



INSA

N° d'ordre NNT : xxx

THÈSE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE LYON
opérée au sein de
l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon

École Doctorale 162
Mécanique, Énergétique, Génie civil, Acoustique

Spécialité de doctorat
MÉCANIQUE – GÉNIE MÉCANIQUE

Thèse soutenue publiquement le 29 janvier 2020, par :

Meriem BOUNASSER
Ingénieur

**ETUDE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE DES
RENFORTS TRESSÉS POUR LES MATÉRIAUX COMPOSITES**

Devant le jury composé de :

S. COMAS CARDONA	Professeur (Ecole Centrale Nantes)	Président
M.A. BUENO	Professeur (Université de Haute Alsace)	Rapporteur
D. SOULAT	Professeur (ENSAIT)	Rapporteur
N. NAOUAR	Chargé de recherche - CNRS (LaMCoS)	Examineur
P. MAILLER	Docteur (IFTH)	Encadrant
E. VIDAL SALLE	Professeur (INSA de Lyon)	Directrice

Département FEDORA - INSA de Lyon - Écoles Doctorales - Quinquennal 2016-2020

SIGLE	ÉCOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNÉES DU RESPONSABLE
CHIMIE	CHIMIE DE LYON http://www.edchimie-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bâtiment Blaise Pascal 3 ^{ème} étage 04.72.44.53.60 Insa : R. GOURDON secretariat@edchimie-lyon.fr	M. Stéphane DANIELE IRCELYON Bâtiment ESCPE 2 avenue Albert Einstein 69626 VILLEURBANNE Cedex directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	ÉLECTRONIQUE, ÉLECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE http://eedea.ec-lyon.fr Sec. : M.C. HAVGOUDOUKIAN eea@ec-lyon.fr	M. Gérard SCORLETTI École Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél. : 04.72.18 60.97 Fax : 04.78.43.37.17 Gerard.scorletti@ec-lyon.fr
E2M2	EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODÉLISATION http://e2m2.universite-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT Bâtiment Atrium - UCB Lyon 1 Tél. : 04.72.44.83.62 Insa : H. CHARLES secretariat.e2m2@univ-lyon1.fr	M. Philippe NORMAND UMR5557 Lab. d'Ecologie Microbienne Université Claude Bernard Lyon 1 Bâtiment Mendel 43, boulevard du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.44.83.74 philippe.normand@univ-lyon1.fr
EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES- SANTÉ http://www.ediss-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT AIT CHALAL Bâtiment Atrium - UCB Lyon 1 Tél. : 04.72.44.83.62 Insa : secretariat.ediss@univ-lyon1.fr	Mme Emmanuelle CANET-SOULAS INSERM U1060, CarMeN lab, Univ. Lyon 1 Bâtiment IMBL 11 avenue Jean Capelle INSA de Lyon 69621 VILLEURBANNE Tél. : 04.72.68.49.09 Fax : 04.72.68.49.16 Emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr
INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES http://infomaths.univ-lyon1.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bâtiment Blaise Pascal 3 ^{ème} étage infomaths@univ-lyon1.fr	M. Luca ZAMBONI LIRIS - INSA de Lyon Bat Blaise Pascal 7 avenue Jean Capelle 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél. : 04.72.43.80.46 Fax : 04.72.43.16.87 zamboni@math.univ-lyon1.fr
Matériaux	MATÉRIAUX DE LYON http://ed34.universite-lyon.fr Sec. : S. CAUVIN PM : 71.70 Fax : 87.12 Bâtiment Saint-Exupéry Ed.materiaux@insa-lyon.fr	M. Jean-Yves BUFFIERE INSA de Lyon MATEIS Bâtiment Saint-Exupéry 7 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél. : 04.72.43.71.70 Fax : 04.72.43.85.28 Ed.materiaux@insa-lyon.fr
MEGA	MÉCANIQUE, ÉNERGÉTIQUE, GÉNIE CIVIL, ACOUSTIQUE http://edmega.universite-lyon.fr/ Sec. : S. CAUVIN PM : 71.70 Fax : 87.12 Bâtiment Saint-Exupéry mega@insa-lyon.fr	M. Jocelyn BONJOUR INSA de Lyon Laboratoire LAMCOS Bâtiment Jacquard 37 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél. : 04.72.43.71.70 Fax : 04.72.43.72.37 Jocelyn.bonjour@insa-lyon.fr
ScSo	ScSo* http://recherche.univ-lyon2.fr/scso/ Sec. : Melina FAVETON Sec. : Véronique Guichard Insa : J.Y. TOUSSAINT melina.faveton@univ-lyon2.fr	M. Christian MONTES Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél. : 04.78.77.23.86 Fax : 04.37.28.04.48 christian.montes@univ-lyon2.fr

* ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

Étude du comportement mécanique des renforts tressés pour les matériaux composites

L'utilisation des composites à renforts fibreux est en continuelle croissance dans plusieurs domaines, tels que les industries aérospatiales, les transports et le génie civil. Cela est dû principalement à leur excellent ratio légèreté/performances. Les structures tressées font partie des structures textiles utilisées comme renforts pour les composites. Leur procédé de fabrication permet la réalisation de formes complexes et de géométries très variées. Cependant, les nombreux paramètres présents tant au niveau des matières utilisées qu'au niveau des procédés de mise en œuvre impliquent la nécessité de bien maîtriser la technologie du tressage afin d'optimiser les paramètres de fabrication et de prédire le comportement final de ces structures de renfort. Ce projet de recherche constitue une étude des paramètres de tressage et du comportement mécanique des structures tressées. Cette étude comporte une partie expérimentale et une partie numérique. Dans la partie expérimentale, plusieurs renforts tressés tubulaires en fibre de carbone sont fabriqués à l'aide d'une machine de tressage radiale 2D couplée à un robot six axes. Des composites à base de ces renforts sont ensuite élaborés par le procédé RTM. Plusieurs essais expérimentaux sont réalisés pour caractériser le comportement des renforts secs et leurs composites afin de pouvoir évaluer l'influence des paramètres géométriques, comme l'angle de tressage, le diamètre de la tresse et le type de la tresse (biaxiale ou triaxiale), sur les propriétés mécaniques des tresses tubulaires. Dans la partie numérique de l'étude, la microtomographie aux rayons X est utilisée pour obtenir le modèle géométrique des renforts tressés. Une analyse par élément finis à l'échelle mésoscopique est réalisée en utilisant une loi de comportement hypoélastique implémentée dans Abaqus/Explicit à l'aide d'une subroutine Vumat.

MOTS CLÉS : Renforts tressés, Matériaux composites, Tressage en forme, Propriétés mécaniques, Loi hypoélastique, Analyse mésoscopique, Méthode éléments finis

Experimental and numerical study of the mechanical properties of braided structures

The use of textile composites is increasing in several areas, such as aerospace industries, transportation, civil engineering and others, due to their high strength-weight ratio. Braided structures are one of the textile reinforcements used in different industrial applications for the cost effectiveness of their manufacturing technique, its versatility and the wide range of shapes it can offer. The special structures with the special functionalities needed in each composite application make the braiding a delicate process that needs to be studied in order to fulfill the demands of each specific sector. This PhD project aims to achieve a proper understanding of the process, the structures, the various parameters and the behavior of the final products. The study is conducted using the Herzog 2D braiding machine of IFTH, which, combined with a 6 axes robot, can prototype 3D structures by over-braiding complex shaped mandrels. Multiple carbon fiber braided samples are produced by varying the process parameters (Braid angle, Braid's diameter ...) and characterized in order to assess the influence of these parameters on the braid's geometry and its mechanical properties. To reach a better understanding of the materials' behavior and to avoid the time-consuming trial and error manufacturing and testing way, a modeling procedure is necessary to support the experimental work and optimize the design phase of the braids. Different models have been developed by researchers to predict the properties of braids at different scales of the structure (microscopic - mesoscopic - macroscopic). This work will be focused on the finite element analysis at the meso-scale, i.e. the braid unit cell scale, which considers the orientation of the yarns and the braid's architecture. This analysis is conducted using a hypo-elastic constitutive law which is implemented in user subroutine Vumat in Abaqus/Explicit. In this work, the geometric model is obtained using micro-computed tomography, which is a nondestructive scanning technique that allows detailed and precise analysis of the geometry of a textile reinforcement.

