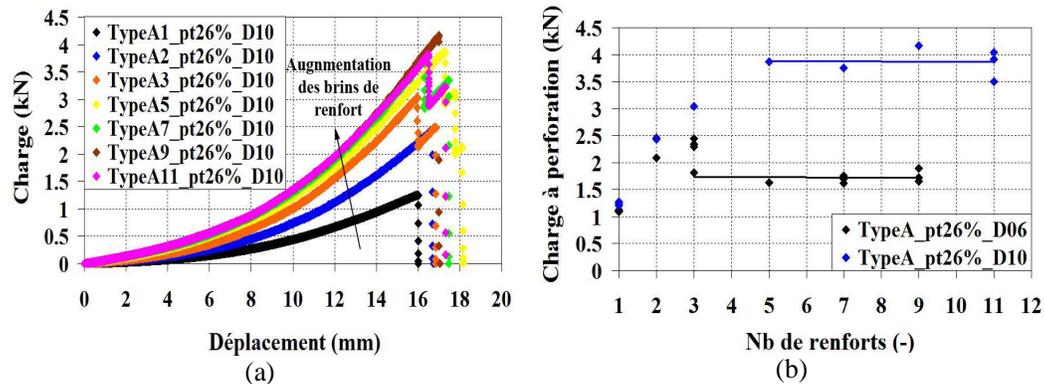


Figure VI.9 Résultats des essais d'indentation en fonction du nombre de brins avec pré-tension de renfort et un diamètre de l'indenteur de 10 mm: (a) Le charge-déplacement pour l'éprouvette de type A, (b) Courbes : charge à rupture vs le nombre de brins de renfort

VI.3.7 Essais d'indentation sans pré-tension des renforts

Dans cette partie, nous avons mis en évidence l'effet du nombre de brins de renfort et l'effet du type de sollicitation, (indentation ou impact par masse tombante), sur l'éprouvette complète dans le cas d'essais sans pré-tension des renforts.

Suivant le type de sollicitations sur l'éprouvette mono-nappe complète, malgré une perturbation de l'évolution de charge à cause de l'apparition et de la propagation de

microfissures dans l'essai d'indentation que nous n'avons pas observé sur l'essai par masse tombante, l'ensemble des réponses est quasi-identique pour les deux types de sollicitation sur les matériaux étudiés, (Figure VI.10 (a)). Ces résultats, pour le matériau mono-nappe, nous permettent de conclure que les réponses et la charge critique à la perforation sont indépendantes de la vitesse.

Sur bi-nappe croisée, les résultats des essais d'impact montrent une augmentation de rigidité par rapport aux essais d'indentation. Cependant l'évolution de la charge-déplacement pour l'éprouvette bi-nappe et mono-nappe croisée, sur des brins en nombre suffisant, pour les deux types d'essais sont identiques, (Figure VI.10 (b)). Pour cette raison, nous supposons que cette augmentation de rigidité sur la bi-nappe croisée est induite par un effet de viscosité, au niveau de la matrice élastomère - interface bi-nappe. Néanmoins, il est à noter que la charge maximale est identique pour les trois essais.

La comparaison des résultats expérimentaux essais d'impact par masse tombante et par indentation, sur les éprouvettes avec des brins de renfort en nombre suffisant, montre que l'évolution de la charge vs déplacement au cours des essais et de la charge à perforation sont quasi-identiques quelque soit les inclinations et les diamètres de l'indenteur, (Figure VI.11 (a)-(c)).

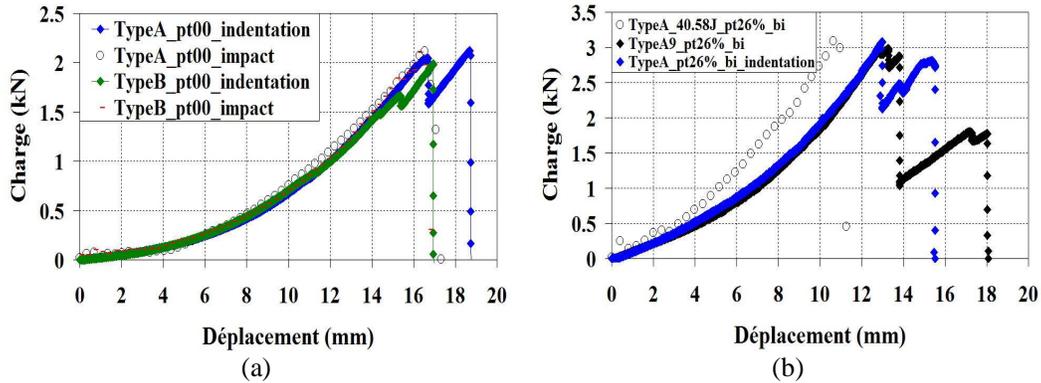
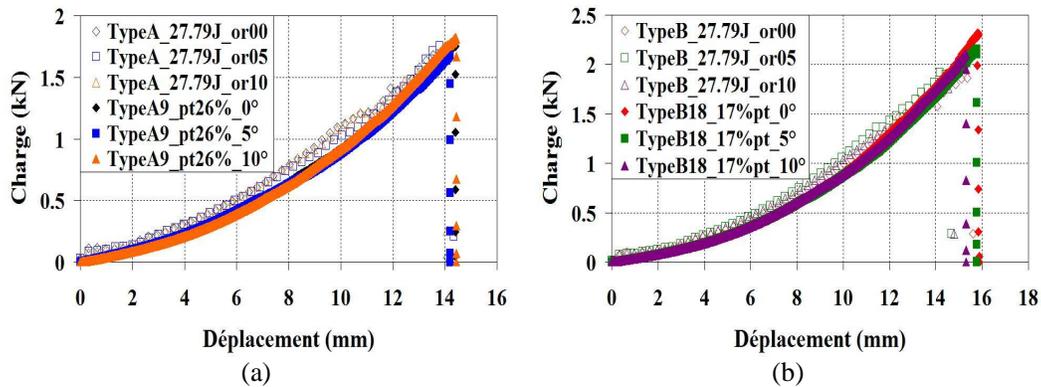


Figure VI.10 Comparaisons des résultats expérimentaux d'essais d'impact par masse tombante et d'essais d'indentation : (a) Epreuves mono-nappes sans pré-tension des renforts, (b) Epreuves bi-nappes croisées et éprouvettes mono-nappes avec des brins de renfort en nombre suffisant



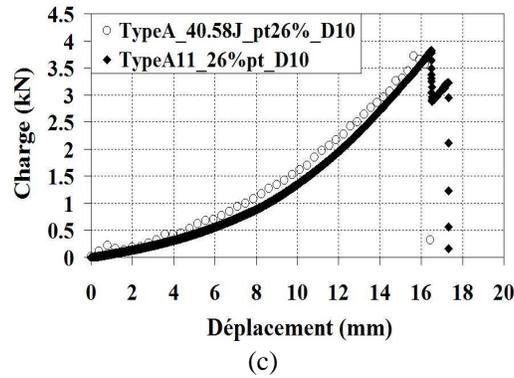


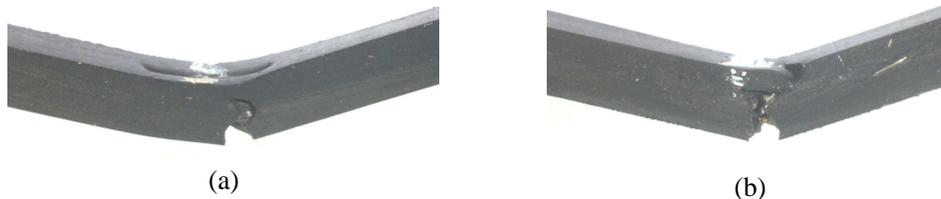
Figure VI.11 Comparaison des résultats expérimentaux d'essais d'impact par masse tombante et d'essais d'indentation pour les éprouvettes mono-nappes : (a) TypeA avec inclinaison de l'éprouvette et pré-tension des renforts, (b) TypeB avec inclinaison de l'éprouvette et pré-tension des renforts, (c) TypeA avec le diamètre de l'impacteur de 10 mm et pré-tension des renforts

VI.4 Mécanismes de rupture des renforts et observation de l'endommagement par indentation

La vitesse de sollicitation lente des essais d'indentation, nous permet d'observer les mécanismes de la rupture de renfort, en particulier lors des essais sur un brin de renfort unique. Ces informations nous permettent de comprendre les mécanismes de rupture pour l'éprouvette mono-nappe ou ayant plusieurs brins.

Lors des essais d'indentation, nous avons remarqué que la rupture des renforts a lieu dans la zone en traction de l'éprouvette (en bas), (Figures V.1 (a)-(c)). Ce mécanisme se répète si l'inclinaison de l'éprouvette est inférieure de 10° . Au delà la déchirure, dans la matrice élastomère sous l'effet de l'indenteur a été observée, (Figures VI.12 (d)-(e)). Cette déchirure amène un glissement entre l'indenteur et l'éprouvette. Notons que les mécanismes de la rupture sont identiques pour les deux matériaux étudiés (type A et B). Notons aussi que les mécanismes de rupture de renfort sont toujours identiques quelque soit le diamètre de l'indenteur, (Figure VI.13 (a)).

Pour l'éprouvette à deux renforts uniques croisées, le renfort inférieur est toujours cassé en premier, (rupture en traction), tandis que le renfort supérieur subi la rupture en compression et casse en dernier, (Figure VI.13 (b)). Comme pour la mono-nappe, nous n'observons aucune différence de perforation entre les essais d'indentation et les essais d'impact (Figure VI.14).



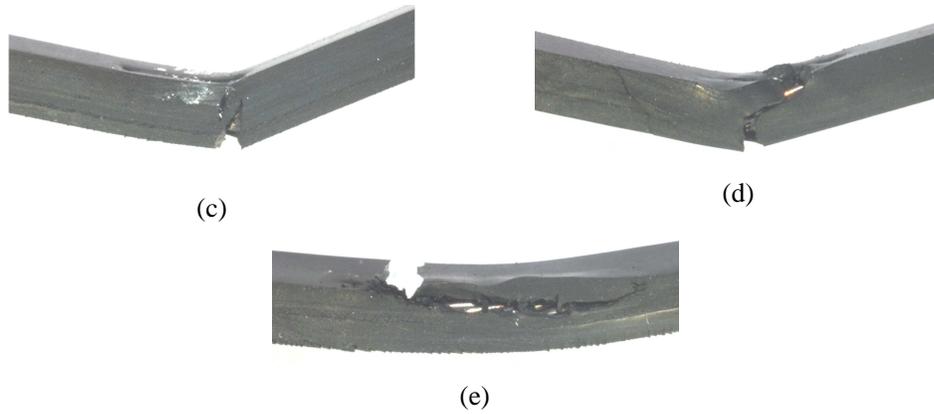


Figure VI.12 Rupture de renfort lors des essais d'indentation sur un brin de renfort avec inclinaison de l'éprouvette : (a) 0°, (b) 5°, (c) 10°, (d) 20°, (e) 30°

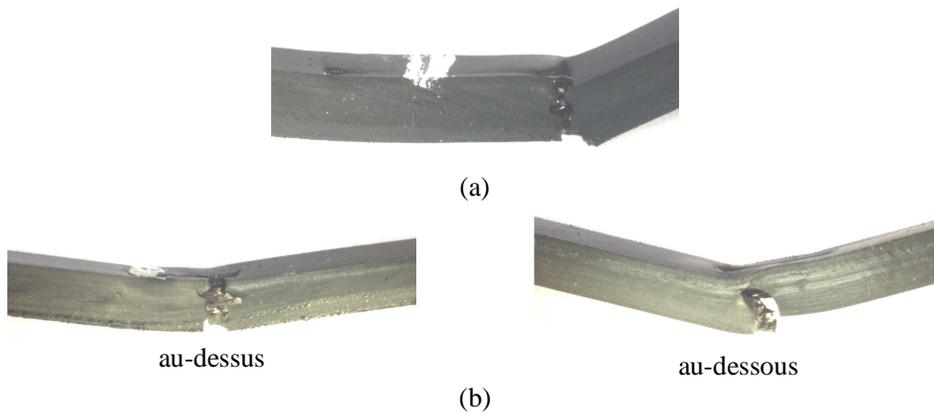


Figure VI.13 Rupture de renfort lors des essais d'indentation : (a) Sur un brin de renfort avec le diamètre d'indenteur de 10 mm, (b) Sur deux brins croisés avec le diamètre d'indenteur de 6 mm



Figure VI.14 Perforation : (a) Essai d'indentation, (b) Essai d'impact par masse tombante

Chapitre VII

Critère de perforation, Obtention et validation

Dans ce chapitre, nous proposons un critère de perforation ainsi que sa validation. La charge à rupture et l'énergie critique d'impact sera estimées et comparées avec les résultats des essais expérimentaux, essais d'indentation et d'impact par masse tombante.

Sommaire

VII.1 Synthèse bibliographique	120
VII.1.1 Critère de rupture des matériaux composites	120
VII.1.1.1 Critère phénoménologique	120
VII.1.1.2 Critère interactifs	122
VII.2 Analyse des paramètres gouvernant la perforation	123
VII.2.1 Analyse de la géométrie de l'éprouvette	124
VII.2.2 Analyse des conditions d'essai	124
VII.2.3 Analyse des propriétés mécaniques des matériaux	125
VII.3 Développement du critère de perforation	125
VII.3.1 Identification des paramètres du modèle : Choix du modèle	125
VII.3.1.1 Modèle pour l'éprouvette constituée d'un brin de renfort	125
VII.3.1.2 Paramètre d'interaction pour l'éprouvette ayant plusieurs brins de renforts (k_N^0)	126
VII.3.1.3 Résultats de l'identification du modèle	127
VII.3.2 Relation entre le niveau d'énergie d'impact et la charge maximale	128
VII.3.3 Critère de perforation	129
VII.3.3.1 Validation générale du critère de perforation pour une nappe de ceinturage en acier	132
VII.4 Validation générale du critère de perforation	135
Conclusion	136
Références Bibliographiques	136

VII.1 Synthèse bibliographique

L'étude expérimentale nous a permis de mieux comprendre les mécanismes des endommagements et la perforation des nappes de ceinturage en acier. L'objectif de ce chapitre est de proposer un critère de perforation lors de l'impact. Ce critère doit prédire la résistance à la perforation des matériaux. Avant de développer le critère de perforation, nous décrivons les nombreux critères, proposés dans la bibliographie, basés sur l'endommagement des matériaux.

VII.1.1 Critères de rupture des matériaux composites

De manière générale, les critères permettant de prédire la rupture des matériaux sont basés sur des mécanismes d'endommagement comme la rupture des fibres, la fissuration de la matrice, le délaminage etc. Nous pouvons classer les critères en 3 catégories : (i) les critères en contrainte maximale, (ii) les critères en déformation maximale et (iii) les critères interactifs ou énergétiques [Abrate, 2011], [Berthelot, 2012]. Dans le cadre de notre étude, nous nous sommes intéressés à la première catégorie, où les paramètres intrinsèques du matériau doivent être déterminés. Ces paramètres sont les suivants :

X_T, X_C : Contraintes à rupture suivant le sens longitudinal, respectivement en traction et en compression.

Y_T, Y_C : Contraintes à rupture suivant le sens transversal, respectivement en traction et en compression.

Z_T, Z_C : Contraintes à rupture suivant l'épaisseur, respectivement en traction et en compression.

S_{ij} : Contraintes de rupture en cisaillement dans le plan-ij.

VII.1.1.1 Critères phénoménologiques

Cette famille de critères est basée sur les mécanismes d'endommagement qui amènent la ruine de la structure. Parmi eux, nous pouvons citer :

A. Critères de rupture des fibres

Le critère en contrainte maximale a souvent été utilisé pour prédire la rupture des fibres lors de l'impact (VII.1) [Luo et al. 1999], [Tita et al., 2008]:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{11}}{X_T} &= 1, \sigma_{11} > 0 \\ \frac{|\sigma_{11}|}{X_C} &= 1, \sigma_{11} < 0 \end{aligned} \quad (\text{VII.1})$$

[Sun et al., 1978] et [Yamada et al. 1978] ont modifié ce critère en prenant en compte une contrainte de cisaillement dans le plan perpendiculaire à la direction longitudinale 1. Leur critère se présente sous la forme quadratique (VII.2) :

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_T} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 = 1 \quad (\text{VII.2})$$

Par ailleurs [Cui et al., 2009] ont pris en compte les contraintes de cisaillement σ_{12} et σ_{13} dans le critère de rupture des fibres (VII.3) :

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_T}\right)^2 + \frac{(\sigma_{12})^2 + (\sigma_{13})^2}{S^2} \geq 1 \quad (\text{VII.3})$$

Selon [Hashin, 1980], le critère de rupture des fibres peut s'exprimer de façon plus générale (VII.4) :

$$\begin{aligned} \left(\frac{\sigma_{11}}{X_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 &= 1, \sigma_{11} > 0 \\ \frac{|\sigma_{11}|}{X_C} &= 1, \sigma_{11} < 0 \end{aligned} \quad (\text{VII.4})$$

B. Critères de rupture de la matrice

Le critère le plus simple, utilisé par [Li et al., 2006] (VII.5), pour prédire la fissuration matricielle s'exprime en contrainte maximale dans la direction transverse, :

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{22}}{Y_T} &= 1, \sigma_{22} > 0 \\ \frac{|\sigma_{22}|}{Y_C} &= 1, \sigma_{22} < 0 \end{aligned} \quad (\text{VII.5})$$

Toutefois, ce critère en contrainte maximale n'est pas réaliste pour la rupture de la matrice, car non seulement la contrainte en traction mais également la contrainte en cisaillement induisent la fissuration matricielle. A cause de ce fait, plusieurs études, [Belingardi et al., 1998], [Gomez del Rio et al., 2005], [Lee et al., 2006] ont modifié le critère de la manière suivante :

$$\begin{aligned} \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 &= 1, \sigma_{22} > 0 \\ \frac{1}{4}\left(\frac{\sigma_{22}}{S_{12}}\right)^2 + \frac{Y_C \sigma_{22}^2}{4S_{12}^2} - \frac{\sigma_{22}}{Y_C} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 &= 1, \sigma_{22} < 0 \end{aligned} \quad (\text{VII.6})$$

Sur ce même principe, Hashin a proposé le critère (VII.7), utilisé par les autres études [Kim et al., 2007], [Foo et al., 2008]. Ce critère prend en compte le champ de contrainte suivant l'épaisseur, à savoir σ_{13} et σ_{33} .

$$\begin{aligned} \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_T}\right)^2 + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{23}^2} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 &= 1, \sigma_{22} + \sigma_{33} > 0 \\ \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2\sigma_{12}}\right)^2 + \frac{Y_C(\sigma_{22} + \sigma_{33})}{4S_{12}^2} - \frac{(\sigma_{22} + \sigma_{33})}{Y_C} + & \\ \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{23}^2} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 &\geq 1, \sigma_{22} + \sigma_{33} < 0 \end{aligned} \quad (\text{VII.7})$$

C. Critères de délaminage

Le délaminage est une séparation entre deux plis d'orientation distincte. Il est induit par une contrainte critique à l'interface, contrainte qui provoque la rupture entre plis. Le critère de délaminage est fondamental, car le délaminage peut conduire à un état dangereux au niveau d'une structure.

Le critère de délaminage quadratique, [Brewer et al., 1988], est très connu (VII.8). [Luo et al. 1999], [Gomez del Rio et al., 2005], [Cui et al., 2009] ont utilisé ce critère pour prédire le délaminage à l'impact.

$$\left(\frac{\sigma_{33}}{Z_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1, \sigma_{33} \geq 0 \quad (\text{VII.8})$$

[Wang et al. 2010] ont employé le critère de Yeh [Yeh et al., 1994] pour prédire le délaminage lors de l'impact (VII.9) :

$$\begin{aligned} \left(\frac{\sigma_{33}}{Z_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 &\geq 1, \sigma_{33} \geq 0 \\ \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 &\geq 1, \sigma_{33} < 0 \end{aligned} \quad (\text{VII.9})$$

[Huang et al., 2003] ont utilisé le critère de Yeh transposé en terme de déformation (VII.10) :

$$\begin{aligned} \left(\frac{\varepsilon_{33}}{Z_T}\right)^2 + \left(\frac{\varepsilon_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\varepsilon_{23}}{S_{23}}\right)^2 &= f_3, \varepsilon_{33} \geq 0 \\ \left(\frac{\varepsilon_{13}}{S_{13}^e}\right)^2 + \left(\frac{\varepsilon_{23}}{S_{23}^e}\right)^2 &= f_3, \varepsilon_{33} < 0 \end{aligned} \quad (\text{VII.10})$$

Où f_3 est un paramètre représentant le niveau de la déformation à rupture.

Enfin, [Zou et al., 2002] ont proposé un critère de délaminage qui prend en compte les contraintes à rupture en traction, en compression ainsi qu'en cisaillement (VII.11) :

$$\frac{\sigma_{33}^2}{Z_T Z_C} + \frac{\sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2}{S^2} + \left(\frac{1}{Z_T} - \frac{1}{Z_C}\right) \sigma_{33} = 1 \quad (\text{VII.11})$$

VII.1.1.2 Critères interactifs

Dans le cas des matériaux anisotropes, le critère interactif le plus connu est celui de Hill [Hill, 1950]. Ce critère correspond pour un matériau anisotrope, à un état limite de contraintes.

Dans le cas d'un état de contraintes planes, ce critère simplifié s'appelle le critère de Tsai-Hill.

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{22}}{Y}\right)^2 - \frac{\sigma_{11}\sigma_{22}}{X^2} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 = 1 \quad (\text{VII.13})$$

En considérant les contraintes à rupture en traction et en compression, [Hoffmann, 1967] a écrit une généralisation du critère de Hill.

Un autre critère interactif très utilisé est le critère de Tsai-Wu [Tsai et al., 1971]. Ce critère s'exprime sous la forme tensorielle (VII.15) :

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j = 1, i, j = 1, 2, \dots, 6 \quad (\text{VII.15})$$

Où les constantes F_i et F_{ij} sont les composantes de deux tenseurs rang 2 et de rang 4 respectivement. Dans le cas d'un état de contraintes planes dans le plan 1-2, le critère de Tsai-Wu s'écrit sous la forme (VII.16) :

$$\begin{aligned} F_1 \sigma_1 + F_2 \sigma_2 + F_6 \sigma_6 + F_{11} \sigma_1^2 + F_{22} \sigma_2^2 + F_{66} \sigma_6^2 + 2F_{12} \sigma_1 \sigma_2 = 1 \\ \left(\frac{1}{X_T} - \frac{1}{X_C}\right) \sigma_{11} + \left(\frac{1}{Y_T} - \frac{1}{Y_C}\right) \sigma_{22} + \left(\frac{1}{S_{12}^+} - \frac{1}{S_{12}^-}\right) \sigma_{12} + \\ \frac{\sigma_{11}^2}{X_T X_C} + \frac{\sigma_{22}^2}{Y_T Y_C} + \frac{\sigma_{12}^2}{S_{12}^+ S_{12}^-} + 2F_{12}^* \frac{\sigma_{11}}{X_T} \frac{\sigma_{22}}{Y_T} = 1 \end{aligned} \quad (\text{VII.16})$$

Où la constante F_{12}^* dépend de la contrainte à rupture σ_{bi} :

$$F_{12}^* = \frac{1}{2\sigma_{bi}^2} \left(1 - \left(X_C - X_T + \frac{X_T X_C}{Y_T Y_C} (Y_C - Y_T) \right) \sigma_{bi} + \left(1 + \frac{X_T X_C}{Y_T Y_C} \right) \sigma_{bi}^2 \right) \quad (\text{VII.17})$$

dans le cas de l'essai de traction biaxiale et

$$F_{12}^* = \frac{2}{\sigma_{45}^2} \left(1 - \left(X_C - X_T + \frac{X_T X_C}{Y_T Y_C} (Y_C - Y_T) \right) \frac{\sigma_{45}}{2} + \left(1 + \frac{X_T X_C}{Y_T Y_C} + \frac{X_T X_C}{S_{12}^2} \right) \frac{\sigma_{45}^2}{4} \right) \quad (\text{VII.18})$$

dans le cas de l'essai de traction à 45°.

VII.2 Analyse des paramètres gouvernant la perforation

Les essais d'impact par masse tombante et les essais d'indentation, nous ont permis d'identifier les réponses caractéristiques, la limite à la rupture et/ou à la perforation. Nous allons présenter les paramètres permettant la compréhension de la perforation des éprouvettes:

- L'éprouvette, constituée d'un brin de renfort unique, permet d'obtenir les éléments de base pour la réponse caractéristique et la limite à la rupture ;
- L'éprouvette, avec plusieurs brins de renfort, permet la compréhension de l'effet structural (la zone dominante, l'effet des câbles sur le voisinage) d'une mono-nappe de ceinturage en acier;
- L'éprouvette, bi-nappe, permet de comprendre l'effet des stratifiés de nappe de ceinture en acier.

Nous avons remarqué que les réponses caractéristiques et la résistance à la perforation proviennent de la géométrie de l'éprouvette, des conditions des essais ainsi que des propriétés mécaniques des matériaux. Ces paramètres peuvent s'énoncer suivant :

- A) La géométrie de l'éprouvette:
 - la longueur d'encastrement;
 - le diamètre de renfort;
 - la fraction volumique des renforts : l'espacement entre renforts, le nombre de renforts et l'épaisseur d'une nappe;
 - l'orientation d'une nappe dans le plan-xy.

- B) Les conditions des essais:
 - le niveau d'énergie d'impact (la vitesse d'impact et le poids de l'impacteur);
 - la pré-tension de renfort;
 - l'inclinaison de l'éprouvette;
 - le diamètre de l'impacteur.

- C) Les propriétés mécaniques des matériaux constitutifs:
 - le module d'élasticité des matériaux (renforts d'acier et matrice élastomère) ;
 - les limites à la rupture.

Afin de déterminer les paramètres prédominants de la résistance à la perforation dans le cadre de notre étude, nous rappelons que la réponse caractéristique est:

- L'évolution au cours des essais à l'impact et/ou à l'indentation des charge-déplacement, des énergie-temps, etc.

Tandis que la résistance à la perforation ou la résistance à la rupture est la limite au-delà de laquelle les matériaux ne pourront plus résister à l'impact et/ou à l'indentation.

VII.2.1 Analyse de la géométrie de l'éprouvette

Pour un brin de renfort unique, nous avons trouvé que la longueur totale d'encastrement de l'éprouvette est liée directement à l'orientation de l'éprouvette dans le plan-xy dans le système expérimental d'encastrement carré. La longueur encastree augmente et atteint la valeur maximale pour une orientation de l'éprouvette de 45°. Cette augmentation de longueur encastree mène l'augmentation de la charge à rupture lors des essais alors que la raideur (pente charge-déplacement) diminue.

Si le nombre de brins de renforts est suffisamment important, la réponse caractéristique et la résistance à la perforation sont indépendantes du nombre de renforts.

Pour les éprouvettes bi-nappes, la distance entre deux câbles entre deux couches superposées est un paramètre important pour la réponse caractéristique et la résistance à la perforation ainsi que la longueur, le diamètre des renforts, l'espacement entre renforts, le nombre de renforts concernés lors de la rupture.

VII.2.2 Analyse des conditions d'essai

Pour l'éprouvette constituée d'un brin, l'évolution des courbes charge-déplacement ne dépend pas des conditions d'essais, mais la charge à rupture diminue avec l'augmentation de la pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette. En revanche, la charge à rupture augmente lors de l'augmentation du diamètre de l'impacteur.

Dans le cas de plusieurs brins de renfort, la raideur et la résistance à la perforation augmentent avec le diamètre de l'impacteur car le nombre de renforts concernés par l'impacteur augmente.

Soulignons également que la vitesse de sollicitation (cas de l'indentation ou de l'impact par masse tombante) n'influe pas sur la résistance à la perforation. La résistance à la perforation est toujours identique quelque soit l'empilement des nappes (mono-nappe et bi-nappe).

VII.2.3 Analyse des propriétés mécaniques des matériaux

De manière générale, non seulement les conditions des essais et les géométries de l'éprouvette mais aussi le comportement des matériaux constitutifs jouent un rôle majeur sur la réponse caractéristique et la résistance à la perforation. Pour cette raison, ces paramètres intrinsèques des matériaux doivent être pris en compte dans le critère étudié.

VII.3 Développement du critère de perforation

En s'appuyant sur les résultats expérimentaux, notre objectif est de développer le critère de perforation permettant d'obtenir la résistance du matériau à l'impact. Ce critère doit être capable de prédire l'énergie d'impact critique entraînant la perforation des matériaux. Nous choisissons l'approche analytique du critère basé sur les mécanismes de la perforation, la rupture des câbles en particulier, pour développer notre critère.

Nous allons tout d'abord choisir le modèle propre élémentaire décrivant la réponse caractéristique. C'est à partir de l'éprouvette ayant un brin de renfort que nous établissons ce modèle. Puis nous effectuons une extension du modèle afin de d'obtenir la réponse caractéristique pour l'éprouvette avec plusieurs brins de renfort et l'éprouvette bi-nappe. Le modèle développé est basé sur l'approche phénoménologique expérimentalement observée. L'indentification des paramètres du modèle se fait en utilisant les résultats des essais d'indentation et des essais d'impact par masse tombante. La validation du modèle est ensuite réalisée. Après avoir obtenu le modèle élémentaire nous développons le critère permettant de prévoir la résistance à la perforation des nappes de ceinturage en acier.

VII.3.1 Identification des paramètres du modèle : Choix du modèle

VII.3.1.1 Modèle pour l'éprouvette constituée d'un brin de renfort

Afin de simuler l'évolution de charge-déplacement sous l'indentation, nous choisissons un modèle général à savoir "le modèle de Meyer" (VII.19), détaillé dans le chapitre V (§V.1).

$$F = k_{0,mono} x^n \quad (VII.19)$$

Où $k_{0,mono}$ est une rigidité d'interaction entre l'éprouvette d'un brin de renfort et l'indenteur tandis que l'exposant n est une variable qui permet de caler la courbe charge-déplacement. La variable x est le déplacement de l'indenteur au cours des essais.

Les deux paramètres du modèle ont été identifiés directement sur les courbes charge-déplacement lors des essais d'indentation. Les paramètres identifiés sont présentés dans le tableau VII.1.