KEYWORDS: Braided structures, Composite materials, Braiding technology, Mechanical properties, Hypoelasticity, Mesoscopic modeling, Finite element analysis

Table des matières

Table des matières	i
Table des figures	v
Introduction	1
1 Matériaux composites à renforts textiles	3
1.1 Matériaux composites : Introduction et généralités	4
1.1.1 La matrice	5
1.1.2 Les renforts	7
1.2 Étapes d'élaboration d'un renfort textile	8
1.2.1 Les fibres	8
1.2.2 Les mèches	12
1.2.3 Différentes structures textiles	12
1.3 Les renforts tressés	15
1.3.1 Machines de tressage circulaires	15
1.3.2 Type de structures tressées	19
1.3.3 Les motifs de tressage	20
1.3.4 Les paramètres de tressage	21
1.3.5 Applications	24
1.3.6 Avantages et limites	25
1.4 Mise en œuvre des composites	25
1.4.1 RTM	26
1.4.2 VARTM	26
1.4.3 Pultrusion	27
1.4.4 Composites tressés à matrice thermoplastique	27
1.5 Différentes échelles et comportement mécanique des renforts	28
1.6 Bilan	31
2 Protocole d'élaboration et caractérisation des tresses tubulaires	33
2.1 Introduction	34
2.2 Étapes de fabrication des tresses composites	34
2.2.1 Description de la machine de tressage robotisée utilisée	34

2.2.2	Etapes de production d'une tresse	35
2.2.3	Les structures tressées élaborées	41
2.2.4	Procédé RTM	44
2.3	Protocoles de caractérisation du fil avant tressage (méso)	45
2.3.1	Titre du fil	45
2.3.2	Essai de traction fil	45
2.3.3	Essai de flexion fil Kawabata	47
2.4	Protocoles de la caractérisation macroscopique des tresses sèches et composites	50
2.4.1	Caractérisation de l'angle de tressage	50
2.4.2	Essai de traction uniaxiale	51
2.4.3	Essai de traction bi-axiale	52
2.5	Bilan	54
3	Caractérisation expérimentale des renforts tressés	55
3.1	Introduction	56
3.2	Comportement à l'échelle mésoscopique (La mèche)	56
3.2.1	Comportement en traction de la mèche en carbone	57
3.2.2	Comportement en flexion de la mèche en carbone	60
3.3	Caractérisation à l'échelle macroscopique (La tresse)	61
3.3.1	Caractérisation de l'angle de tressage	61
3.3.2	Comportement en traction biaxiale d'une tresse sèche	64
3.3.3	Comportement sous traction uniaxiale des tresses sèches	71
3.3.4	Comportement sous traction uniaxiale des tresses composites	78
3.4	Bilan	82
4	Modélisation du comportement d'une mèche	85
4.1	Introduction	86
4.2	Mécanique des milieux continus en grandes transformations	86
4.2.1	Description du mouvement	86
4.2.2	Tenseur gradient de la transformation	87
4.2.3	Mesure des déformations	88
4.2.4	Mesure des contraintes	89
4.2.5	Indifférence matérielle et principe d'objectivité	90
4.3	Modèle de comportement d'une mèche constituée de fibres	92
4.3.1	Lois hypoélastiques	92
4.3.2	Dérivée objective adaptée au suivi de la direction des fibres	94
4.3.3	Comportement du matériau équivalent au matériau fibreux	96
4.4	Implémentation de la loi de comportement dans Abaqus	98
4.4.1	Schéma d'intégration temporelle	98
4.4.2	Schéma implicite	99
4.4.3	Schéma explicite aux différences centrées	100
4.4.4	Implémentation de la loi de comportement dans Abaqus/Explicit	101

4.5	Bilan	103
5	Modelisation et simulation numérique	105
5.1	Introduction	106
5.2	Modélisation géométrique du renfort tressé	106
5.2.1	Tomographie aux rayon X	106
5.2.2	Modèle géométrique	111
5.2.3	Le maillage	115
5.3	Identification des paramètres du matériau	116
5.3.1	Module d'Young longitudinal	116
5.3.2	Paramètres du comportement transverse	116
5.3.3	Autres données de calculs	117
5.4	Simulation du comportement en traction biaxiale du renfort tressé	118
5.5	Bilan	122
	Conclusions et perspectives	123
	Bibliographie	127

Table des figures

1.1	Caractéristiques des matrices thermodurcissable et thermoplastique . . .	6
1.2	Propriétés mécanique de résines thermodurcissable et thermoplastique [CHE 17]	6
1.3	Caractéristiques des fibres [CHE 17]	9
1.4	Processus d'élaboration de fibres de carbone	10
1.5	Effet du traitement thermique sur des fibres de carbone	11
1.6	Armures de tissus 3D [GU 02]	14
1.7	Tricot [WEI 10]	15
1.8	Tresse métallique	15
1.9	Tresseuse circulaire 2D	16
1.10	Éléments constituant une tresseuse	17
1.11	Image d'une roue à encoche	18
1.12	Image d'un fuseau équipé d'une bobine	18
1.13	Trajectoire sinusoïdale d'une bobine [CHE 17]	19
1.14	Une tresse biaxiale, à gauche, triaxiale, à droite	20
1.15	Motifs de tressage	21
1.16	Angle de tressage [RAN 15]	22
1.17	Influence des paramètres de tressage	22
1.18	Ondulation d'un fil [RAN 15]	23
1.19	Surfaces définissant le taux de couverture d'une tresse [RAN 15]	23
1.20	Matrice ligamentaire hétérogène en PLA tressé [COO 05]	24
1.21	Vélo avec cadre en composite TIME	25
1.22	Schéma du procédé RTM [UOZ 05]	26
1.23	Schéma du procédé de pultrusion [AHM 09]	27
1.24	Tubes tressés composites mis en oeuvre par pultrusion [AHM 09]	28
1.25	Schéma de matériaux intermédiaire : (a) fil d'une micro-tresse, (b) fibres mêlées et (c) fibres parallèles [MEM 13]	28
1.26	Les différentes échelles d'un renfort tressé	29
1.27	Module élastique par méthode EF [GOY 05]	30
2.1	La machine de tressage HERZOG et le robot KUKA	34
2.2	Configurations de tressage	35
2.3	Bobinoir Herzog SP280	36

2.4	Placement des bobines et leurs motifs associés	37
2.5	Illustration d'une tresse avec défauts sur mandrin	38
2.6	Photographie et dessin d'un fuseau	38
2.7	Schéma des mobilités d'un bras robot	39
2.8	Interface Homme-Machine Kuka SmartPad	39
2.9	Différentes formes de tresse carbone	41
2.10	Tresse en Polypropylène	41
2.11	Tresse avec monofilament fonctionnel à effet lumineux	42
2.12	Différentes formes de tresse carbone	42
2.13	Tressage d'un tube en fibre de carbone	43
2.14	Caractéristiques de production des éprouvettes	43
2.15	Moule ouvert avec un tube composite et sa vessie	44
2.16	Courbe force et allongement usuelle	45
2.17	Machine de traction Houndsfield	47
2.18	Kawabata Evaluation System for Fabrics	48
2.19	Boucle d'hysteresis d'un essai de flexion [KAW 80]	49
2.20	Caractérisation de l'angle avec le logiciel ImageJ	50
2.21	Machine de traction MTS	51
2.22	Tenons usinés et bagues de serrage	52
2.23	Schéma représentant les angles de tressage testés en traction bi-axiale	53
2.24	Banc de traction bi-axiale	54
3.1	Vue en coupe par microtomographie aux rayons X de la section d'une mèche dans un renfort à l'état initial [BAD 08a]	57
3.2	Vue en coupe par microtomographie aux rayons X de la section d'une mèche dans un renfort sollicité en tension biaxiale [BAD 08a]	57
3.3	Courbe force-allongement d'un essai de traction d'une mèche carbone	58
3.4	Propriétés de la mèche carbone 12k HexTow IM10	60
3.5	Graphique issu de l'essai de flexion réalisé	60
3.6	Angles de tressage mesurés par ImageJ sur mandrin	62
3.7	Angles de tressage mesurés par ImageJ hors mandrin	62
3.8	Angles de tressage mesurés par ImageJ hors mandrin	63
3.9	Machine de traction biaxiale Zwick	64
3.10	Les mors de la machine de traction biaxiale Zwick	64
3.11	A gauche, tresse à 45° d'angle disposée à 45°; à droite, tresse à 45° d'angle disposée à 90°	65
3.12	A gauche, éprouvette sous précharge; à droite, éprouvette sous charge de 1500 N par axe	66
3.13	Faciès de déformation. A droite, mise en évidence des zones sous tension	67
3.14	Courbes Force-Déplacement des essais de traction biaxiale	68
3.15	Raideur des courbes Forces-Déplacement	69
3.16	Évolution de la déformation d'une éprouvette Biax40_45 lors d'un essai de traction	72

3.17	Évolution de la courbe Force-Allongement d'une éprouvette lors d'un essai de traction	72
3.18	Courbe Force-Allongement des éprouvettes de diamètre 40 mm et d'angles de tressage différents	73
3.19	Courbe Force-Allongement des éprouvettes d'angle de tressage de 45 degrés et de diamètres 30 mm et 40 mm	74
3.20	Courbe Force-Allongement des éprouvettes d'angle de tressage de 45 degrés bi et triaxiale	74
3.21	Comparaison des rigidités des éprouvettes	75
3.22	Evolution de l'angle des tresses au cours de l'essai de traction	76
3.23	Tableau des <i>Locking Angle</i>	76
3.24	Tresse triaxiale	77
3.25	Tube en composite avec tenons pour essai de traction	78
3.26	Courbe Force-Allongement de tubes composites	79
3.27	Facies de rupture d'un tube composite d'angle de tressage de 55 degrés	80
3.28	Courbe Force-Allongement des tubes composites d'angle de tressage de 45 degrés avec et sans fils droits	81
3.29	Courbe Force-Allongement d'un tube composite d'angle de tressage de 35 degrés	82
3.30	Eprouvette après allongement	82
4.1	Transformation d'une configuration de référence à une configuration déformée actuelle	87
4.2	Solide déformable	89
4.3	Dérivées objectives et lois de comportement associée [BEL 00] [FLO 13]	94
4.4	Définition de la rotation suivant la direction des fibres [BAD 08c]	94
4.5	Isotropie transverse de la mèche de renfort tissé. Image tomographique	96
4.6	Schéma implicites classiques dérivés du schéma de Newmark [BOR 12]	100
5.1	Schéma de principe d'un tomographe à rayon X [NAO 15b]	108
5.2	Acquisition des données en tomographie à rayon X [NAO 15b]	109
5.3	Tomographe utilisé à l'INSA de Lyon	109
5.4	Illustration du compromis taille/résolution pour un tomographe à source conique [NAO 15b]	110
5.5	Coupe de l'échantillon tressé dans le plan (xy)	111
5.6	Coupe de l'échantillon tressé dans le plan (yz)	111
5.7	Vue 3D à partir des coupes 2D d'un échantillon de tresse	111
5.8	Disposition des coupes tomographiques	112
5.9	Tracé des esquisses décalquées sur les vues en coupe	113
5.10	Surface multi-section	113
5.11	Reconstruction d'une mèche à partir des coupes de la tomographie dans CATIA V5	114
5.12	Ensemble des mèches formant l'échantillon de tresse	114

Table des figures

5.13	Vue en coupe de l'échantillon	114
5.14	Volume élémentaire représentatif de la tresse étudiée	115
5.15	Maillage de l'échantillon	115
5.16	Orientations matérielles sous Abaqus	118
5.17	Conditions aux limites sous Abaqus	119
5.18	Profil de trajectoire du 5ème ordre à pas de temps constant	119
5.19	Déplacement des nœuds dans l'axe X et Y	120
5.20	Résultats de traction biaxiale sur échantillon numérique de tresse	120

Introduction

Au cours de ces dernières décennies, les problématiques écologiques et économiques ont poussé de nombreux industriels à suivre des voies d'amélioration et d'optimisation de leurs structures. C'est dans ce contexte que l'utilisation des matériaux composites a connu une croissance rapide. Les premières applications de ce type de matériaux remontent à la seconde guerre mondiale dans le domaine de l'aviation militaire, où ils étaient utilisés pour concevoir des pièces secondaires d'aéronefs comme dans l'empennage du Boeing F15 ou dans les avions de chasse, comme l'AT6 ou le BT-13 Vultee [JEC 13]. Depuis, des progrès considérables ont été réalisés permettant d'améliorer la connaissance de leurs propriétés mécaniques et leurs procédés de fabrication. Ce qui a permis d'élargir leurs utilisations sur divers domaines comme l'automobile, l'aéronautique, le naval, etc. Ces secteurs industriels cherchent continuellement à réduire la masse de leurs structures tout en améliorant leurs performances. Les excellentes caractéristiques mécaniques des composites combinées à leur légèreté offrent alors une alternative intéressante aux pièces métalliques traditionnellement utilisées dans ces domaines. Dans le domaine aéronautique, par exemple, le gain de masse représente un enjeu économique majeur. Les composites constituent maintenant jusqu'à plus de 50 % de la masse totale des avions, comme dans l'Airbus A380 ou le Boeing 787, entraînant des gains de masse d'environ 20 % par rapport à l'utilisation des pièces en aluminium [KEL 16].

La particularité des matériaux composites réside non seulement dans leur ratio légèreté/-propriétés mécaniques mais aussi dans la capacité d'adapter la structure de la pièce aux différentes sollicitations qu'elle va subir. En effet, l'orientation des fibres dans un renfort a une influence directe sur les caractéristiques mécaniques de la pièce finale. Il est alors important de bien maîtriser les procédés d'élaboration des composites et d'optimiser les performances des renforts fibreux les constituants.

Les structures tressées font partie des structures textiles utilisées comme renforts pour les composites. Leur procédé de fabrication permet de fabriquer des formes complexes et des géométries très variées. Cependant, les nombreux paramètres présents tant au niveau des matières utilisées qu'au niveau des procédés de mise en œuvre impliquent la nécessité de mettre en place des moyens de simulations numériques afin d'optimiser les paramètres de fabrication et de prédire le comportement final de ces structures.

C'est dans cette thématique que s'inscrivent les travaux de cette thèse qui consiste en l'étude du comportement mécanique des structures tressées en prenant en compte les différents paramètres mis en jeu dans le procédé de tressage.

Ce travail est une thèse CIFRE (Convention Industrielle de Formation par la Recherche) financée par l'ANRT (Association Nationale de la Recherche et de la Technologie). Elle est réalisée dans le cadre d'une collaboration entre l'IFTH (Institut Français du Textile et de l'Habillement) et le laboratoire LaMCoS de l'INSA de Lyon. Une partie des travaux a été effectuée au sein de l'IFTH sous l'encadrement de Philippe MAILLER et l'autre partie au laboratoire LaMCoS sous la direction de Emmanuelle VIDAL-SALLE.

Ce manuscrit s'organise en cinq chapitres au cours desquels l'élaboration des renforts tressés, leur caractérisation et la modélisation de leur comportement mécanique sont présentés.

Les matériaux composites dans leurs généralités sont introduits dans le premier chapitre. Un état de l'art des différents types de renforts textiles et de leurs caractéristiques est présenté. Les renforts tressés sont particulièrement détaillés ainsi que les différents paramètres les caractérisant et les procédés de mise en œuvre des composites à base de tresses.

L'ensemble des renforts élaborés dans ce projet est fabriqué à l'aide d'une machine de tressage radiale Herzog associée à un robot Kuka 6 axes et qui est présente à l'IFTH. Une description de cette machine et des différentes étapes d'élaboration d'un renfort tressé par le procédé de tressage 2.5D est présentée dans le deuxième chapitre. Ce dernier introduit aussi les caractéristiques des éprouvettes tubulaires étudiées et les protocoles d'essais expérimentaux mis en place pour les caractériser. Les résultats obtenus, à l'échelle mésoscopique et macroscopique, à partir des essais mécaniques réalisés sont détaillés dans le troisième chapitre. Les spécificités du comportement de la mèche utilisée sont abordées. Le comportement des tresses sèches et composites est analysé en fonction des paramètres géométriques utilisés dans chaque éprouvette testée.

Le quatrième chapitre présente, tout d'abord, un rappel des bases de la mécanique des milieux continus en grandes transformations nécessaire à la mise en place d'une loi de comportement pour les mèches. Les spécificités de la loi hypoélastique sont ensuite présentées. Ce modèle de comportement traduisant la particularité de la nature fibreuse du matériau est décrit sous ses deux principaux aspects : longitudinal et transverse. La méthode d'implémentation de cette loi dans le code de calcul Abaqus/Explicit est également abordée.

Dans le dernier chapitre, les différents éléments permettant d'établir une simulation par éléments finis du comportement des renforts sont décrits. Un modèle géométrique basé sur la géométrie réelle des tresses est défini dans un premier temps. Cette modélisation est réalisée à partir des images de la microtomographie aux rayons X qui sera également décrite dans ce chapitre. L'identification des paramètres du matériau nécessaire à la mise en œuvre de la loi de comportement est ensuite présentée. Une fois ces éléments définis, la simulation mésoscopique du comportement mécanique d'une tresse est abordée.

Chapitre 1

Matériaux composites à renforts textiles

Sommaire

1.1	Matériaux composites : Introduction et généralités	4
1.1.1	La matrice	5
1.1.2	Les renforts	7
1.2	Étapes d'élaboration d'un renfort textile	8
1.2.1	Les fibres	8
1.2.2	Les mèches	12
1.2.3	Différentes structures textiles	12
1.3	Les renforts tressés	15
1.3.1	Machines de tressage circulaires	15
1.3.2	Type de structures tressées	19
1.3.3	Les motifs de tressage	20
1.3.4	Les paramètres de tressage	21
1.3.5	Applications	24
1.3.6	Avantages et limites	25
1.4	Mise en œuvre des composites	25
1.4.1	RTM	26
1.4.2	VARTM	26
1.4.3	Pultrusion	27
1.4.4	Composites tressés à matrice thermoplastique	27
1.5	Différentes échelles et comportement mécanique des renforts	28
1.6	Bilan	31

1.1 Matériaux composites : Introduction et généralités

Les composites sont des matériaux hétérogènes constitués par l'assemblage de deux ou plusieurs constituants non miscibles. Ils présentent des propriétés et des avantages que leurs composants de base seuls ne possèdent pas. Ces constituants sont généralement les renforts, qui se présentent sous forme de structure fibreuse, et la matrice. Le rôle du renfort est d'assurer la fonction de résistance mécanique aux efforts. Quant à la matrice, elle permet la cohésion entre les renforts de manière à répartir les sollicitations mécaniques. Les propriétés du composite final dépendent donc des matériaux constituant le renfort et la matrice. Ces propriétés confèrent aux composites de nombreux avantages qui en font des matériaux de choix malgré leur coût élevé par rapport aux matériaux classiques. L'une des principales caractéristiques recherchées dans l'utilisation des matériaux composites est leur excellent ratio performances/poids. Leur légèreté, leur résistance mécanique, leurs propriétés thermique et phonique et leur aptitude à être conçu sur mesure sont, entre autres, des atouts fortement demandés aujourd'hui dans divers domaines industriels.

Les matériaux composites ont depuis très longtemps été utilisés par l'Homme et existent sous forme naturelle comme le bois (matrice en lignine et hémicellulose, renforts en fibres de cellulose) et l'os (matrice en collagène et renforts en hydroxyapatite). Ils sont aussi présents sous forme artificielle comme le béton armé, le GLARE (Glass-Reinforced), le torchis et les composites dentaires.

Ils se substituent de plus en plus aux métaux traditionnels dans diverses applications. Outre dans les industries aérospatiale et aéronautique, ils sont également utilisés dans les secteurs de l'automobile, du sport, du ferroviaire, de la construction navale, du génie civil, de la défense, de la biomécanique, de l'éolien, etc.

La grande diversité des matériaux et des géométries constituant un renfort et les différents types de matrice utilisés offrent de multiples possibilités pour la fabrication de composites adaptés à des applications industrielles particulières et bien précises. Les matériaux composites sont généralement classés en deux catégories :

- Les matériaux composites de *grande diffusion* : utilisés pour des sollicitations faibles et peu coûteux ce qui permet de les utiliser dans les fabrications en grandes séries.
- Les matériaux composites *hautes performances* : ont des propriétés mécaniques plus élevées mais un coût plus important.