Paramètre du modèle de Meyer	Type de l'éprouvette	
	TypeA	TypeB
$k_{0,mono}$	0,0083	0,0049
n	1,8	1,8

Tableau VII.1 Paramètres du modèle de Meyer

Dans le cas d'une éprouvette orientée dans le plan-xy, $k_{0,mono}$ est remplacée par $k_{0,mono}^{\theta}$ (VII.20). Dans notre cadre de l'étude, l'orientation de l'éprouvette dans le plan-xy, (θ) varie entre 0° et 45° .

$$k_{0,mono}^{\theta} = k_{0,mono} \left(\frac{L_{\theta}}{L_0} \right)^{n+3} \quad (VII.20)$$

$$L_{\theta} = \frac{L_0}{\cos\theta}, \quad 0^{\circ} \leq \theta \leq 45^{\circ}$$

Pour deux couches croisées avec l'éprouvette d'un renfort unique, $k_{0,mono}$ est remplacée par $k_{0,bi}^{\theta}$ (VII.21) :

$$k_{0,bi}^{\theta} = k_{0,mono}^{\theta} \cdot n^{0.7} \quad (VII.21)$$

VII.3.1.2 Paramètre d'interaction pour l'éprouvette ayant plusieurs brins de renfort (k_N^{θ})

Toujours basé sur le modèle de Meyer, le paramètre k_0^{θ} , à savoir la rigidité de l'éprouvette constituée d'un brin de renfort, a été modifiée et remplacé par k_N^{θ} afin d'estimer la réponse caractéristique pour les éprouvettes ayant plusieurs brins de renfort. Selon les paramètres prédominants déjà soulignés, le paramètre d'interaction pour N brins (k_N^{θ}) est directement écrit en fonction du nombre de renforts (N), de la longueur de l'éprouvette dans l'axe de renfort (L), du diamètre de l'indenteur (D), du diamètre de câble (d), de la distance entre deux renforts voisins (w) et du nombre de renforts limite (N_{limite}), (qui représente le nombre maximal de renforts vis-à-vis du diamètre de l'indenteur (Figure VII.1) et se détermine par la formule (VII.22)). La technique d'analyse adimensionnelle est utilisée afin d'obtenir le paramètre α . Le paramètre k_N^{θ} s'écrit finalement sous la forme (VII.23) :

$$N_{limite} = \begin{cases} 1 & , w \leq D < (w + d/2) \\ \left\langle \frac{D - d/2}{w} \right\rangle_{\text{Nombre entier}} + 1 & , D \geq (w + d/2) \end{cases} \quad (VII.22)$$

Comme nous avons déjà souligné dans le Chapitre VI, si $N \geq N_{limite} + 1$, aucune augmentation de l'évolution de rigidité n'a lieu. Le paramètre k_N est alors indépendant du paramètre N, a été remplacé par k_{∞} et s'écrit sous la forme (VII.24) :

$$k_N^0 = k_{0,mono}^0 \left(1 + \alpha \cdot \tanh \left(\frac{3N}{N_{limite} + 1} \right) \right) \quad \text{si } N < N_{limite} + 1 \quad (\text{VII.23})$$

$$k_\infty^0 = k_{0,mono}^0 (1 + \alpha) \quad \text{si } N \geq N_{limite} + 1 \quad (\text{VII.24})$$

Avec $\alpha = \left(\frac{L}{D} \right) \left(\frac{D}{w} \right)^{2.5} \left(\frac{w}{d} \right)^{1.59} \left(\frac{d}{L} \right)^{1.39}$

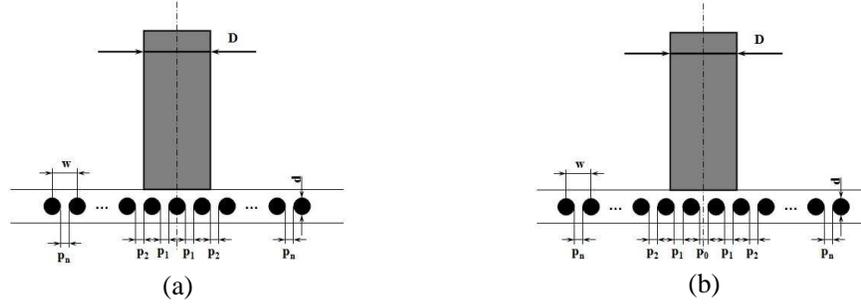


Figure VII.1 Différents cas possibles pour le N_{limite} (ici, $N_{limite} = 3$) : (a) renfort centré, (b) renfort non centré

Nous déterminons le k_∞ pour une bi-nappe en utilisant l'expression sous la forme (VII.25) :

$$k_{\infty,bi}^0 = k_{0,bi}^0 (1 + \alpha) \cdot n^{0.7} \quad (\text{VII.25})$$

VII.3.1.3 Résultats de l'identification du modèle

Après avoir identifié les paramètres du modèle numérique, nous comparons les courbes expérimentales et les courbes numériques, pour les éprouvettes mono-nappes (Figure VII.2 (a)-(d)).

Notons que les simulations numériques des essais d'indentation, pour un brin de renfort unique, sont en bon accord avec les réponses expérimentales. Les simulations numériques des éprouvettes ayant moins de brins que le nombre de renforts limite sont un peu plus rigides que les réponses expérimentales. La simulation des éprouvettes ayant plusieurs brins de renfort est bonne. Le modèle rend bien compte de la réponse saturée.

Pour les éprouvettes bi-nappes avec des renforts uniques croisés, le modèle traduit bien la rigidification de la réponse mécanique. De plus, la simulation numérique avec une saturation des brins de renfort représente bien le résultat expérimental.

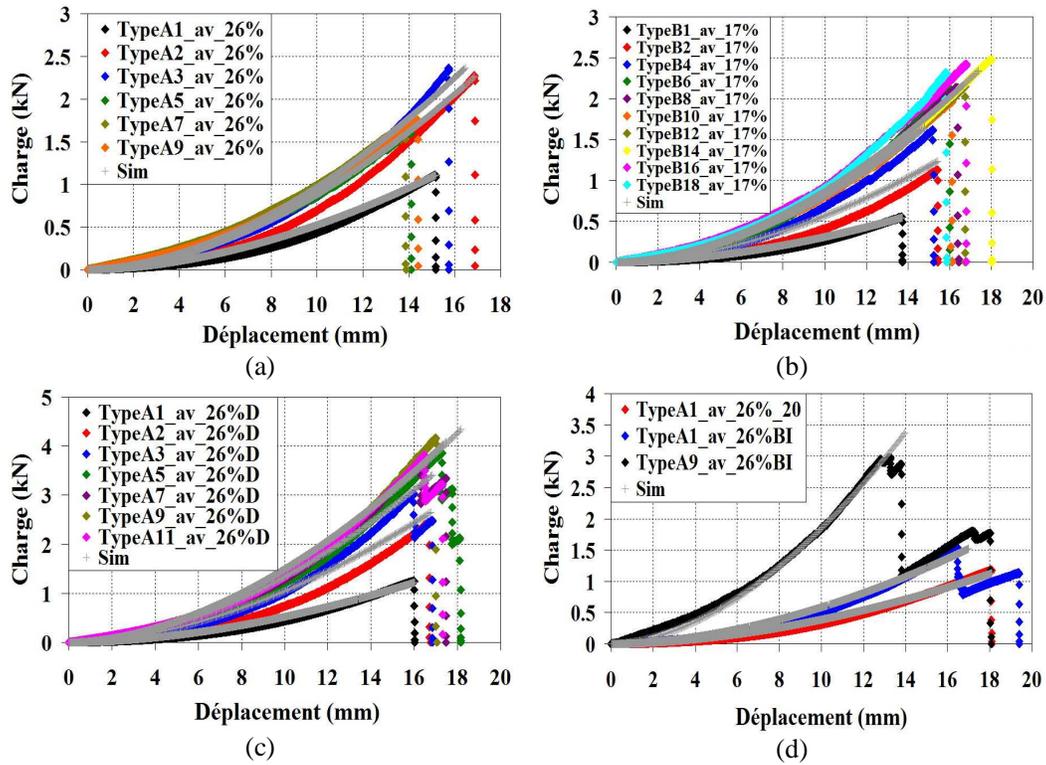


Figure VII.2 Comparaison entre les courbes expérimentales et numériques pour les essais d'indentation : (a) Eprouvette de type A avec un diamètre de 6 mm, (b) Eprouvette de type B, avec un diamètre de 6 mm, (c) Eprouvette de type A avec un diamètre de 10 mm, (d) Eprouvette de type A orientée à 20° dans le plan-xy, éprouvette de type A croisée [+20°, -20°] avec un diamètre de 6 mm

VII.3.2 Relation entre le niveau d'énergie d'impact et la charge maximale

Le niveau d'énergie d'impact est un paramètre d'entrée pour les essais d'impact par masse tombante. La résistance à la perforation du matériau étudié peut se définir comme l'énergie d'impact critique. Cependant, dans notre cas, il est difficile de suivre l'évolution des endommagements et la perforation en fonction du niveau d'énergie d'impact. Il est aussi difficile d'éviter un glissement de l'éprouvette, amenant une perte d'énergie, malgré la modification de l'encastrement. Pour ces différentes raisons, la détermination de l'énergie d'impact critique manque de précision. L'énergie d'impact est reliée directement à la charge. Pour cette raison il est plus facile de travailler en charge.

Comme indiqué dans le chapitre V, en cas d'absence de perforation, la charge maximale est reliée directement au niveau d'énergie d'impact imposé. L'énergie potentielle imposée (la masse et la hauteur) nous donne l'énergie cinétique incidente. L'énergie cinétique incidente est égale à l'intégrale de la courbe charge-déplacement lors de l'impact. Dans notre cas, l'évolution de la courbe charge-déplacement peut s'exprimer par la loi de Meyer, (relation suivante VII.26).

$$E = E_{\max} = \frac{1}{2} M v_0^2 = \int_0^{\delta_{\max}} k_N^\theta x^n \cdot dx$$

$$E_{\max} = \frac{k_N^\theta \delta_{\max}^{n+1}}{n+1} \quad (\text{VII.26})$$

$$\delta_{\max} = \left(\frac{(n+1)E_{\max}}{k_N^\theta} \right)^{\frac{1}{n+1}}$$

Comme la charge maximale correspond au déplacement maximal (VII.27). La relation entre la charge maximale et le niveau d'énergie d'impact E , s'écrit sous la forme (VII.28) :

$$F_{\max} = k_N^\theta \cdot \delta_{\max}^n \quad (\text{VII.27})$$

$$F_{\max} = \left(k_N^\theta \right)^{\frac{1}{n+1}} [(n+1)E]^{\frac{n}{n+1}} \quad (\text{VII.28})$$

VII.3.3 Critère de perforation

Dans le cas de la perforation, la rupture des renforts joue un rôle majeur sur la résistance des matériaux étudiés. Les études expérimentales ont montré que la charge à rupture est reliée au nombre de renforts rompus. Cette hypothèse a été vérifiée lors des essais d'indentation, sur l'éprouvette ayant plusieurs brins de renfort, avec différents diamètres d'indenteur. Nous avons aussi montré le lien entre la charge lors des essais d'indentation et la pré-tension des renforts. Le critère de perforation doit donc prendre en compte la pré-tension des renforts, l'orientation de l'éprouvette et le diamètre de l'impacteur.

Nous avons déterminé de manière expérimentale, avec les essais d'indentation avec différentes pré-tensions d'un brin de renfort unique (Figure VII.3), la relation entre la charge à la perforation et la tension de renfort :

$$\left(\frac{T_0}{T_{\text{rupture}}} \right)^2 + \left(\frac{F}{F_{\max, T_0=0}} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{VII.29})$$

Où T_0 est la pré-tension initiale d'un renfort, T_{rupture} est la charge de rupture pour un renfort déterminée par un essai de traction monotone, F est la charge appliquée lors des essais d'indentation, $F_{\max, T_0=0}$ est la charge de rupture à l'indentation sans pré-tension d'un renfort. Notons que cette charge $F_{\max, T_0=0}$ est estimée numériquement en utilisant les résultats des essais d'indentation sur l'éprouvette ayant un seul brin de renfort, (Figure VII.3).

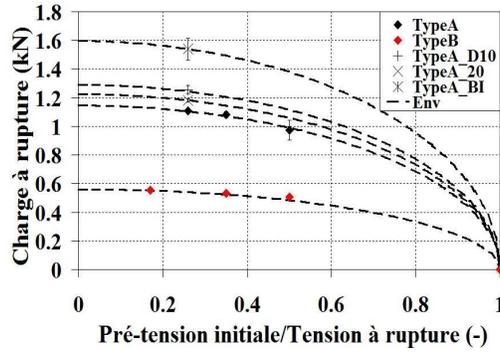


Figure VII.3 Critère de perforation pour l'éprouvette constituée d'un seul brin de renfort

Afin de prendre en compte la pré-tension des renforts, l'inclinaison de l'éprouvette et le nombre de brins de renfort associé avec le diamètre de l'indenteur, nous avons modifié l'équation (VII.29). En effet cette équation ne prend en compte qu'un seul brin de renfort et ne considère pas l'inclinaison de l'éprouvette.

Les résultats expérimentaux de la partie VI.3.2, montrent que l'inclinaison de l'éprouvette réduit généralement la charge limite à la perforation (à savoir le deuxième terme de l'équation (VII.29)). Afin de prendre en compte cet effet, la charge F est remplacée par la charge généralisée F' . La charge généralisée F' s'exprime sous la forme (VII.30). On remarque sur la figure VI.4 (d), que la variable m ne dépend pas du type de renfort. Avec cette figure nous déterminons la valeur de m . La valeur de m est de : 0,0111 par degré lorsque la longueur de l'éprouvette est fixée à 120 mm.

$$F' = F \cdot m \cdot (\alpha_0 + 1) \quad (\text{VII.30})$$

Où m est la pente de la courbe sur la figure VI.4 (d) et α_0 est l'inclinaison initiale de l'éprouvette en degré.

Le nombre de renforts à prendre en compte est tout d'abord égal à N_{limite} puis au cours du chargement ce nombre de renforts tend à se réduire, à cause de l'élongation dans le sens transverse. Finalement, le nombre de renforts en vis-à-vis de l'indenteur est égal au nombre de renforts rompus lors de la perforation. Nous évaluerons le nombre de brins de renforts sous l'indenteur (N_F) suivant une expression exponentielle, (équation (VII.31)) :

$$N_F = N_{\text{rupture}} + (N - N_{\text{rupture}}) \cdot e^{-\frac{F}{F_{\text{max}, T_0=0}}} \quad (\text{VII.31})$$

Avec

$$N = \begin{cases} N & , N < N_{\text{limite}} \\ N_{\text{limite}} & , N \geq N_{\text{limite}} \end{cases}$$

Où F est la charge au cours de l'essai d'indentation (kN); $F_{\text{max}, T_0=0}$ est la charge à rupture à l'indentation sans pré-tension des renforts (kN); N est le nombre de brins de renfort; N_{limite} est le nombre maximal de renforts en vis-à-vis du diamètre de l'indenteur; N_{rupture} est le nombre de renforts rompus.

En utilisant les expressions (VII.30 et VII.31), le deuxième terme de l'équation (VII.29) s'écrit finalement sous la forme suivante :

$$\left(\frac{F'}{N_F \cdot F_{\max, T_0=0}} \right)^2 \quad (\text{VII.32})$$

Comme présenté dans la partie VI.3.6, au cours de l'essai d'indentation la charge généralisée F' induit une charge transverse $F_{\text{transverse}}$. Cette charge transverse ralentie la perforation. Notons que la charge $F_{\text{transverse}}$ augmente avec le nombre de brins de renforts jusqu'à $N = N_{\text{limite}}$. Pour $N \geq N_{\text{limite}}$ la charge $F_{\text{transverse}}$ n'évolue plus. Pour déterminer cette charge $F_{\text{transverse}}$, on suppose une relation entre la compression σ_{33} et la contrainte transverse σ_{22} de la forme (VII.33):

$$\begin{aligned} \sigma_{22} &= -k_{23} \cdot \sigma_{33} \\ \frac{F_{\text{transverse}}}{n \cdot t \cdot D} &= -k_{23} \cdot \frac{4F}{\pi D^2} \end{aligned} \quad (\text{VII.33})$$

La charge $F_{\text{transverse}}$ est évaluée au cours de l'essai de l'indentation selon l'expression (VII.34) :

$$F_{\text{transverse}} = -\frac{4n \cdot t \cdot k_{23} \cdot F}{\pi D} \quad (\text{VII.34})$$

Où n est le nombre de couches de nappes de ceinturage en acier; t est l'épaisseur d'une nappe de ceinturage en acier; D est le diamètre de l'indenteur et k_{23} est un coefficient proche de 0,49 et 0,41 pour les éprouvettes de type A et de type B.

Il est à noter que la charge F dans les équations (VII.33-VII.34) F est toujours négative, (cas de la compression).

Pour prendre en compte l'inclinaison de l'éprouvette (α_0), la charge transverse $F_{\text{transverse}}$ est remplacée par $F_{\text{transverse}} \cdot \cos \alpha_0$. On trouve finalement pour le deuxième terme de l'équation (VII.29) :

$$\left(\frac{(N-1) \cdot F_{\text{transverse}} \cdot \cos \alpha_0}{(N_{\text{limite}} - 1) \cdot F_{\max, T_0=0}} \right)^2 \quad (\text{VII.35})$$

Avec

$$N = \begin{cases} N & , N < N_{\text{limite}} \\ N_{\text{limite}} & , N \geq N_{\text{limite}} \end{cases}$$

Finalement, le critère de perforation s'écrit sous la forme suivante :

$$\left(\frac{T_0}{T_{\text{rupture}}} \right)^2 + \left(\frac{F'}{N_F \cdot F_{\max, T_0=0}} \right)^2 - \left(\frac{(N-1) \cdot F_{\text{transverse}} \cdot \cos \alpha_0}{(N_{\text{limite}} - 1) \cdot F_{\max, T_0=0}} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{VII.36})$$

Où T_0 est la pré-tension initiale des renforts et $T_{rupture}$ est la charge à rupture pour un renfort, déterminée par lors d'un essai de traction.

Lorsque l'expression (VII.36) atteint la valeur 1, la perforation a lieu pour une charge F_{cr} , appelée charge critique.

Pour le deuxième terme, nous avons formulé la charge $F_{max, T_0=0}$ de façon adimensionnelle :

$$F_{max, T_0=0} = E_{renfort} \cdot L \cdot w \cdot n^{0,38} \cdot \left(\frac{L}{D}\right)^{0,073} \left(\frac{D}{w}\right)^{0,32} \left(\frac{w}{d}\right)^{-5,26} \left(\frac{d}{t}\right)^{9,51} \quad (VII.37)$$

Où $F_{max, T_0=0}$ est la charge à rupture à l'indentation sans pré-tension des renforts en kN; $E_{renfort}$ est le module d'Young d'un renfort en GPa; n est le nombre de couches d'une nappe de ceinturage en acier; w est l'espacement entre des renforts ou la largeur de l'éprouvette d'un brin de renfort en mm; d est le diamètre de câble en mm, t est l'épaisseur de la nappe de ceinturage en acier en mm; L est la longueur de l'éprouvette en mm; et D est le diamètre de l'indenteur en mm.

Notons que les deuxième et troisième termes de l'équation (VII.36) prennent en compte l'augmentation de la tension de renfort au cours de l'essai.

En conclusion, on peut prédire la charge de perforation F_{cr} suivant l'expression (VII.36). Remarquons que, dans le cas des essais d'impact par masse tombante, nous travaillons toujours en niveau d'énergie. L'équation (VII.28) permet d'exprimer la force en fonction de l'énergie potentielle ou d'impact et de déterminer l'énergie d'impact critique E_{Cr} , suivant l'équation (VII.39):

$$E_{Cr} = \frac{1}{n+1} \left[\frac{F_{cr}}{\left(k_N^0\right)^{\frac{1}{n+1}}} \right] \quad (VII.39)$$

VII.3.3.1 Validation générale du critère de perforation pour une nappe de ceinturage en acier

Nous avons proposé un critère de perforation pour une nappe de ceinturage en acier. Afin de valider ce critère, le modèle proposé a été comparé avec les résultats expérimentaux

A. Comparaison simulation et résultats des essais d'indentation

Les figures VII.4 (a)-(b) présentent la comparaison entre les essais d'indentation sur les éprouvettes avec plusieurs brins de renfort et la simulation de la perforation pour les éprouvettes de type A et B. La prévision de la perforation est satisfaisante comparée aux résultats des essais expérimentaux. Le critère surestime légèrement les résultats expérimentaux, si le nombre de brins de renfort de l'éprouvette est inférieur au nombre de brins de renfort limite. En cas de saturation des brins de renfort, le critère prévoit une charge légèrement inférieure à la charge à rupture pour les essais d'indentation.

Pour les essais d'indentation, de l'éprouvette constituée d'un brin de renfort unique avec inclinaison, la figure VII.5 montre que la prédiction du critère donne une charge à

rupture proche des résultats expérimentaux. Le critère surestime légèrement la charge à rupture si l'inclinaison de l'éprouvette est supérieure à 10°.

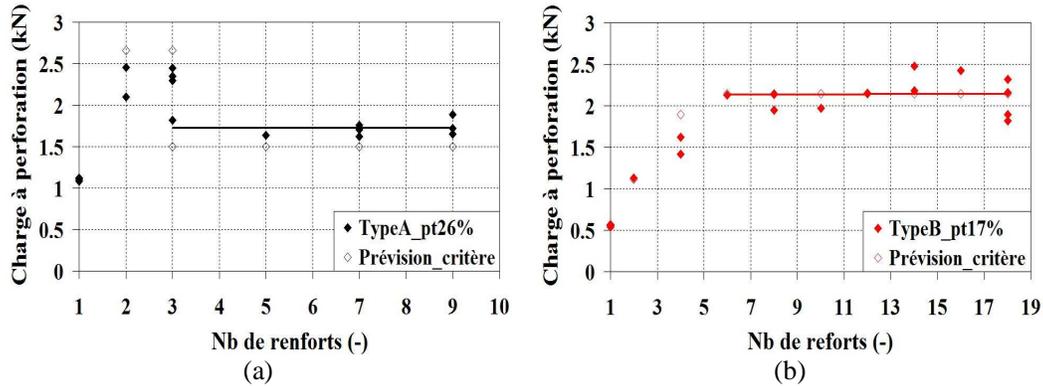


Figure VII.4 Comparaison entre la simulation numérique de la perforation et les essais d'indentation, sur les éprouvettes avec plusieurs brins de renfort : (a) Eprouvette de type A, (b) Eprouvette de type B. Diamètre de l'indenteur 6 mm

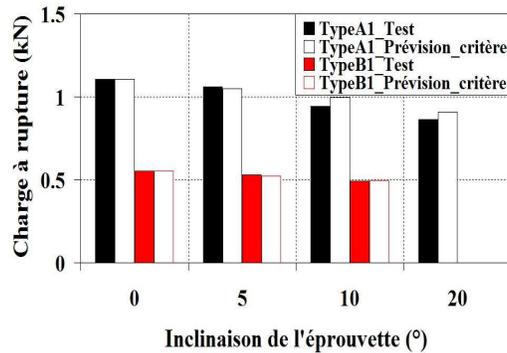


Figure VII.5 Comparaison entre les essais d'indentation avec l'inclinaison de l'éprouvette et la prédiction par le critère de perforation, pour les éprouvettes constituées d'un brin de renfort unique. Diamètre de l'indenteur 6 mm

La prédiction des charges à la perforation montre aussi un bon accord avec les résultats des essais d'indentation avec le diamètre de l'indenteur de 10 mm, des essais avec une orientation de renforts dans le plan-12 et des essais sur l'éprouvette d'un brin de renfort unique croisé [+20°, -20°] (Figure VII.6 (a)-(c)).

B. Comparaison avec les résultats des essais d'impact par masse tombante

Nous avons examiné la prédiction de la perforation pour les essais d'impact par masse tombante. La charge maximale et le niveau d'énergie d'impact fourni par la relation (VII.28) rejoignent les résultats expérimentaux (Figures VII.7 (a)-(b)). L'énergie critique prévue par le critère de perforation est très proche des résultats expérimentaux.

Pour les essais d'impact par masse tombante, avec inclinaison de l'éprouvette, la valeur prévue par le critère de perforation est très proche de la charge à perforation (Figures VII.8 (a)-(b)).

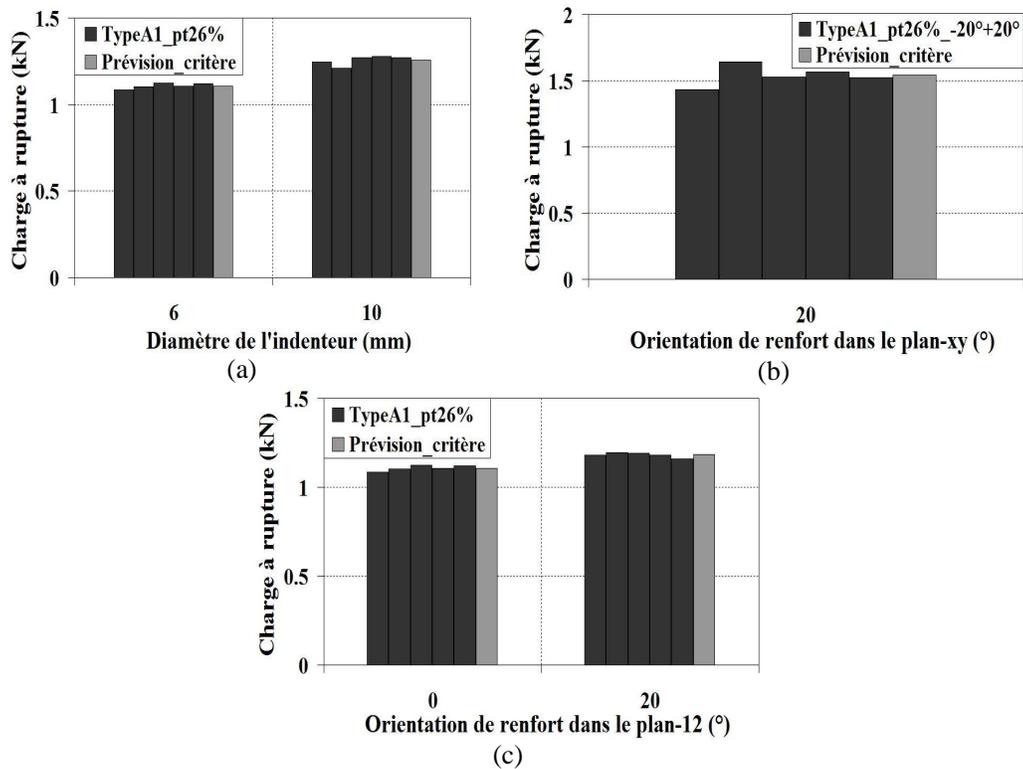


Figure VII.6 Comparaison entre les essais de l'indentation sur les éprouvettes d'un brin de renfort unique et la prédiction par le critère de perforation : (a) pour les diamètres 6 et 10 mm, (b) pour l'orientation des renforts dans le plan-12 : 0° et 20°, (c) pour l'éprouvette d'un brin de renfort unique croisé [+20°, -20°]

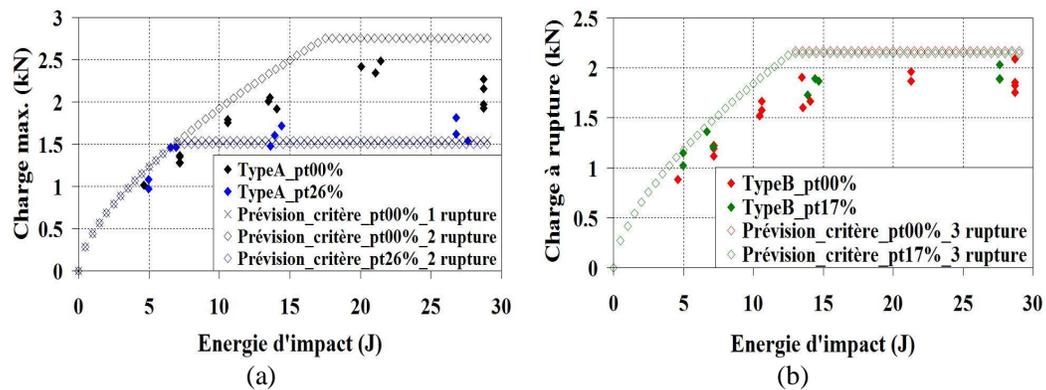


Figure VII.7 Prédiction de la perforation comparée avec les essais d'impact par masse tombante avec un diamètre de l'impacteur de 6 mm pour : (a) l'éprouvette de type A, (b) l'éprouvette de type B

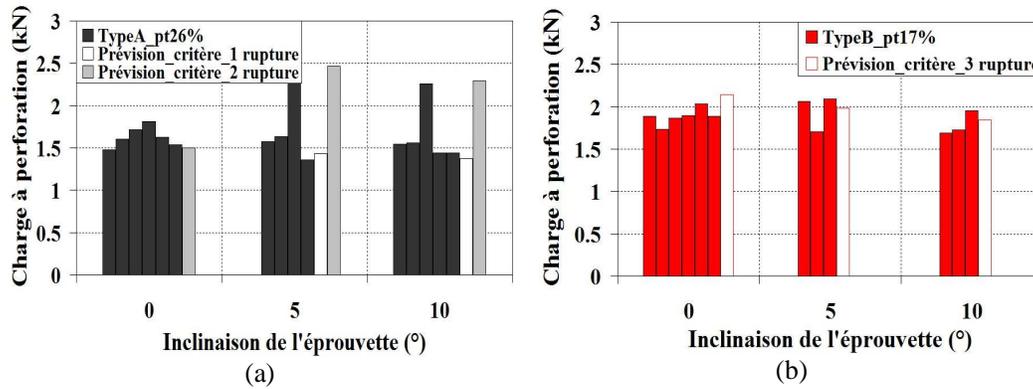


Figure VII.8 Comparaison entre la charge à rupture à l'impact et la prévision de la perforation par le critère : Essais d'impact avec l'inclinaison de l'éprouvette pour : (a) l'éprouvette de type A, (b) l'éprouvette de type B

La figure VII.9 montre la prédiction de l'énergie critique selon la gamme de niveau d'énergie d'impact. La hauteur des colonnes représente l'énergie critique prévue par le critère de perforation. Les barres limites haute et basse représentent la gamme d'énergie d'impact testée.

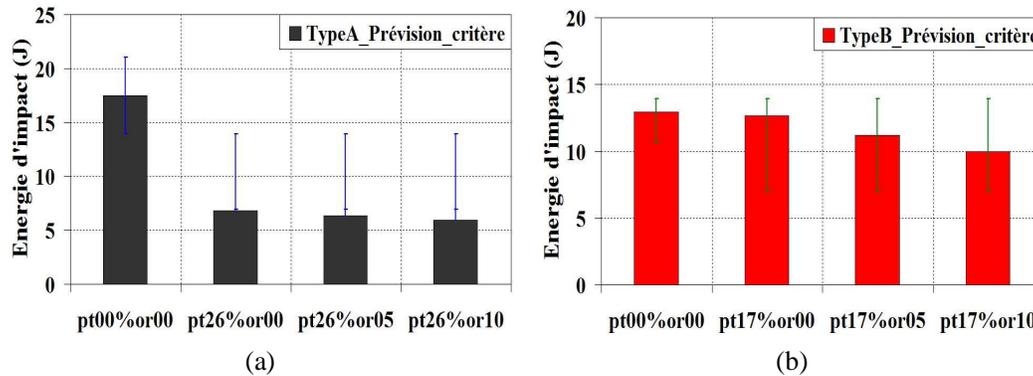


Figure VII.9 Comparaison entre l'énergie critique prévue par le critère de perforation et la gamme d'énergie d'impact testée : Essais d'impact sur : (a) l'éprouvette de type A, (b) l'éprouvette de type B

VII.4 Validation générale du critère de perforation

Afin de valider le critère dans des cas plus complexes, nous avons considéré deux autres essais d'impact. Le premier utilise un diamètre d'impacteur de 10 mm avec pré-tension des renforts et le deuxième une bi-nappe croisée avec pré-tension des renforts.

Pour le premier essai, la prédiction de la charge F_{cr} est légèrement supérieure aux résultats expérimentaux (Figure VII.10). Tandis que la prédiction de l'énergie E_{Cr} est un peu faible pour les essais d'impact par masse tombante sur l'éprouvette bi-nappe croisée $[+20^\circ, -20^\circ]$ (Figure VII.11). Comme nous l'avons indiqué, les mécanismes de la perforation pour la bi-nappe ne sont pas les mêmes que ceux de la mono-nappe. Sur l'éprouvette bi-nappe, la rupture des renforts commence d'abord dans la couche supérieure, rupture due à une compression. Ensuite, la rupture des renforts de la couche inférieure se produit en traction comme pour la mono-nappe. Le modèle et le critère ne considèrent que la réponse globale de

la nappe de ceinturage en acier et ne prennent pas en compte la rupture des renforts en compression.