1.1.1 La matrice

La matrice permet de lier et maintenir les fibres du renfort et d'apporter une forme à la pièce finale. Elle assure la transmission et la répartition des efforts mécaniques et la protection des renforts contre les agressions chimiques.

Il existe trois principales catégories de matrices qui sont actuellement utilisées dans la fabrication des composites :

- *Les composites à matrices céramiques (CMC)* : ils se caractérisent par des propriétés thermiques très intéressantes et un coût relativement élevé. Ils sont surtout utilisés dans l'aéronautique et le spatial.
- *Les composites à matrices métalliques (CMM)* : ils sont composés d'une matrice métallique (comme l'aluminium, le magnésium ou le zinc) et un renfort métallique ou céramique (comme les fils d'acier, les fibres de carbone ou l'alumine). Ils sont utilisés dans l'automobile, l'aérospatiale et l'électronique.
- *Les composites à matrices organiques (CMO)* : ils représentent les composites les plus utilisés dans les industries en raison de leur coût réduit et de la facilité de leur fabrication.

Les matrices utilisées dans les CMO sont des résines polymères. On distingue deux types de résines [Figure 1.1] :

- *Les résines thermoplastiques (TP)* : Elles sont sous forme solide et sont constituées de chaînes linéaires, monodimensionnelles, ramifiées ou bidimensionnelles. Ces résines sont mises en œuvre en les ramollissant par chauffage pour atteindre un état les rendant malléables puis en les solidifiant par refroidissement. Leur transformation est réversible.
- *Les résines thermodurcissables (TD)* : Elles sont sous forme liquide visqueuse et sont constituées de chaînes réticulées ou tridimensionnelles. Leur mise en forme se fait par polymérisation selon la forme souhaitée. Leur transformation est irréversible.

Généralement, les résines thermodurcissables sont les plus utilisées en raison de la facilité de leur mise en œuvre bien qu'elles présentent l'inconvénient de ne pas être recyclables. Les plus courantes sont les résines Epoxy et les résines polyester. La figure 1.2 résume les propriétés mécaniques des résines :

1. Matériaux composites à renforts textiles

Matrice	Thermoplastique TP	Thermodurcissable TD
<i>Etat de base</i>	Solide prêt à l'emploi	Liquide visqueux à polymériser
<i>Stockage</i>	Illimité	Réduit
<i>Mouillabilité des renforts</i>	Difficile	Aisée
<i>Moulage</i>	Chauffage + refroidissement	Chauffage continu
<i>Cycle</i>	Court	Long
<i>Tenue au choc</i>	Assez bonne	Limité
<i>Tenue thermique</i>	Réduite	Bonne
<i>Chutes et déchets</i>	Recyclables	Perdus ou recyclés en charges
<i>Condition de travail</i>	Propreté	Emanation pour « méthode humide »

FIGURE 1.1 – Caractéristiques des matrices thermodurcissable et thermoplastique

Résine	E [Gpa]	σ_m [Mpa]	A% [%]	d [g/cm ³]	T_g [°C]	G [Gpa]	ν
Thermodurcissable							
<i>Epoxy</i>	2,6-3,5	60-75	3,1-5,2	1,2	170-240		0,35-0,38
<i>Epon 825/ Ancamine 1482</i>	3,5	96	6,6	1,2	123	1,3	0,3
<i>Polyester</i>	2,8-3,4	21-76	1,1-3,3	1,3	75-100		0,38
Thermoplastique							
<i>Polypropylene</i>	1,4	34	200	0,9	-20		
<i>Nylon 6,6</i>	2,8	76	100	1,2	57		0,41
<i>Polyetheretherketone</i>	3,5	100	>60	1,3	143		0,4

FIGURE 1.2 – Propriétés mécanique de résines thermodurcissable et thermoplastique
[CHE 17]

1.1.2 Les renforts

Les renforts permettent d'apporter les caractéristiques mécaniques souhaitées dans les composites. L'arrangement des fibres constituant le renfort et leur orientation permettent de renforcer ces caractéristiques et d'assurer une ténacité et une résistance aux sollicitations. On distingue trois types de renforts :

- Les renforts *particulaires* : La matrice est renforcée par des particules de dimensions variables n'ayant pas forcément une orientation privilégiée. Les particules les plus grosses ont plus de rigidité que la matrice. Cette dernière leur transmet une partie des contraintes qu'elle subit. Lorsque la taille des particules est plus petite (entre $0.01\ \mu\text{m}$ et $0.1\ \mu\text{m}$) il s'agit d'un renforcement par dispersion où les interactions entre la matrice et le renfort surviennent à l'échelle atomique ou moléculaire.
- Les renforts à *fibres discontinues* : Constitués de fibres courtes de longueur faible devant les dimensions de la pièce finale. Ces fibres sont dispersées de manière aléatoire sans avoir forcément une orientation particulière et viennent renforcer la matrice et améliorer ses caractéristiques mécaniques. Leur assemblage se fait en nappes appelées mats.
- Les renforts à *fibres continues* : Constitués de fibres très longues dont les directions définissent les caractéristiques mécaniques du composite final. Dans ce cas, c'est la structure fibreuse qui apporte toute la résistance aux sollicitations mécaniques. La matrice intervient juste pour assurer la cohésion du renfort et améliorer le comportement mécanique dans les directions différentes de celles des fibres.

Les travaux de thèse présentés dans ce manuscrit seront axés uniquement sur l'étude des renforts à fibres continues pour les composites à matrice organique. On s'intéressera particulièrement aux renforts tressés en fibre de carbone.

1.2 Étapes d'élaboration d'un renfort textile

Pour fabriquer des renforts, les fibres sont produites, assemblées en mèches puis agencées et liées pour former une structure textile adaptée aux différentes sollicitations mécaniques. Plusieurs types de préformes existent : les renforts unidirectionnels (UD), les structures tricotées, tissées, non tissées et tressées.

Dans ce manuscrit de thèse, l'étude porte sur les renforts tressés en fibre de carbone. Les principales étapes de fabrication des fibres de carbone ainsi que les différents types de renforts (le tressage en particulier) seront présentés dans cette partie.

1.2.1 Les fibres

Plusieurs fibres sont utilisées dans les matériaux composites, notamment le verre, le carbone, l'aramide, le bore, la silice, etc.

La fibre de carbone

Les fibres de carbone ont un diamètre de l'ordre de 5 à 10 μm . Elles se présentent souvent sous forme de filaments continus, mais peuvent aussi être employées sous forme de filés de fibres. Elles sont utilisées principalement dans les renforts de matériaux composites de hautes performances en raison de leurs propriétés physiques et mécaniques très intéressantes par rapport aux autres fibres utilisées [Figure 1.3]. Elles sont caractérisées par une faible masse volumique comprise entre 1,75 et 1,95 g/cm^3 et possèdent une résistance élevée à la traction, une bonne conductivité électrique, une bonne tenue en température (à plus de 2500°C dans un milieu inerte), une inertie chimique (sauf à l'oxydation) et une excellente résistance à la compression et à la fatigue. Leur tenue aux chocs est faible mais peut être améliorée dans les composites à base de fibres de carbone par l'ajout de charges (généralement thermoplastique) dans les résines époxydes utilisées dans l'aéronautique par exemple.

Fibre	E [Gpa]	σ_m [Gpa]	A% [%]	d [g/cm ³]	CTE [10 ⁻⁶ /°C]	G [Gpa]	ν	λ [W/m/K]	T_{max} [°C]	Ω [μΩm]
Verre										
<i>E-glass</i>	72	3,5	4,4-4,8	2,54-2,6		30	0,2	1,3		
<i>S-Glass</i>	85	4,6-4,8	5,3-5,7	2,48		35	0,22			
Aramide										
<i>Kevlar 29</i>	70,3	3,6	3,6	1,44				0,0400	149-177	
<i>Kevlar 49</i>	112-138	3,6	2,4	1,44		2,86			149-177	
<i>Kevlar 149</i>	179	3,5	1,9	1,47			0,35	0,0400	425	
<i>Technora H</i>	70	3	4,4	1,39						
Carbone										
<i>T300</i>	230	3,5	1,5	1,75	-0,6		0,2	3,06		18
<i>IM6</i>	276	5,5	2,0	1,76						
<i>UHM</i>	440	3,7	0,80	1,87						
<i>IMT</i>	300	5,3	1,8	1,78					500	
<i>AS4</i>	231	4,5	1,8	1,79	-0,9				500	3,2
Autres										
<i>Basalte</i>	79-93	3,0-4,8	3,1	2,8-2,9				0,031- 0,038	980	
<i>Bore</i>	400	3,6	1	2,53	4,5		0,2		500	
<i>Dyneema</i>	110	3,5		0,970					150	

FIGURE 1.3 – Caractéristiques des fibres [CHE 17]

Procédé d'obtention de la fibre de carbone

La fibre de carbone peut être obtenue par la thermolyse de trois types de fibres organiques qu'on appelle précurseurs et qui sont : La rayonne (Cellulose régénérée), le brai (Issus de résidus de houille ou de pétrole) et le polyacrylonitrile (PAN) $[(CH_2-CH-CN)_n]$. Les différentes étapes de sa production à partir de ces trois précurseurs (Rayonne, Brai et PAN) sont détaillées dans [DUP 08]. Le précurseur le plus couramment utilisé est le PAN.

Pour obtenir la fibre de carbone à partir du PAN, on utilise les procédés illustrés dans la figure suivante :

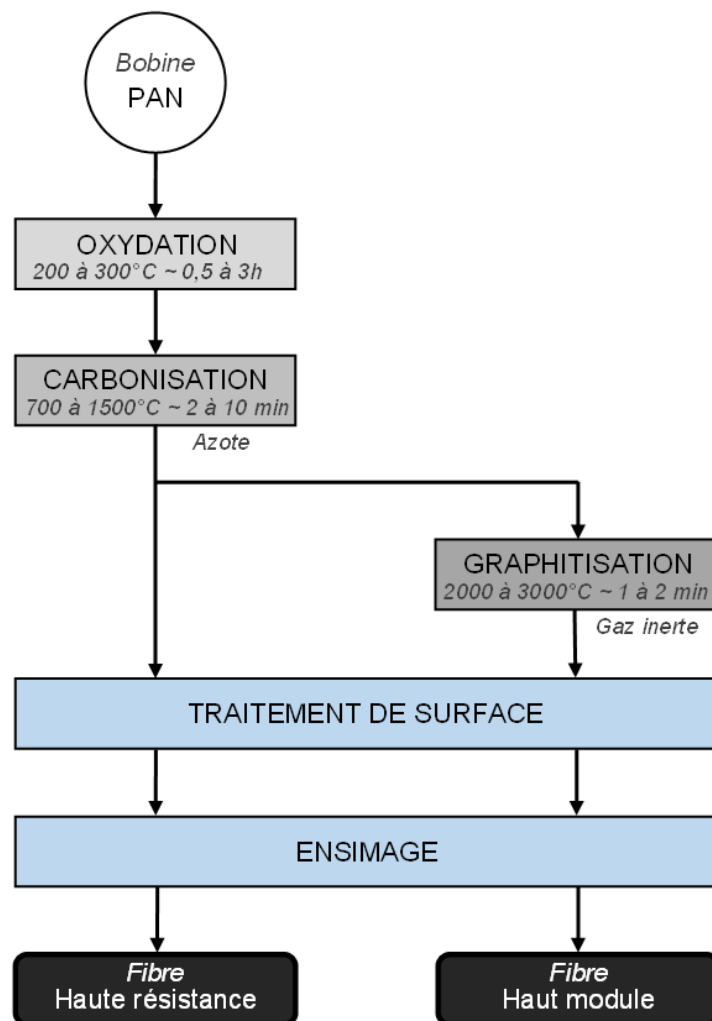


FIGURE 1.4 – Processus d'élaboration de fibres de carbone

La première étape consiste en l'oxydation à l'air des fibres de polyacrylonitrile à 200-300°C pour une durée qui varie entre 30 min à 3 h. Le précurseur est ensuite carbonisé sous azote, à une température allant jusqu'à 1500°C pendant 2 à 10 min. La fibre obtenue contient entre 90 et 97% de carbone, moins de 10% d'azote, environ 1% d'oxygène et moins de 1% d'hydrogène et peut être directement utilisée après traitement de surface. Elle est dite « Haute Résistance (HR) » en raison de sa résistance en traction élevée et qui atteint son optimum vers 1400°C [Figure 1.5]. Le module d'Young, quant à lui, continue d'augmenter avec la température ce qui permettra d'obtenir une autre catégorie de fibre de carbone dite « Haut Module (HM) ».

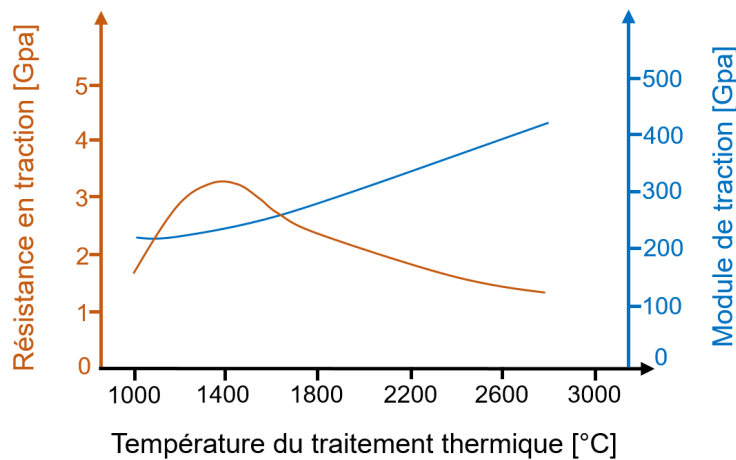


FIGURE 1.5 – Effet du traitement thermique sur des fibres de carbone

Ces fibres « HM » sont produites par une phase complémentaire de graphitisation. Cette dernière est réalisée sous gaz inerte à une température de 2000 à 3000°C. Elle permet d'éliminer les atomes d'azote et d'oxygène de la structure et ainsi d'obtenir une fibre contenant plus de 99 % de carbone. Les fibres HM ou HR obtenues subissent un traitement de surface par oxydation électrolytique. C'est un procédé chimique qui permet la création de fonctions chimiques polaires à la surface des fibres. Étant donné que le carbone présente naturellement une faible adhérence vis-à-vis d'une matrice polymérique, cette étape est essentielle afin de faciliter et d'améliorer la liaison fibre-matrice. La dernière étape de production est l'ensimage qui consiste en l'application d'un agent lubrifiant pour lier les monofilaments d'une mèche et améliorer sa résistance à l'abrasion. Il permet également de faciliter la mise en œuvre de la fibre de carbone dans les procédés de transformation comme le tissage, le tressage et la préimprégnation.

1.2.2 Les mèches

Afin de construire une structure textile, les fibres obtenues sont assemblées pour former des mèches. Une mèche est constituée de quelques milliers de filaments continus qui peuvent être maintenus par une faible torsion ou une adhésion chimique. Différents paramètres peuvent caractériser les mèches : le matériau, le nombre de filaments (par exemple 6000, 12000 ou 48000 filaments et qu'on note généralement dans le cas de la fibre de carbone 6K, 12K ou 48K), le diamètre des fibres, le titre ou la masse linéique mesurés en tex, la résistance à la traction, la ténacité (définie par la résistance ramenée à 1 tex [N/tex]) et la rigidité (Module d'Young E).

1.2.3 Différentes structures textiles

L'assemblage des mèches réalisées permet de former une structure de renfort textile. Il existe une grande variété d'assemblages : les renforts unidirectionnels, les stratifiés, les multicouches cousus, les renforts tissés ou tricotés et les structures tressées, etc. Le choix de la technologie à utiliser dépend des propriétés et de l'application finale recherchées.

Les renforts UD

Une des possibilités d'assemblage des mèches est de les juxtaposer parallèlement sur un plan et de les empiler pour former des nappes unidirectionnelles. Les renforts ainsi obtenus présentent de très bonnes propriétés mécaniques, notamment en traction, dans la direction des fibres qui ont généralement la même orientation. Cependant, ces propriétés sont faibles dans les autres directions du renfort. De plus, en raison de l'absence de cohésion entre les mèches, le renfort présente des inconvénients lors de sa mise en forme. Pour renforcer le renfort UD, plusieurs plis peuvent être empilés avec des orientations différentes et cousus par un fil fin inséré dans l'épaisseur. Ce qui permet d'obtenir ce qu'on appelle un renfort NCF « Non Crimp Fabric ».

Les renforts non tissés

Les structures non-tissées sont constituées de fibres discontinues avec ou sans orientation. La cohésion entre ces fibres est maintenue grâce à des procédés mécaniques, physiques ou chimiques pour former ce qu'on appelle une nappe de fibres ou un voile.

La formation d'un non-tissé s'effectue en trois étapes [PAY 13] :

- La fabrication de la nappe de fibres : qui peut être réalisée par cinq types de procédés (La voie sèche, la voie aérodynamique, la voie humide, la voie fondue et la voie solvant).
- La consolidation de cette nappe : soit par consolidation mécanique en utilisant les procédés d'aiguilletage ou de l'hydroliage, soit par consolidation thermique ou chimique.
- Traitements de finition.

Les non-tissés sont utilisés dans plusieurs domaines notamment dans l'isolation thermique et acoustique des bâtiments, la fabrication des filtres industriels, l'automobile, les produits d'hygiène, les produits à usage médical et comme renforts pour les matériaux composites.

Les renforts tissés

Les renforts tissés peuvent être bidimensionnels ou tridimensionnels.

Le tissage (2D) est un procédé textile qui permet de produire une préforme en entrecroisant deux séries de fils, l'une perpendiculaire à l'autre. Les fils qui suivent la direction longitudinale (direction de production) sont appelés fils de chaîne, ceux qui suivent la direction transversale sont les fils de trame. Il est possible d'entrelacer ces fils suivant plusieurs modes qu'on appelle armures.

Trois principales armures existent :

- La toile : c'est la structure tissée la plus simple à réaliser. Son entrecroisement est réalisé par le passage successif de chaque fil de trame au-dessus puis directement en dessous d'un fil de chaîne. La toile est caractérisée par la densité de sa structure et sa faible déformabilité.
- Le sergé : L'entrecroisement est réalisé par le passage d'un fil de trame en dessous d'un puis au-dessus de deux fils de chaînes en décalant d'un fil à chaque passage.
- Le satin : c'est un tissu plus souple que les deux premiers en raison de l'entrecroisement des fils qui est beaucoup moins dense que dans les deux autres cas. Il est formé par le passage d'un fil de chaîne au-dessus d'un puis en dessous de N fils de trame.