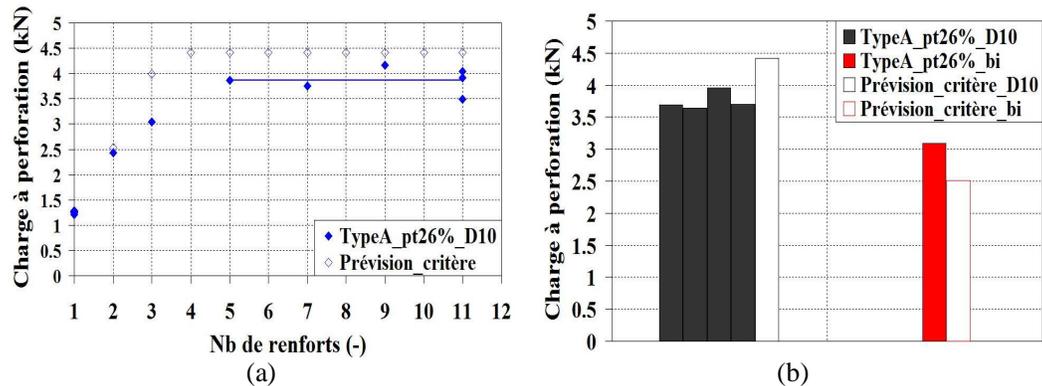


Figure VII.10 (a) Comparaison entre la prédiction de la perforation par le critère et les résultats des essais d'indentation utilisant le diamètre d'indenteur de 10 mm, (b) Comparaison entre la charge à perforation prévue par le critère et les résultats des essais d'impact par masse tombante sur les mono-nappes avec le diamètre de l'impacteur de 10 mm et ceux de la bi-nappe croisée avec le diamètre d'impacteur de 6 mm

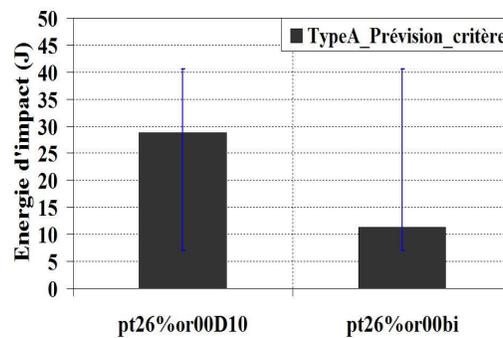


Figure VII.11 Comparaison entre l'énergie critique prévue par le critère de perforation et la gamme d'énergie d'impact testée : Essais d'impact avec pré-tensions : (a) en utilisant le diamètre d'impacteur de 10 mm, (b) sur la bi-nappe croisée [+20°, -20°]

Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le modèle et le critère de perforation ainsi que sa validation. De manière générale nous trouvons une bonne corrélation entre les résultats des essais expérimentaux et les prévisions de notre critère de perforation. Dans les cas examinés la prédiction de la charge F_{cr} est légèrement supérieure aux résultats expérimentaux. La prédiction de l'énergie E_{Cr} est un peu faible pour les essais d'impact par masse tombante sur l'éprouvette bi-nappe croisée car ce critère ne prend pas en compte la rupture en compression, phénomène important de la perforation pour la bi-nappe.

Références Bibliographiques

[Abrate, 2011] Abrate S. Impact engineering of composite structures CISM courses and lectures, vol.526. Springer Wien NewYork. 2011.

- [Belingardi et al., 1998] Belingardi G, Gugliotta A, Vadori R. Fragmentation of composite material plates submitted to impact loading: Comparison between numerical and experimental results. *Key Engineering Materials*. Vol 144, pp 75-88, 1998.
- [Berthelot, 2012] Berthelot JM. *Matériaux composites comportement mécanique et analyse des structures*. Lavoisier, 5^e édition, 2012.
- [Brewer et al., 1988] Brewer JC, Lagace PA. Quadratic stress criterion for initiation of delamination. *Journal of Composite Materials*. Vol 22, pp 1141-1155, 1988.
- [Cui et al., 2009] Cui HP, Wen WD, Cui HT. An integrated method for predicting damage and residual tensile strength of composite laminates under low velocity impact. *Composite Structures*. Vol 87, pp 456-466, 2009.
- [Foo et al., 2008] Foo CC, Chai GB, Seah LK. A model to predict low-velocity impact response and damage in sandwich composites. *Composites Science and Technology*. Vol 68, Issue 6, pp 1348-1356, 2008.
- [Gomez del Rio et al., 2005] Gomez del Rio T, Zaera R, Barbero E, Navarro C. Damage in CFRPs due to low velocity impact at low temperature. *Composites: Part B*. Vol 36, pp 41-50, 2005.
- [Hashin, 1980] Hashin Z. Failure criteria for longitudinal fibre composites. *Journal of Applied Mechanics*. Vol 44, pp 329-334, 1980.
- [Hill, 1950] Hill R. *The mathematical theory of plasticity*. Oxford University Press, Londres.
- [Hoffmann, 1967] Hoffmann O. The brittle strength of orthotropic materials. *Journal of Composite Materials*. Vol 1, pp 200-206, 1967.
- [Huang et al., 2003] Huang CH, Lee YJ. Experiments and simulation of the static contact crush of composite laminated plates. *Composite Structures*. Vol 61, pp 265-270, 2003.
- [Kim et al., 2007] Kim JS, Chung SK. A study on the low-velocity impact response of laminates for composite railway bodyshells. *Composite Structures*. Vol 77, pp 484-492, 2007.
- [Lee et al., 2006] Lee YS, Kim HS, Choi YJ, Kim JH. A damage analysis on the composite plate subjected to low velocity impact. *Key Engineering Materials*. Vols 306-308, pp 285-290, 2006.
- [Li et al., 2006] Li S, Reid SR, Zou Z. Modelling damage of multiple delaminations and transverse matrix cracking in laminated composites due to low velocity lateral impact. *Composites Science and Technology*. Vol 66, Issue 6, pp 827-836, 2006.
- [Luo et al. 1999] Luo RK, Green ER, Morrison CJ. Impact damage analysis of composite plates. *International Journal of Impact Engineering*. Vol 22, pp 435-447, 1999.
- [Sun et al., 1978] Sun CT, Yamada SE. Strength distribution of a unidirectional fibre composite. *Composite Structures*. Vol 12, pp 169-176, 1978.
- [Tita et al., 2008] Tita V, de Carvalho J, Vandepitte D. Failure analysis of low velocity impact on thin composite laminates: Experimental and numerical approaches. *Composite Structures*. Vol 83, pp 413-428, 2008.

- [Tsai et al., 1971] Tsai SW, Wu EM. A general theory of strength for anisotropic materials. Journal of Composite Materials. Vol 5, pp 58-80, 1971.
- [Wang et al. 2010] Wang SX, Wu LZ, Ma L. Low velocity impact and residual tensile strength analysis to carbon fiber composite laminates. Materials and Design. Vol 33, pp 118-125, 2010.
- [Yamada et al. 1978] Yamada SE, Sun CT. Analysis of laminate strength and its distribution. Composite Structures. Vol 12, pp 275-284, 1978.
- [Yeh et al., 1994] Yeh HY, Kim CH. The Yeh-Stratton criterion for composite materials. Journal of Composite Materials. Vol 28, pp 926-939, 1994.
- [Zou et al., 2002] Zou Z, Reid SR, Li S. Application of a delamination model to laminated composite structures. Composite Structures. Vol 56, pp. 375-389, 2002.

Conclusions & Perspectives

Conclusions & Perspectives

Conclusions

Les composites à matrice élastomère renforcée de câbles d'acier joue un rôle important dans l'industrie des pneumatiques. Ce type de matériau associé à différentes architectures de renforcement se retrouve à plusieurs niveaux au sein des pneumatiques, soit au sommet sous forme de nappes de ceinturage en acier, soit comme carcasse au niveau des flancs, soit comme raidisseur en zone inférieure des pneus. Dans le cadre de cette thèse, nous nous sommes focalisés sur les nappes de ceinturage en acier. Elles ont pour effet de renforcer le pneu et de le protéger d'éventuelles pénétrations dues à des projectiles externes rencontrés en cours de roulement. Soumises aux chocs, ces nappes ont un comportement dynamique encore mal connu. L'objectif de ce travail de thèse a été d'étudier le comportement de ces matériaux soumis à des vitesses de déformation élevées ainsi que les mécanismes d'endommagement lors de chocs dans le but au-delà de la compréhension des phénomènes physiques, de développer un critère permettant de prévoir la résistance à la perforation de ces nappes de ceinturage en acier. Au cours de cette thèse, nous avons étudié deux familles de renforts en acier intégrées dans le même élastomère. Afin de mettre en évidence à la fois des comportements dynamiques et des mécanismes d'endommagement par choc, ce travail a été scindé en plusieurs étapes, chacune ayant permis d'apporter un enseignement propre.

L'analyse des propriétés physiques des nappes de ceinturage a permis d'évaluer à l'échelle microscopique le rôle de chacun des constituants au sein du composite. Ainsi les propriétés physiques des nappes de ceinturage en acier ont été déterminées, leur fraction volumique ainsi que la masse volumique de chacun des constituants.

A vitesse rapide, les mêmes matériaux ont été testés en traction pour vitesses de déformation allant de $3,3 \times 10^{-3}$ à 131 s^{-1} . Les essais de traction ont été effectués dans la direction longitudinale, la direction transverse ainsi que la direction orientée hors axes à 45° pour caractériser les comportements de base d'une nappe de ceinturage. Une observation systématique des endommagements a été pratiquée afin de mettre en évidence les évolutions d'endommagement et déterminer le lien entre ces évolutions et celui du comportement en cours d'essais.

Les résultats expérimentaux montrent que l'orientation de l'éprouvette influe considérablement sur les modes de rupture : la rupture des renforts, les décohésions d'interface entre les renforts d'acier et la matrice élastomère par cisaillement, la rupture de la matrice élastomère en raison du détorsadage. L'effet de la vitesse de déformation amène une augmentation de la rigidification dans la direction transverse et la direction orientée à 45° . La direction longitudinale quant à elle reste insensible, le comportement des torons ne dépend pas de la vitesse de déformation. **L'observation des endommagements** permet de mieux comprendre les mécanismes de détérioration et de mettre en évidence la chute de rigidité dans la direction transverse. On note qu'avec l'augmentation de la vitesse de déformation, la rupture des nappes sens transverse et sens 45° restent constantes en déformation et en contrainte.

La simulation numérique basée par la méthode des éléments finis a permis de mieux comprendre les mécanismes d'endommagements à l'échelle microscopique. Le calcul a été effectué dans le code de calcul ZéBuLoN en appliquant des conditions aux limites

périodiques sur le pourtour de la cellule. La simulation a pris en compte le comportement non-linéaire, l'effet visqueux, la réorientation de renfort ainsi qu'un endommagement équivalent censé représenter le détorsadage du renfort qui amène la chute du module transverse.

Afin d'étudier le comportement sous impact, des **essais d'impact par masse tombante** et des essais d'indentation ont été effectués. Ce travail représente en termes de temps mais aussi de retombées, la partie la plus importante de cette thèse. Les essais ont été réalisés en faisant varier plusieurs paramètres importants tels que : (i) les différents niveaux d'énergie d'impact, (ii) la pré-tension des renforts, (iii) les inclinaisons de l'éprouvette, (iv) le diamètre de l'impacteur et (v) les différents types d'éprouvettes. Des observations en cours d'essais effectuées par caméra rapide, ont été enregistrées. Des observations de faciès après impact ont également été effectuées.

Ces essais ont permis de caractériser la réponse des nappes de ceinturage en acier ainsi que la résistance à la perforation. Nous avons trouvé que la charge maximale est directement liée au niveau d'énergie d'impact ainsi que de manière importante au niveau de tension initiale des renforts. En absence de perforation, on n'observe en cours d'essais, aucune différence d'évolution charge-déplacement avec l'augmentation d'inclinaison de l'éprouvette. Une augmentation de la raideur charge-déplacement a été observée pour des essais d'impact quand le diamètre de l'impacteur augmente. Il en va de même des essais sur bi-nappe croisée [$+20^\circ, -20^\circ$]. Notons que la charge à perforation et l'énergie absorbée diminuent avec l'augmentation de la pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette. On observe un phénomène de saturation de la charge à rupture et de l'énergie absorbée après avoir atteint le niveau d'énergie d'impact critique. Cette charge à perforation et cette énergie absorbée dépendent également du nombre de renforts à rupture. Concernant les endommagements, nous avons observé trois types d'endommagement lors de la rupture par impact. Il s'agit de la rupture de renfort, la fissuration dans la matrice élastomère parallèlement à la direction des renforts et une fissuration réduite au voisinage du point d'impact.

Les essais d'impact par masse tombante étant très rapides, l'observation des mécanismes d'endommagement en conséquence très délicate, des essais d'indentation a été faits afin de plus facilement étudier les mécanismes d'endommagement. Ces essais ont été faits sur un brin puis sur plusieurs brins de renfort afin de déterminer et obtenir une saturation de la réponse caractéristique de la charge à perforation. Ces essais ont permis de clairement comprendre les effets de la pré-tension des renforts, de l'inclinaison de l'éprouvette, du diamètre de l'impacteur, celui de l'orientation de l'éprouvette dans le plan-xy ainsi que l'effet d'une bi-nappe croisée. De plus, nous définissons une fraction limite de renfort pour laquelle la réponse des nappes se stabilise. Néanmoins ce nombre dépend de la dimension de la nappe et du diamètre de l'impacteur. L'évolution des courbes charge-déplacement ne dépend guère de la vitesse d'impact pour une mono-nappe. Ce constat est moins clair pour une bi-nappe. Concernant les mécanismes d'endommagement, on observe que la rupture des renforts se produit en flexion pour la mono-nappe. Elle évolue selon deux étapes pour la bi-nappe. La première étape a lieu au niveau des renforts de la couche supérieure à cause d'une compression entre l'impacteur et la tension de renfort de la couche inférieure. Après la rupture des renforts dans la couche supérieure, la rupture intervient au niveau des renforts de la couche inférieure selon les mêmes mécanismes que la mono-nappe. La rupture provient de la flexion. De plus, nous avons noté que pour une inclinaison de l'éprouvette supérieure à 20° , la déchirure de la matrice élastomère se produit par cisaillement entre l'impacteur et l'éprouvette.

Un autre apport important de ce travail de thèse a consisté à proposer un **critère de perforation et de le valider**. Il était important comme retombée industrielle de pouvoir fournir un tel critère. Ce critère a été développé à l'aide des résultats des essais d'indentation, des essais d'impact par masse tombante ainsi que des observations des endommagements. Nous avons choisi le modèle le plus généralisé qui est celui de Meyer afin d'estimer la

réponse caractéristique à la perforation. L'identification des paramètres de ce modèle s'effectue à partir des résultats obtenus avec un brin de renfort jusqu'à ceux obtenus sur l'éprouvette mono-nappe. Le critère de perforation proposé prend en compte l'effet de la pré-tension et celui de l'inclinaison de l'éprouvette. Ce critère se compose en trois parties : (i) la tension initiale de renfort par rapport à la charge à rupture en traction, (ii) la charge en cours d'essais par rapport à la charge à perforation et (iii) la charge transversal induite par le chargement qui conduit à ralentir cette perforation.

La prédiction de la perforation donne des résultats légèrement supérieurs à ceux obtenus expérimentalement. Les travaux de validation montrent des prévisions de perforation de la part de notre critère légèrement surestimées pour des essais d'impact avec un diamètre d'impacteur de 10 mm mais légèrement sous-estimé pour des essais d'impact sur la bi-nappe croisée [+20°, -20°]. Il est à noter que ce critère suppose une même réponse caractéristique pour l'ensemble des couches. L'effet d'une dégradation locale des renforts n'a pas encore été pris en compte au niveau de couche.

Perspectives

Une des premières perspectives concerne en **l'amélioration de l'étude expérimentale sous des tractions à grandes vitesses**. Afin de connaître une évolution plus précise de l'état d'endommagement dû au détorsadage des renforts, des essais de traction sur éprouvettes orientées entre 45° et 90° pourraient permettre d'identifier un modèle d'endommagement. Des essais de compression selon l'épaisseur de la nappe de ceinturage seraient nécessaires afin de mieux comprendre leur comportement et le processus d'endommagement en compression selon cette direction.

Une autre perspective consisterait à **proposer un critère d'endommagement dû au détorsadage**. Comme nous avons déjà souligné, cet endommagement a fait l'objet de nombreuses observations et il occasionne des chutes considérables du comportement transverse. Afin de prendre en compte ce phénomène, un modèle d'endommagement progressif pourrait être développé.