Le comportement des structures tissées dépend fortement de la nature des fils utilisés et leurs titres, l'armure choisie et la densité en fils de chaîne et en fils de trame. En plus de ces paramètres s'ajoute l'ondulation du tissu, caractérisée par l'embuvage, qui peut dégrader les propriétés du renfort [BUE 98] [BOI 01] [LOM 05] [HIV 08].

Le tissage est le procédé le plus utilisé actuellement pour produire des renforts en raison de sa simplicité et rapidité. Il permet de créer des structures 2D planes qui peuvent avoir des caractéristiques spécifiques dans chacune de leurs deux directions en raison des différentes géométries et armures possibles et de la possibilité d'entrelacer différents types de fils dans un seul tissu. Dans le sens de l'épaisseur, les tissus 2D présentent de faibles propriétés mécaniques. Pour pouvoir optimiser la raideur du matériau fini, il est possible d'empiler plusieurs couches de tissus 2D (Stratifié). Le liage entre ces plis n'est cependant assuré que par la matrice. Le composite est dans ce cas soumis au délaminage ce qui détériore fortement ses propriétés mécaniques.

Parmi les structures 3D produites par la technologie du tissage, on trouve les tissus multicouches (Tissus interlock). Le tissu interlock est formé par empilement de plusieurs couches 2D en les assemblant entre elles par un ou des fils de liage qui sont certains fils de chaînes ou de trame. Ces tissus possèdent des propriétés mécaniques intéressantes et

permettent d'éviter le problème de délaminage mais sont très coûteux et ne sont généralement utilisés pour l'instant que dans des applications aéronautiques et aérospatiales. Différents agencements de ce type de tissus sont possibles et influencent directement le comportement en tension de la structure comme expliqué dans [GU 02].

La figure 1.6 illustre ces différentes architectures qui se basent sur la trajectoire du fil liant dans l'épaisseur.

- Armure 1 : Les couches sont liées deux à deux par des fils de chaîne.
- Armure 2 : les fils de chaîne sur les surfaces extérieures lient toutes les couches entre elles en traversant toute l'épaisseur du tissu.
- Armure 3 : les fils de chaîne lient plusieurs couches en suivant la même trajectoire.
- Armure 4 : les fils de chaîne lient plusieurs couches aléatoirement.

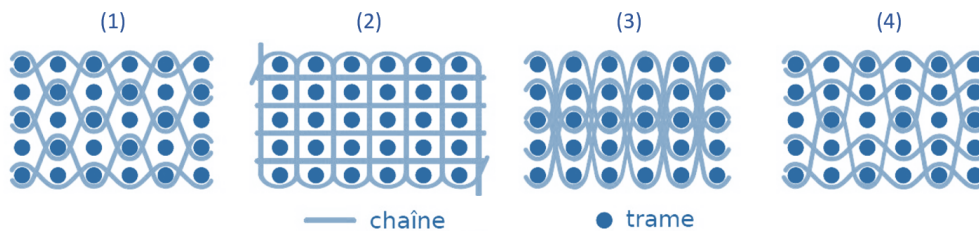


FIGURE 1.6 – Armures de tissus 3D [GU 02]

Les tissus interlocks sont fabriqués en utilisant des métiers à tisser classiques destinés aux tissus 2D [MOU 99] [XIA 11] [TON 02] en les adaptant un peu par exemple en ajoutant des ensouples supplémentaires pour pouvoir réguler et maintenir une tension constante dans les nombreuses couches de fils à produire. Cela rend la production peu coûteuse comparée aux autres procédés textiles 3D. En plus de cet avantage, les fils de liage confèrent à la structure une très bonne cohésion et réduisent beaucoup le délaminage et le glissement entre les couches. L'ajout de ces fils garantit à la structure un meilleur comportement mécanique en traction, compression et flexion [COX 94] [COX 96] par rapport aux tissés 2D empilés [KOS 94].

Les renforts tricotés

Le tricotage est un procédé textile qui consiste en la formation d'une série de boucles de fil reliées entre elles qu'on appelle « mailles ». Ces séries de mailles forment un tricot. Deux grandes catégories de tricots existent [WEI 10] :

- Tricots à maille cueillie qui sont formés par un seul fil qui vient alimenter toutes les aiguilles pour former des boucles. Ces dernières seront cueillies par les mailles de la rangée précédente. Ce tricot est démaillable et très extensible.
- Tricots à maille jetée qui sont produits par plusieurs fils qui viennent chacun alimenter une aiguille. Ces fils sont déplacés à droite ou à gauche d'une aiguille à l'autre pour former l'entrecroisement et le liage avec les mailles voisines. Ces tricots, dit indémaillables, sont moins extensibles que les premiers.

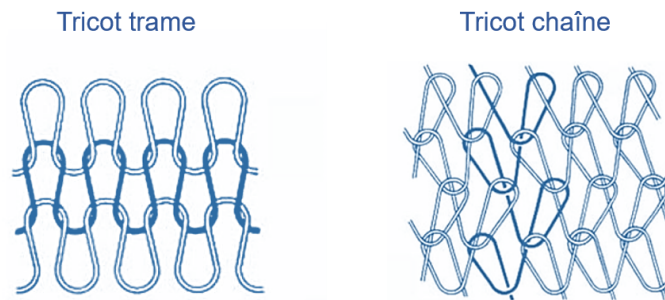


FIGURE 1.7 – Tricot [WEI 10]

1.3 Les renforts tressés

Le tressage est un procédé qui consiste à entrelacer trois ou plusieurs fils suivant une diagonale par rapport à l'axe longitudinal du produit. Cela permet d'obtenir un produit plus épais, plus résistant ou plus large ou de recouvrir une pièce d'une certaine forme. Les textiles tressés sont utilisés depuis des siècles dans les cordes ou les lacets. On leur trouve d'autres utilisations dans les gaines électriques, les cordes de parachute, les filets de pêche ou les mèches de bougie et plus récemment en tant que renforts de composites comme pour les cadres de vélo, les clubs de golf ou encore les raquettes de tennis.



FIGURE 1.8 – Tresse métallique

1.3.1 Machines de tressage circulaires

Il existe plusieurs types de machines de tressage. Les plus utilisées sont les machines circulaires de tressage. Avec ces machines deux types de procédés sont possibles : dans le cas du tressage 2D, les fils sont entrelacés dans leur plan, tandis que lors du tressage 3D, plusieurs couches sont continuellement entrelacées dans l'épaisseur. Dans les deux procédés, il est possible de former des architectures tressées pouvant s'adapter à des applications structurelles spécifiques.

Machine circulaire de tressage 2D

Dans le cas du tressage 2D, la tresseuse ne contient qu'un seul niveau (couronne) de fuseaux. Ces fuseaux se déplacent suivant une trajectoire circulaire et sinusoïdale par rapport à l'axe de la machine en raison des mécanismes de rotation du système des roues à encoches. Les fuseaux se déplacent d'une position à une autre et mènent les fils pour former un motif entrelacé dans la tresse.

Les fuseaux forment deux groupes. Un groupe se déplace dans le sens des aiguilles d'une montre et l'autre se déplace dans le sens contraire. Lorsqu'il s'agit de tresser sur un mandrin, ce dernier est placé au centre de la machine perpendiculairement à son plan. Le mouvement de translation du mandrin permet à la tresse d'être construite sur toute la surface du mandrin. Le mouvement circulaire des fuseaux autour de l'axe de tressage enroule les fils sur le mandrin, quand leur mouvement sinusoïdal permet l'entrelacement des fils. Les fils sortant des bobines s'entrelacent progressivement, formant une zone de convergence entre le plan de la machine et le commencement de la tresse situé au point de contact avec le mandrin qu'on appelle le point de tressage.



FIGURE 1.9 – Tresseuse circulaire 2D

Machine circulaire de tressage 3D

La machine de tressage 3D ou tressage interlock dispose de plusieurs niveaux de couronnes coaxiales de roues à encoches et donc de fuseaux. A l'aide d'un système de commutation, Il est possible de faire passer un fuseau d'une couronne à l'autre. Le fuseau peut donc se déplacer le long de la hauteur de la plateforme de la tresseuse. Ainsi,

le déplacement de certains fuseaux sur deux niveaux produit un interlock de couches. D'autres fuseaux internes ou externes se déplacent d'un seul niveau fermant ainsi le chemin du tressage sur la plateforme. Le tressage en interlock permet l'introduction de fils axiaux, provenant du centre des roues à encoches, sans aucun mouvement de rotation.

Les tresses 3D se caractérisent par le fait qu'elles possèdent un renforcement dans l'épaisseur. Elles sont aussi facilement adaptables à la fabrication de formes complexes allant des structures tubulaires aux tiges solides et des formes en I. Les tresses 3D sont produites sur des machines rotatives et cartésiennes comme pour fabriquer des cordes et des structures en sections pleines, circulaires ou carrées.

Fonctionnement d'une tresseuse circulaire 2D

Cette partie détaille le fonctionnement d'une machine de tressage circulaire 2D pour la production de tresse tubulaire. La figure 1.10 illustre les principaux éléments constituant une tresseuse.

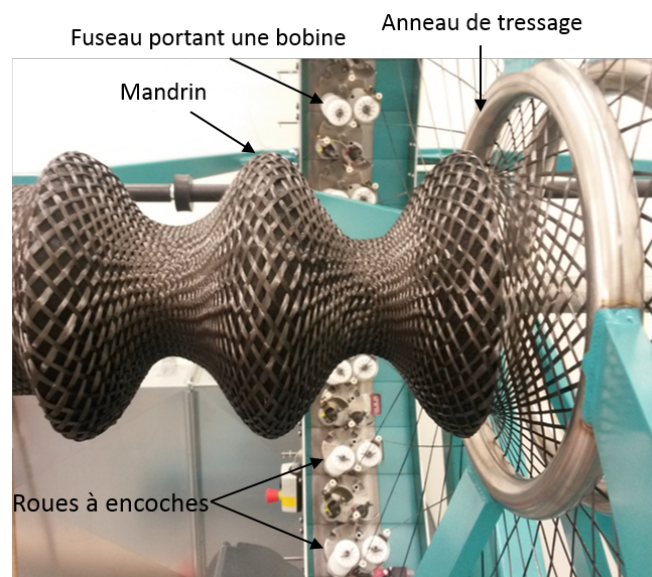


FIGURE 1.10 – Éléments constituant une tresseuse

Une machine peut être dite verticale ou horizontale selon la direction de tressage par rapport au sol. Une machine de tressage conventionnelle est composée d'un bâti (horizontal ou vertical) supportant un train de roues à encoches [Figure 1.11]. Elles sont disposées de manière circulaire sur le bâti. Ces roues sont composées d'engrenages formant alors un train d'engrenages avec toutes les roues et dictant le sens de rotation des roues. Les roues sont en contact entre elles gardant tout de même un jeu fonctionnel. Les encoches permettent de porter le fuseau : la pièce portant la bobine. Le fuseau passe ainsi de roue en roue grâce à la disposition des encoches sur les roues. La capacité d'une machine sera définie alors par le nombre de bobines qu'elle peut supporter.

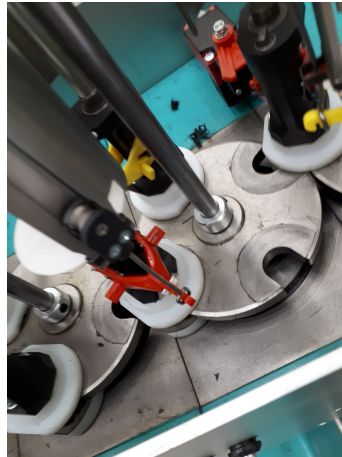


FIGURE 1.11 – Image d'une roue à encoche

Le fuseau [Figure 1.12] dispose d'un axe où se monte la bobine de fil. Il assure également le maintien d'une tension de fil lors du processus. Cette fonction est essentielle pour garantir un tressage constant durant tout le processus. La tension du fil aide à diminuer l'impact des frottements des fils entre eux lors du processus. Le procédé peut également utiliser un anneau afin de garantir la convergence des fils de tressage.

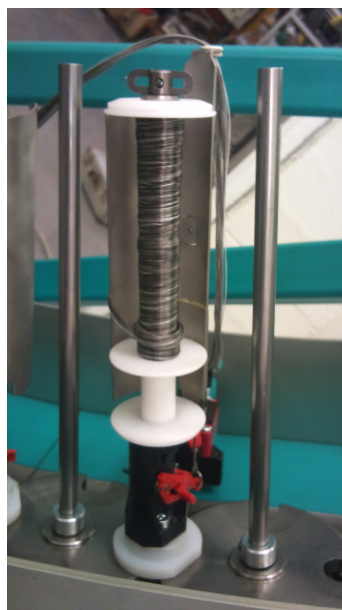


FIGURE 1.12 – Image d'un fuseau équipé d'une bobine

Les fils sortant du fuseau se rejoignent en un point au bout d'un mandrin. Le mandrin prend la forme d'un tube du diamètre voulu pour la tresse. Le mandrin est positionné suivant l'axe principal de la machine. Un système de traction permet de tirer le mandrin simultanément à la formation de la tresse.

Le nombre maximal de fuseaux est limité par le nombre d'encoches par roue. Une plaque de guidage donne successivement une trajectoire dans le sens horaire ou antihoraire par rapport à l'axe de l'ensemble des roues. Ainsi les fils peuvent s'enlacer entre eux.

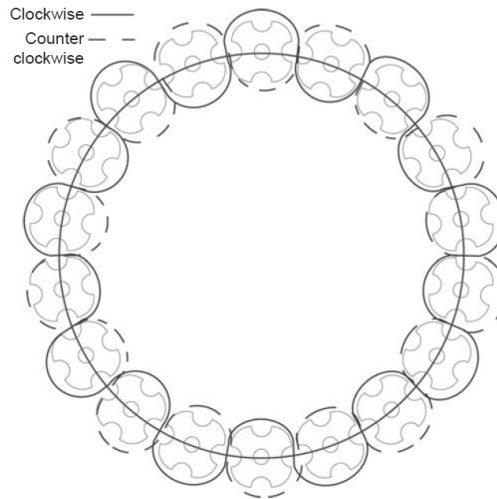


FIGURE 1.13 – Trajectoire sinusoïdale d'une bobine [CHE 17]

1.3.2 Type de structures tressées

Les structures de tresses peuvent être classées en deux catégories :

- Tresses bidimensionnelles (2D)
- Tresses tridimensionnelles (3D)

Les tresses bidimensionnelles (2D) correspondent à des structures à une seule couche, tandis que les tresses 3D représentent des structures interconnectées à plusieurs couches.

Les préformes tressées 2D peuvent être soit des structures biaxiales ou triaxiales.

Les tresses biaxiales sont formées par l'entrelacement de deux groupes de fils de biais qui se déplacent dans des sens opposés. L'utilisation de la configuration biaxiale est plus courante en raison de son élaboration prévisible et son adaptabilité à épouser différentes formes. Elle peut être tressée sur des mandrins de différents diamètres sans créer de plis ou d'ondulations. Cependant, ces structures peuvent avoir de faibles résistances à la compression et ne présentent pas une bonne homogénéité du taux de fibre.

Les tresses triaxiales sont formées par l'insertion d'un fil longitudinal entre les deux fils biaxiaux entrelacés ajoutant ainsi une troisième direction à la structure. Ces fils sont souvent appelés fils droits ou fils axiaux et sont parallèles à l'axe de production. L'ajout de ces fils contribue à la performance globale de la tresse. Ils lui confèrent des caractéristiques de résistance à la traction et à la compression et un taux de recouvrement plus important que dans la structure biaxiale. Cependant, l'utilisation de ces fils augmente le taux d'ondulation dans la tresse.

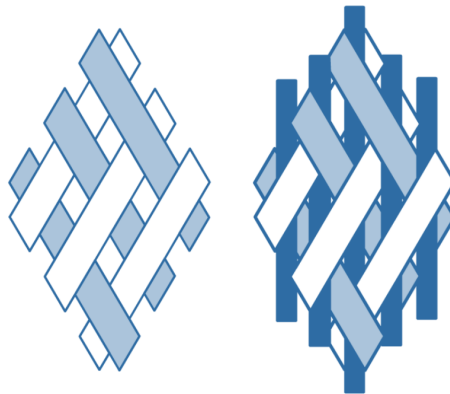


FIGURE 1.14 – Une tresse biaxiale, à gauche, triaxiale, à droite

1.3.3 Les motifs de tressage

Les tresses peuvent être classées en fonction de l'entrelacement de leurs fils et leur orientation dans la structure finale. Le tressage et le tissage sont similaires puisque les deux procédés consistent en l'entrelacement des fils. Par contre le tissage ne peut former que des structures entrelacées de manière orthogonale, tandis que le tressage peut produire des entrelacements de fils à différents angles.

Les motifs de tissage courants incluent : Toile (1/1), sergé (2/2), sergé (3/3). Les motifs de tresse qui leur sont analogues sont : Diamond (1/1), régulier (2/2) et Hercules (3/3). La géométrie des motifs de tresse et d'armure est illustrée à la figure 1.15.

Les principaux motifs utilisés sont :

- Tresses Diamond : L'entrelacement (1/1) des fils au cours du tressage donne la structure en tresse « Diamond », qui est similaire à la structure du tissu toile. Chaque fil passe successivement en dessous puis au-dessus d'un autre.
- Tresses Regular : Les constructions de tresses dites « Regular » sont des motifs (2/2) de fils imbriqués, et cette structure tressée est similaire à la structure de tissu en sergé (2/2). Dans ce motif, chaque fil passe en dessous puis au-dessus de deux fils. Le fil voisin prend le même motif mais décalé d'un fil.
- Tresses Hercules : La configuration « Hercules » est formée par l'entrelacement des fils en (3/3) au cours du tressage, elle est similaire à la structure de tissu en sergé (3/3). Dans ce motif, même principe que le Regular, chaque fil passe en dessous puis au-dessus de trois fils. Le fil voisin prend le même motif mais décalé de un fil.

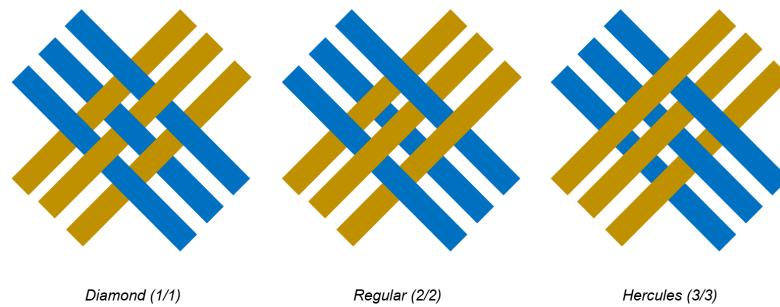


FIGURE 1.15 – Motifs de tressage

1.3.4 Les paramètres de tressage

La géométrie d'une structure tressée est caractérisée par plusieurs paramètres qu'on peut classer en deux catégories :

- Les paramètres procédé
- Les paramètres de la tresse

Les paramètres du procédé sont liés à la machine de tressage. L'opérateur doit régler les vitesses des deux degrés de liberté mobiles à savoir : la vitesse de rotation de l'ensemble des bobines et la vitesse d'avance du mandrin.