Des essais plus complexes devraient être envisagés. Ces essais auraient pour vocation de valider les modèles proposés sur des structures encore plus complexes. Nous proposons de faire des **essais d'impact sur une bi-nappe croisée ayant différents types de renforts dans chaque couche**.

Enfin une dernière perspective possible est le **développement d'un modèle et d'un critère de perforation plus local**. Le modèle développé dans ce travail reste global en donnant une réponse globale du comportement de la nappe de ceinturage. La transposition n'est certes pas compliquée mais nous avons manqué de temps, le travail expérimental ayant été assez lourd. Il devient, compte tenu du caractère global, plus compliqué d'appliquer notre critère afin de prévoir la rupture des renforts suivie de leur perforation si la contrainte dans chaque couche venait à évoluer pour des renforts de natures différentes.

ANNEXE

Résultats expérimentaux en supplémentaire

A.1 Des essais d'impact par masse tombante sans pré-tension des renforts

Nous concluons les résultats des essais d'impact par masse tombante sans pré-tension des renforts pour l'éprouvette Type B. Les deux couleurs différents représentent les niveaux d'énergie d'impact variés par le niveau de la hauteur et la masse tombante respectivement.

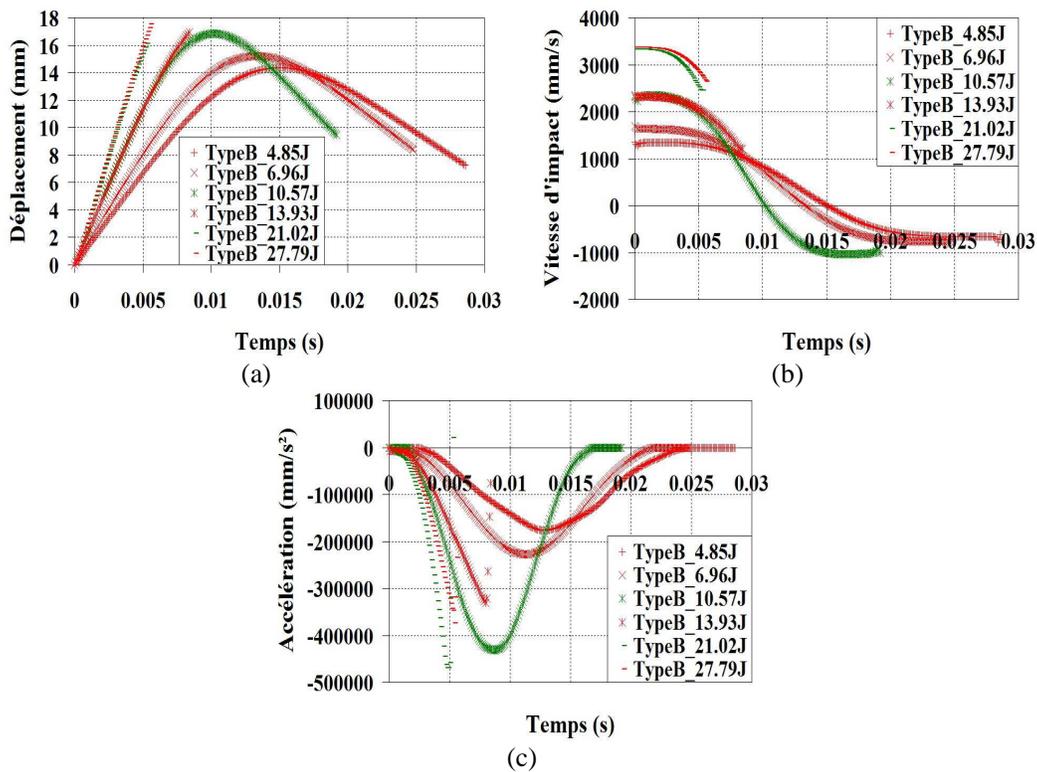


Figure A.1 Réponses caractéristiques sans pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : déplacement-temps, (b) Courbes : vitesse d'impact-temps, (c) Courbes : accélération-temps

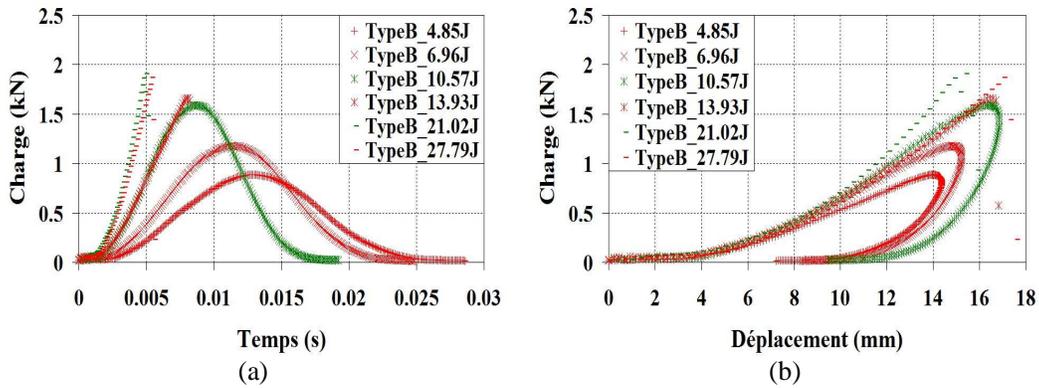


Figure A.2 Réponses caractéristiques sans pré-tension des renforts en charge pour l'éprouvette Type B: (a) Courbes charge-temps, (b) Courbes charge-déplacement

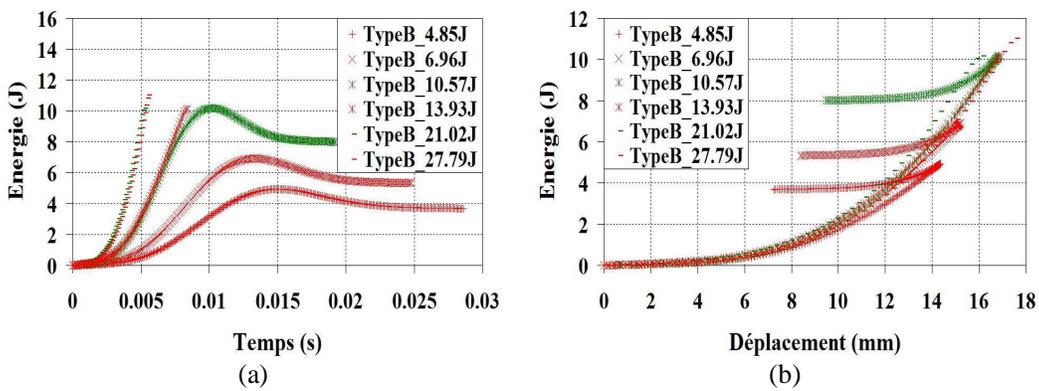
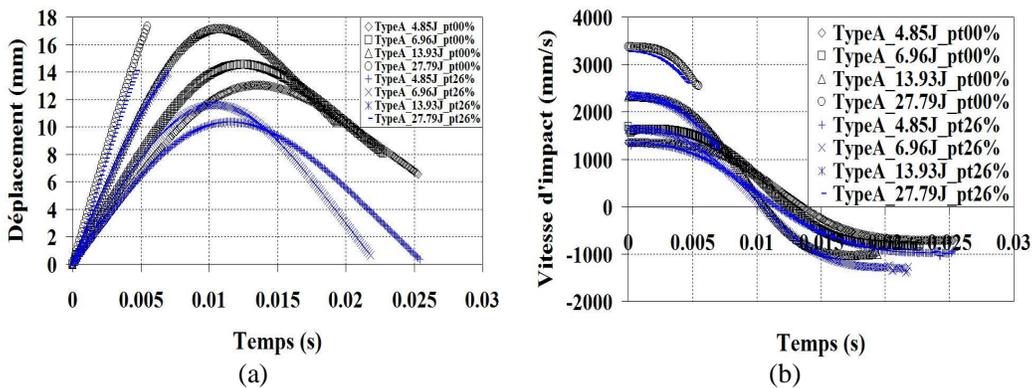


Figure A.3 Réponses caractéristiques sans pré-tension des renforts en énergie pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : énergie - temps, (b) Courbes : énergie - déplacement

A.2 Des essais d'impact par masse tombante avec pré-tension des renforts



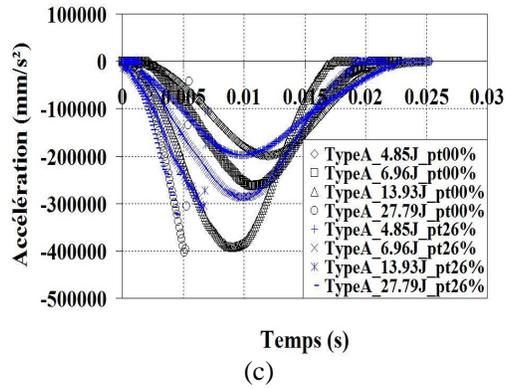


Figure A.4 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps

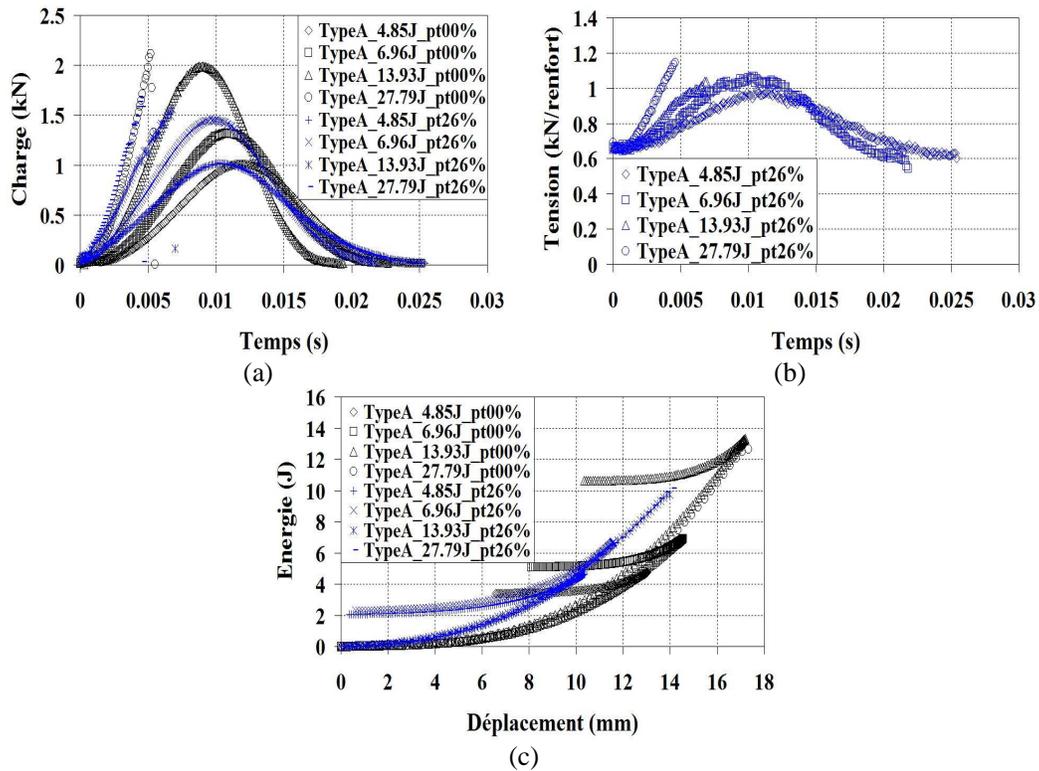


Figure A.5 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en charge, en pré-tension et en énergie pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : tension - temps, (c) Courbes : énergie - déplacement

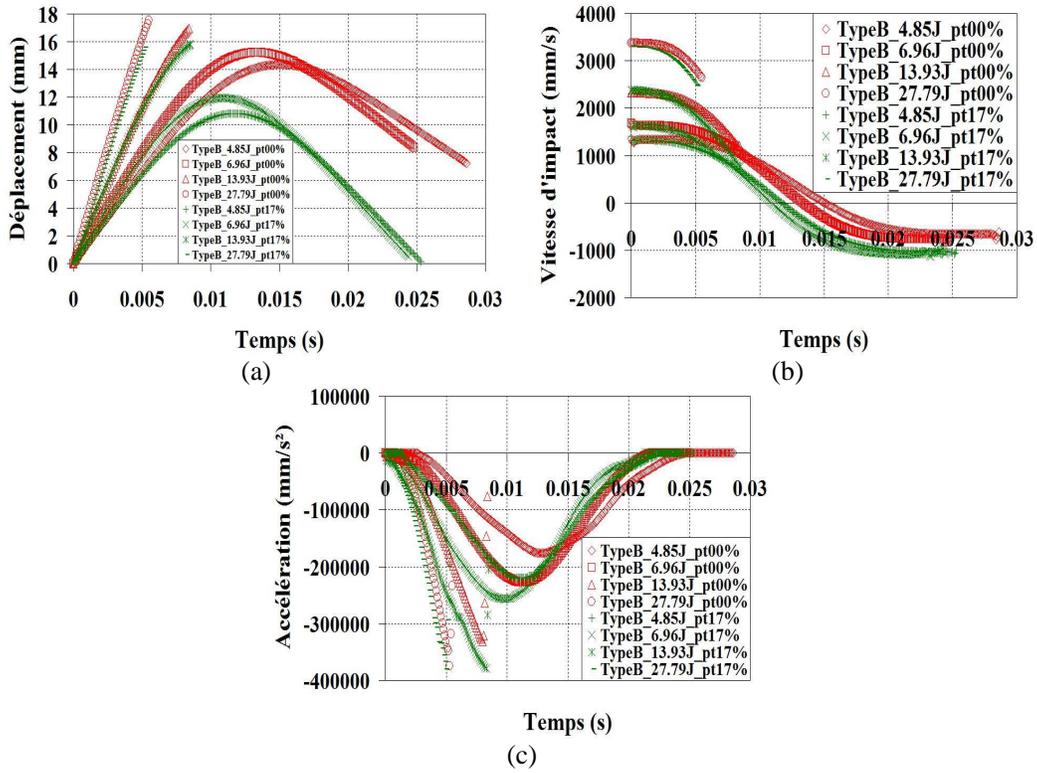


Figure A.6 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps

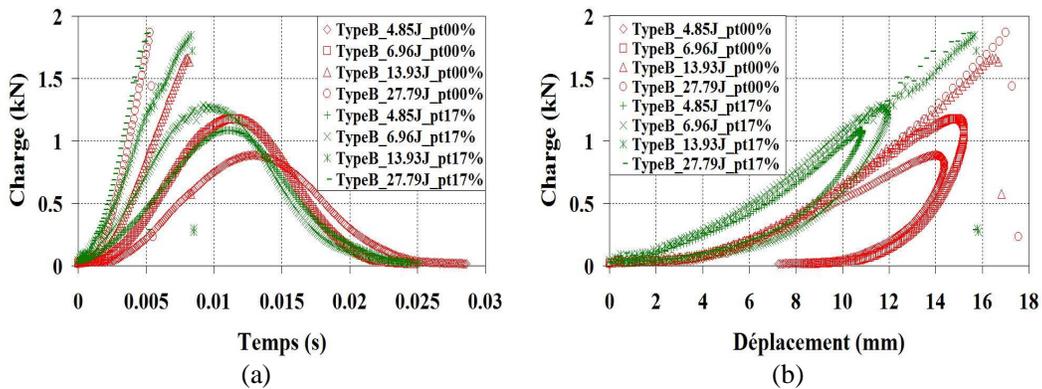


Figure A.7 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en charge pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : charge - déplacement

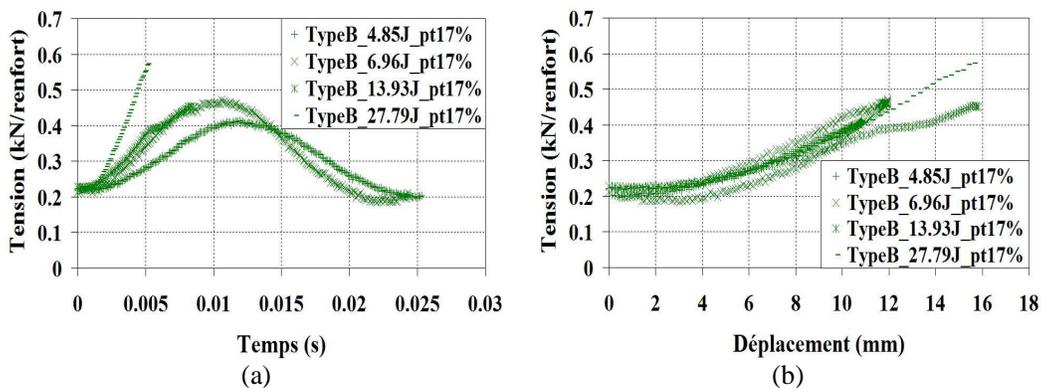


Figure A.8 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en précharge pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : tension - temps, (b) Courbes : tension - déplacement

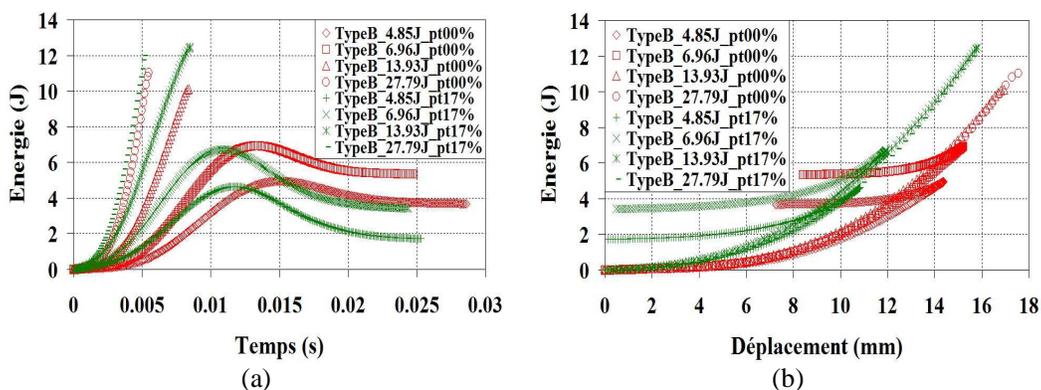
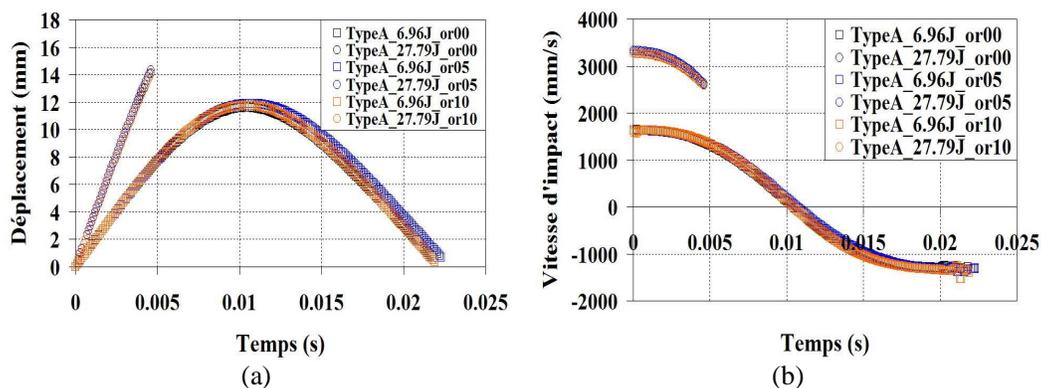


Figure A.9 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en énergie pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes énergie-temps, (b) Courbes énergie-déplacement

A.3 Des essais d'impact par masse tombante avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette



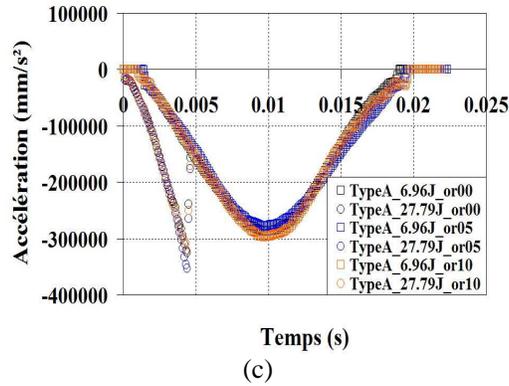


Figure A.10 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps

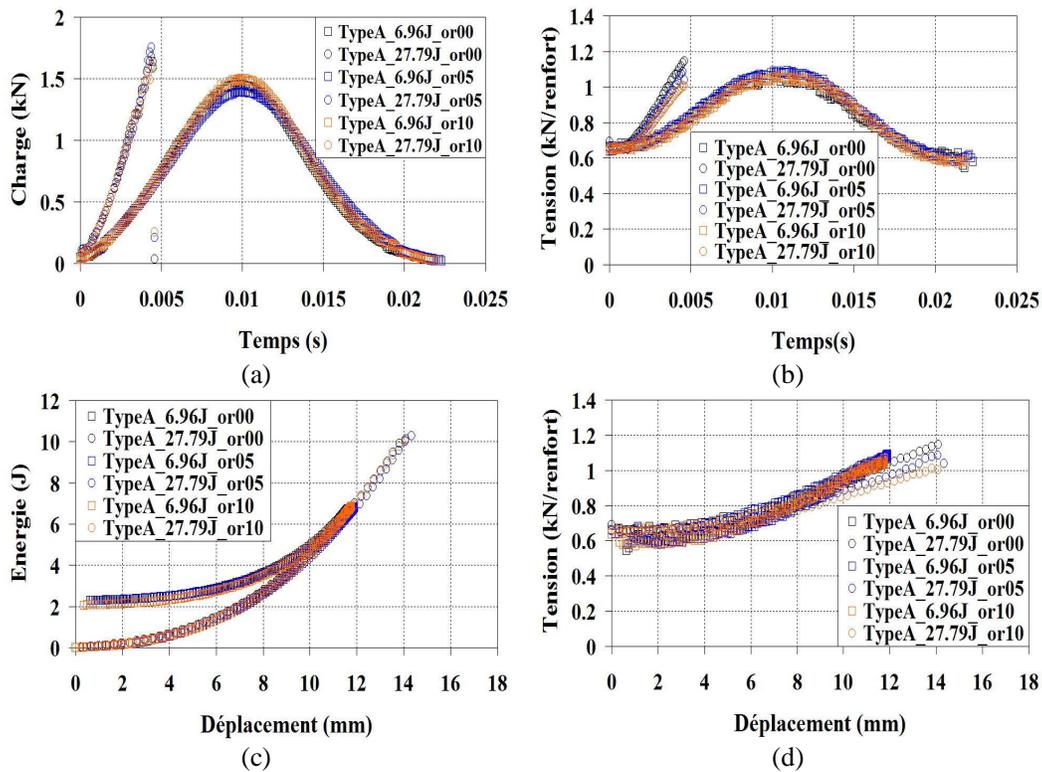


Figure A.11 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en charge, en pré-tension et en énergie pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : tension - temps, (c) Courbes : énergie - déplacement, (d) Courbes : tension - déplacement

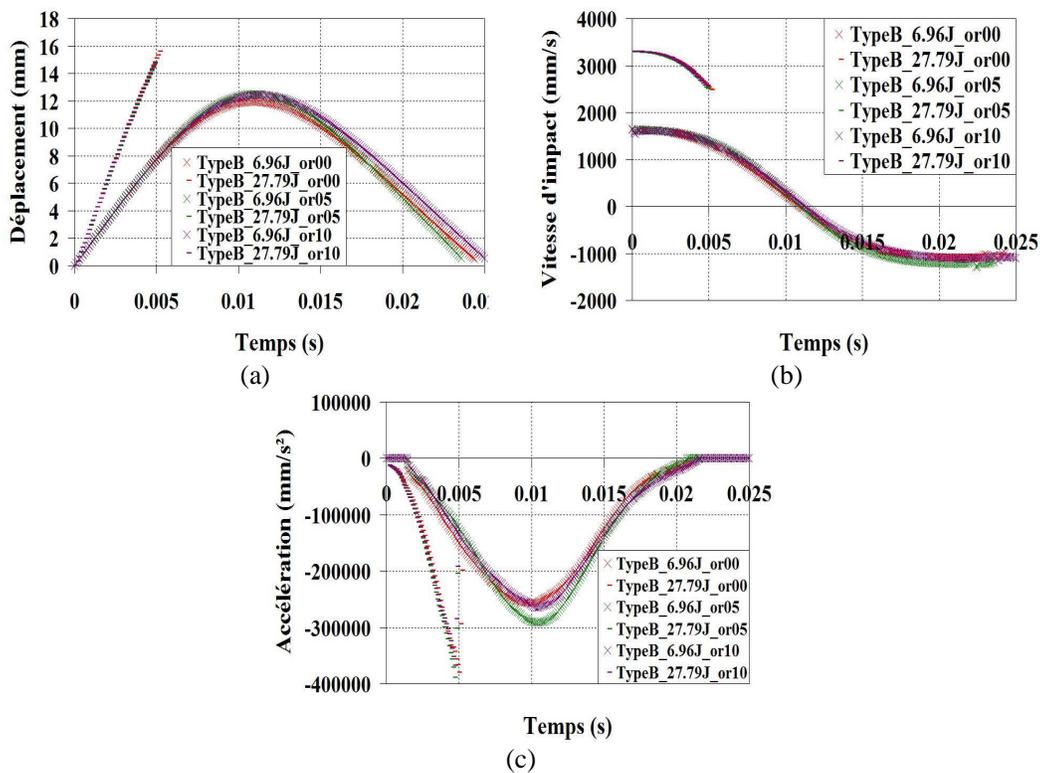


Figure A.12 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps

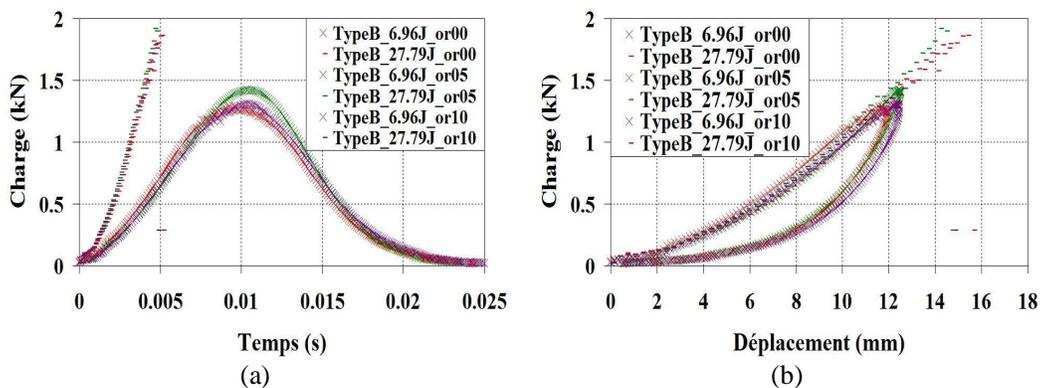


Figure A.13 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en charge pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : charge - déplacement

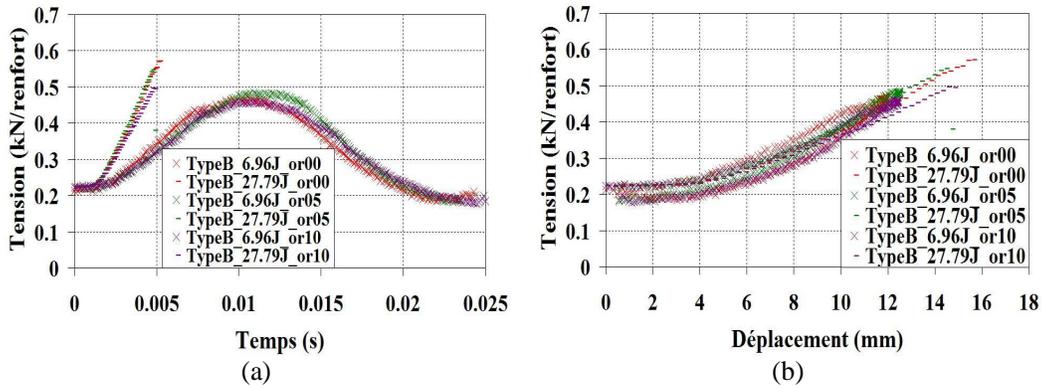


Figure A.14 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en précharge pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : tension - temps, (b) Courbes : tension - déplacement

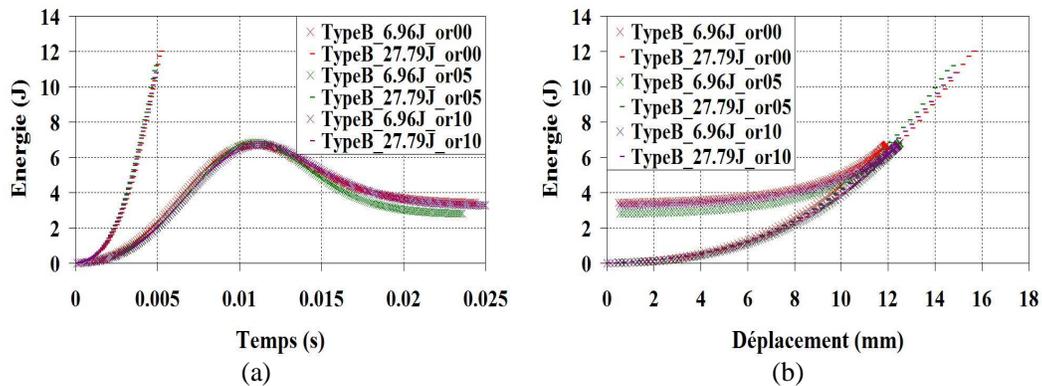
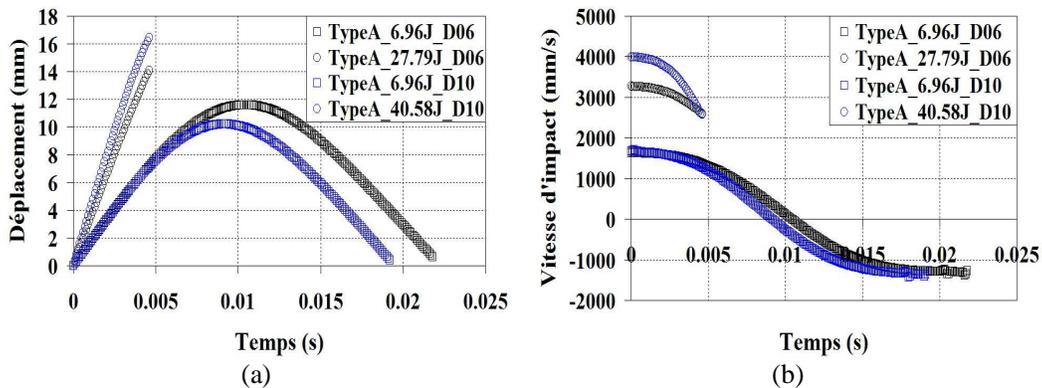


Figure A.15 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts et l'inclinaison de l'éprouvette en énergie pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : énergie - temps, (b) Courbes : énergie - déplacement

A.4 Des essais d'impact par masse tombante avec différent diamètre de l'impacteur et pré-tension des renforts



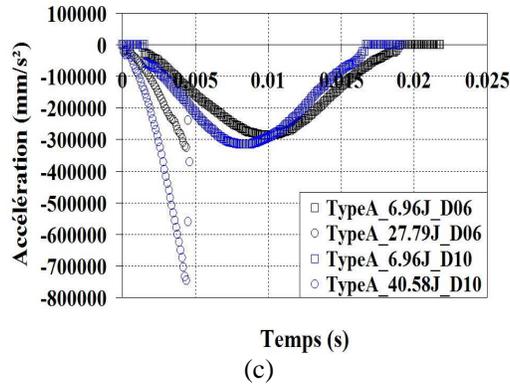


Figure A.16 Réponses caractéristiques avec différent diamètre de l'impacteur et pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps

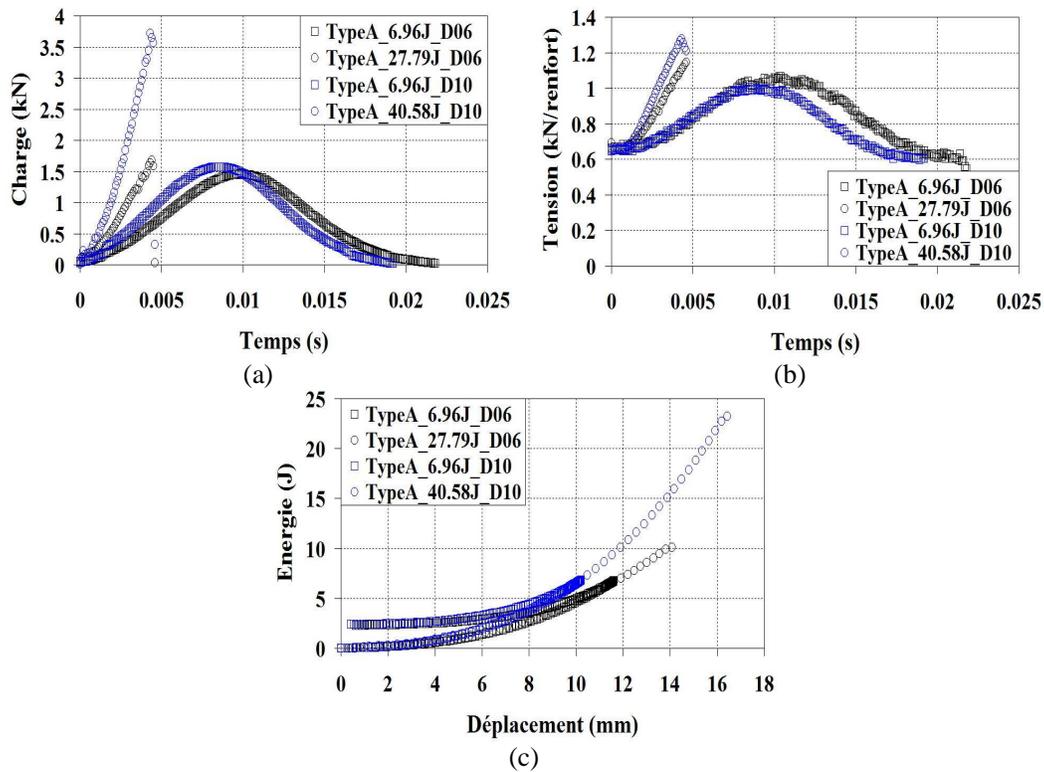


Figure A.17 Réponses caractéristiques avec différent diamètre de l'impacteur et pré-tension des renforts en charge, en pré-tension et en énergie pour l'éprouvette Type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : tension - temps, (c) Courbes : énergie - déplacement

A.5 Des essais d'impact par masse tombante sur une bi-nappe croisée et pré-tension des renforts

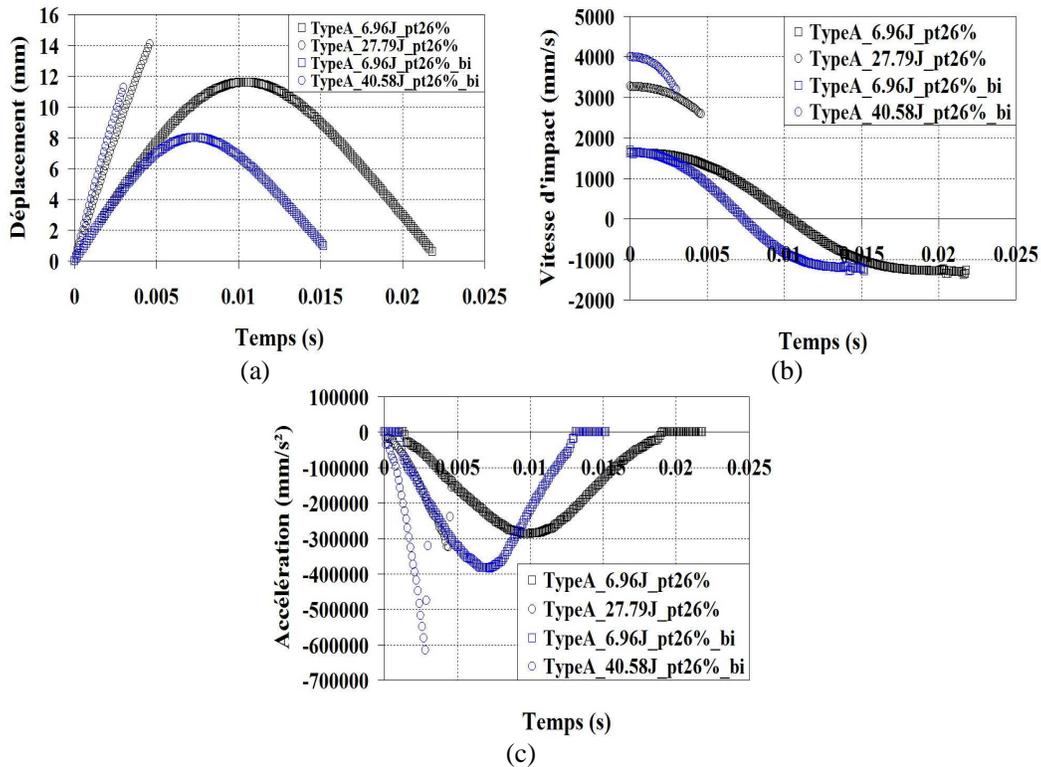
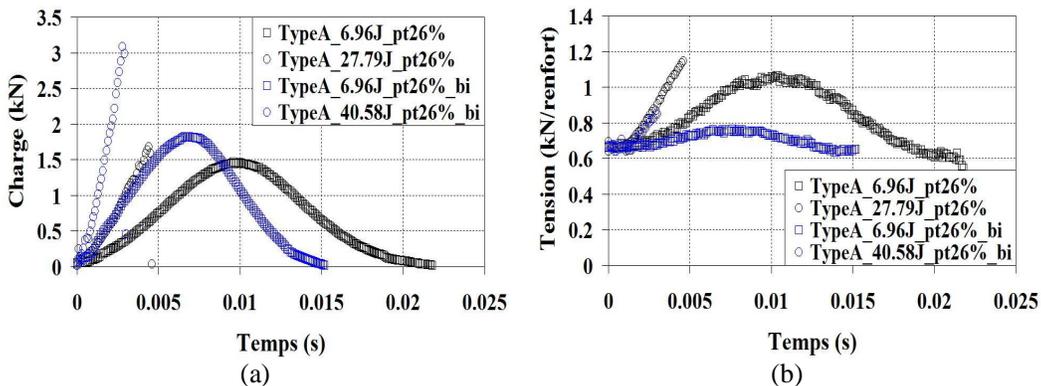


Figure A.18 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en déplacement et ses dérivées pour l'éprouvette bi-nappe Type A : (a) Courbes : déplacement - temps, (b) Courbes : vitesse d'impact - temps, (c) Courbes : accélération - temps



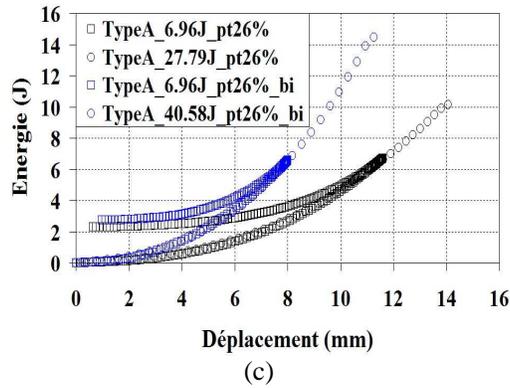


Figure A.19 Réponses caractéristiques avec pré-tension des renforts en charge, en pré-tension et en énergie pour l'éprouvette bi-nappe Type A : (a) Courbes : charge - temps, (b) Courbes : pré-tension - temps, (c) Courbes : énergie - déplacement

A.6 Résistance à la perforation

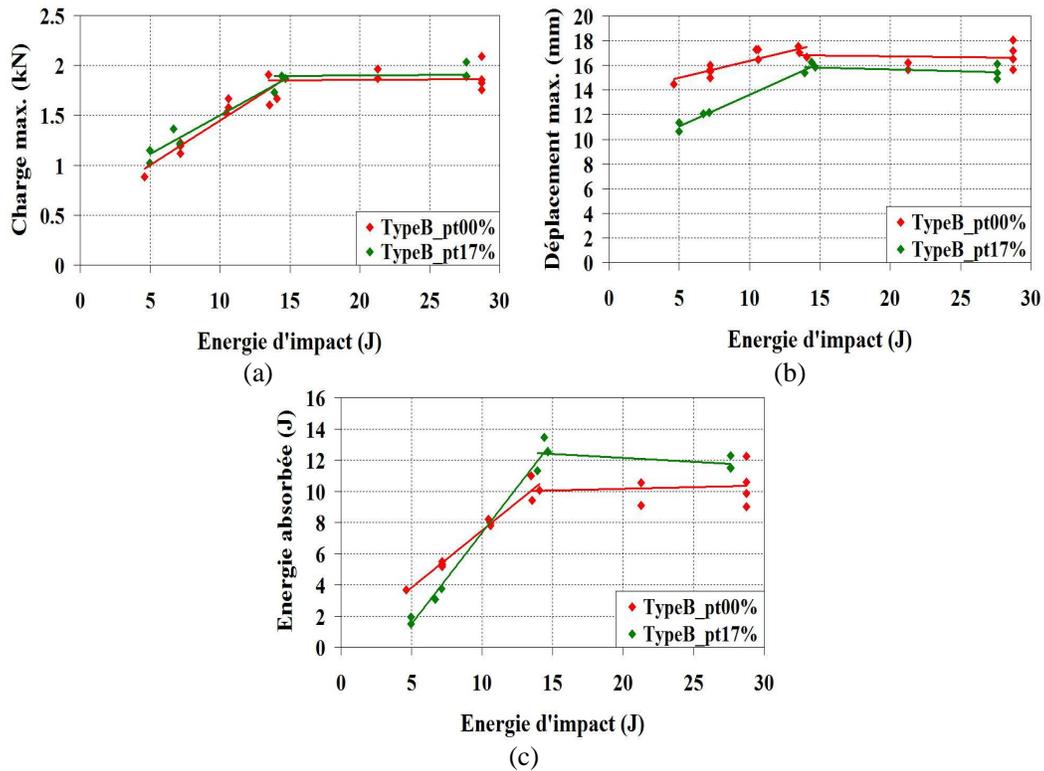


Figure A.20 Résistance à la perforation : Les essais d'impact par masse tombante sans/avec pré-tension des renforts pour l'éprouvette Type B : (a) Courbes : charge max. - énergie d'impact, (b) Courbes : déplacement - énergie d'impact, (c) Courbes : énergie absorbée - énergie d'impact

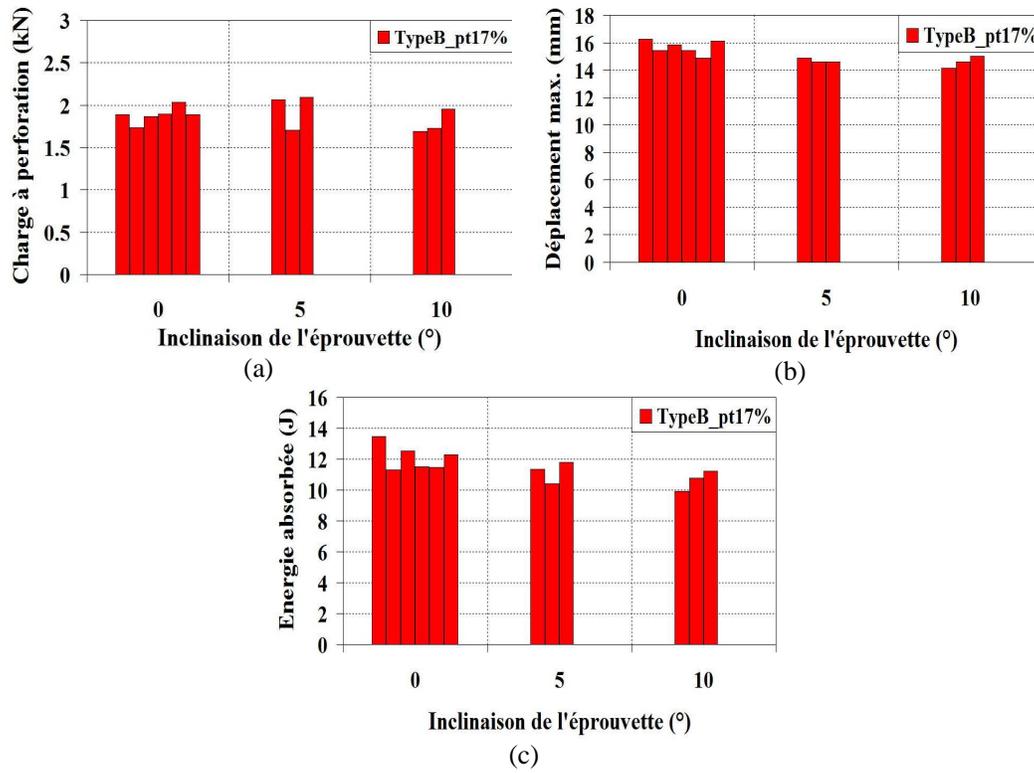


Figure A.21 Résistance à la perforation : Les essais d'impact par masse tombante avec pré-tension des renforts et Inclinaisons de l'éprouvette pour l'éprouvette Type B : (a) Charge à perforation, (b) Déplacement max. (c) Energie absorbée

Etude de la dégradation de structures composites en caoutchouc soumises à des chocs

RESUME :

Les détériorations d'un pneu occasionnées par le roulement sur des chaussées accidentées est un problème crucial pour l'industrie des pneumatiques. Les couches de composite à matrice élastomère renforcée par des câbles d'acier architecturés sous forme de nappe de ceinturation, ont pour objet de protéger le pneu d'éventuelles pénétrations par des projectiles extérieurs. Cependant le comportement de ces nappes composites reste mal connu surtout quand il s'agit de mécanismes d'endommagement par chocs. Pour améliorer cette connaissance, cette thèse s'est proposée d'étudier le comportement mécanique des constituants ainsi que du composite lorsque ces matériaux sont soumis à des tractions grandes vitesses et des essais d'impact. Les mécanismes d'endommagements ont été analysés. Les analyses expérimentales et les simulations numériques ont permis de mieux comprendre le comportement dynamique et les mécanismes d'endommagement sous des sollicitations rapides, d'impact et d'indentation. Issu de ces essais, un critère capable de prévoir la perforation de la nappe de ceinturation a été proposé. Sa validation a été faite sur des essais effectués sur des composites élastomères ceinturés de ces nappes.

Mots clés : Composite élastomère; Pneumatique; Endommagement; Chocs

Study of a degradation on steel cord-rubber composite structure subjected to impact loading

ABSTRACT :

Road hazard is a critical problem in tire application. Steel cord-rubber composite such as steel belt is used to reinforce the tire stiffness in architecture of the radial tire. The main function is used to protect penetrations due to foreign objects. In fact, the knowledge of this material is not well-established yet in particular damage mechanisms subjected to impact load. The principal objective of this dissertation is to study high strain rate behaviors, impact behaviors as well as damage mechanisms of the steel cord-rubber composite, allowing us to develop a perforation criterion. The experimental analysis and numerical simulations allow us to thoroughly understand the dynamic behaviors and damage mechanisms for instance high strain rate tensile characterization, drop-weight impact and indentation characterizations, damage observation etc... In order to develop a criterion capable of predicting the perforation of the steel cord-rubber composite, the drop-weight impact tests and indentation tests have been conducted. Finally, we propose the perforation criterion based on analytical approach and its validation for the steel cord-rubber composite.

Keywords : Steel cord-rubber composite; Tire; Damage; Impact