La vitesse de rotation globale des bobines par rapport à l'axe de la tresse (ou du mandrin) dépend de la vitesse de rotation des roues à encoches. Soit l'équation suivante [GUY 12] :

$$\omega = \frac{\Omega}{2N} \quad (1.1)$$

N : Nombre de roues à encoches

Ω : Vitesse de rotation des roues à encoches

ω : Vitesse de rotation des bobines

La vitesse de déplacement du mandrin (V) sur lequel est placée la tresse doit aussi être maîtrisée. Elle impacte directement l'angle de tressage.

On trouve également dans les paramètres "procédé" d'une tresse le nombre de bobines utilisées. Cela correspond au nombre de fils différents utilisés pour la tresse.

Pour une tresse 2D tubulaire, les paramètres géométriques sont au nombre de quatre. L'angle de tressage θ est l'un des principaux paramètres influents sur la géométrie de la tresse et ses propriétés finales. Il est défini par l'angle formé entre les fils de biais (biaxiaux) et l'axe longitudinal de la tresse [Figure 1.16].

Il est une composante directe du rapport entre la vitesse du mandrin et la vitesse de rotation des bobines [Equation 1.2] :

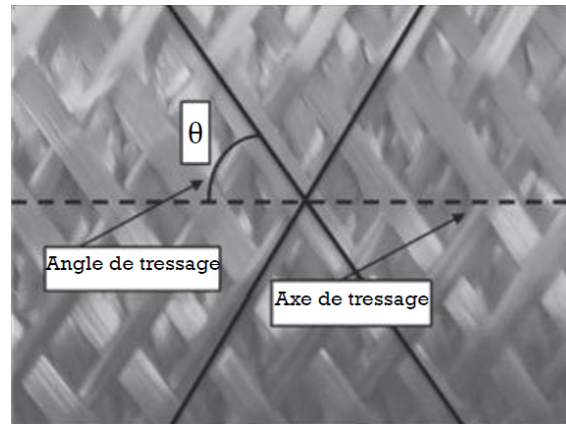


FIGURE 1.16 – Angle de tissage [RAN 15]

$$\theta = \arctan \frac{\omega \cdot D}{N \cdot V} \quad (1.2)$$

θ : Angle de tissage [rad]

ω : Vitesse des bobines [rad/s]

V : Vitesse de déplacement du mandrin [m/s]

D : Diamètre de la tresse [m]

N : Nombre des roues à encoches

Une faible vitesse de tirage résulte en un grand angle de tissage et inversement, un petit angle de tissage est dû à une grande vitesse de tirage [Tableau 1.17]

Paramètre		Angle de tissage
Vitesse de tirage du mandrin	↑	↓
Vitesse des bobines	↑	↑
Diamètre du mandrin	↑	↑

FIGURE 1.17 – Influence des paramètres de tissage

Le second paramètre est l'embuvage. Il rend compte de l'impact de l'ondulation du fil entrelacé sur la longueur de la tresse [Figure 1.18] . Ce taux est exprimé de la manière suivante :

$$e = \frac{L - l}{L} \times 100 \quad (1.3)$$

e : Taux d'embuvage [%]

L : Longueur initiale du fil [m]

l : Longueur de la tresse [m]

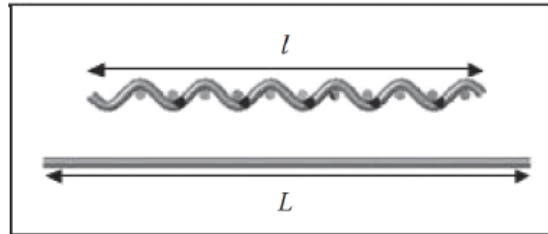


FIGURE 1.18 – Ondulation d'un fil [RAN 15]

On établit le taux de recouvrement, pour un diamètre de mandrin donné, par le ratio entre la surface occupée par les fils et la surface du mandrin [Figure 1.19]. Il est dépendant du nombre de fils utilisés. Soit :

$$C = 1 - \frac{S_y}{S_m} \quad (1.4)$$

C : Taux de couverture [%]

S_m : Surface du mandrin [m^2]

S_y : Surface occupée par les fils [m^2]

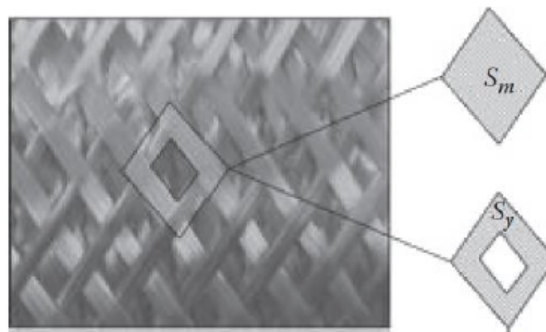


FIGURE 1.19 – Surfaces définissant le taux de couverture d'une tresse [RAN 15]

Pour finir, on définit le paramètre final de la tresse : son diamètre, qui peut être égal au diamètre du mandrin. Il influe également sur l'angle de tressage et inversement.

L'angle de tressage constitue l'élément le plus important à évaluer et maîtriser [GUY 13]. Il agit directement sur les propriétés géométriques de la structure finale. En plus d'influer sur le taux de recouvrement de la tresse, il agit sur l'orientation des fils dans la tresse ce qui impacte les propriétés mécaniques de la tresse finale [AYR 10]. En effet, un petit

angle de tressage entraîne une orientation longitudinale des fils et donc des propriétés plus intéressantes dans cette direction mais plus faible dans la direction transverse de la structure. Une bonne maîtrise et optimisation de l'angle de tressage permet d'obtenir une structure dont les propriétés sont équilibrées dans les deux sens : longitudinal et transverse de la tresse.

1.3.5 Applications

Les tresses ont d'innombrables applications notamment dans le domaine médical, le génie civil ou encore le transport. Les structures tressées sont connues pour leurs propriétés mécaniques exceptionnelles dans la direction longitudinale et ont trouvé diverses applications dans les implants médicaux qui nécessitent une bonne biostabilité. Les plus importants implants médicaux tressés sont des ligaments artificiels.

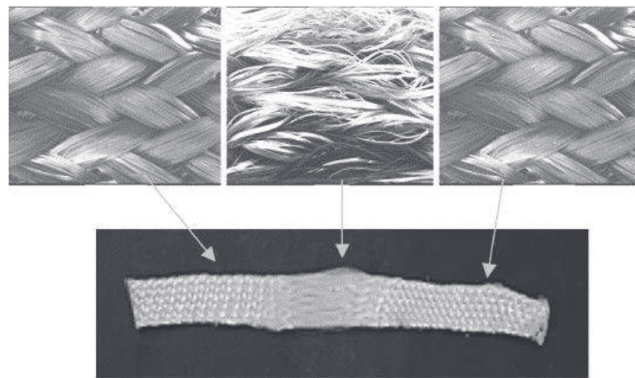


FIGURE 1.20 – Matrice ligamentaire hétérogène en PLA tressé [COO 05]

Dans le domaine du génie civil, le béton armé d'acier est un exemple idéal de matériaux composites. On peut retrouver du béton armé fait de tresse métallique du fait de son excellente résistance à la traction.

Les secteurs automobile et aéronautique, pionniers de l'utilisation des matériaux composites industriels utilisent les structures tressées dans de nombreuses applications [RAN 15], notamment dans les hélices d'avion et les carters de soufflantes dans l'aéronautique ou dans les absorbeurs de chocs dans l'automobile. Elles sont principalement utilisées afin d'augmenter la résistance mécanique d'une pièce tout en gardant une masse minimale.

Aussi dans le cyclisme, on retrouve des vélos haut-de-gamme avec un cadre entier fait d'assemblage de tresse composite.



FIGURE 1.21 – Vélo avec cadre en composite TIME

1.3.6 Avantages et limites

Le procédé de tressage présente de multiples avantages. Les structures tressées se caractérisent par de bonnes performances mécaniques, notamment en résistance à la traction.

On peut souligner sa capacité à réaliser des formes complexes par rapport aux techniques conventionnelles de tissage. Il est aussi bien adapté pour les formes profilées. Il permet ainsi de réduire les coûts et le temps de production par rapport aux autres procédés textiles. Le développement des équipements de tressage montre une tendance vers la fabrication automatisée d'une variété de structures tressées.

Contrairement au tissage, dans le tressage il n'y a pas besoin d'étapes pour tasser les fils dans la structure. L'architecture de la tresse est créée directement par le glissement des fils et leur écartement.

Cependant, bien que les structures obtenues par tressage aient une bonne résistance à l'impact et à la fatigue, ils manquent de renforcement dans la direction transverse de la production ce qui engendre une grande déformabilité du diamètre. Aussi, l'entrelacement des fils, en particulier dans les tresses triaxiales, peut former des ondulations à l'échelle mésoscopique.

1.4 Mise en œuvre des composites

Les matériaux composites sont largement utilisés dans plusieurs domaines. L'un des facteurs qui pourraient limiter leur utilisation est l'incohérence des propriétés mécaniques due aux concentrations des contraintes causées par les vides présents dans les matériaux à la suite d'une imprégnation non homogène des fibres. Pour produire un composite tressé, l'imprégnation des fibres est alors aussi importante que la fabrication des renforts secs.

Il existe plusieurs procédés de mise en œuvre des composites. Une méthode très simple consiste en l'imprégnation manuelle des préformes à l'aide d'un pinceau ou d'une brosse.

C'est la technique la moins coûteuse mais les propriétés finales du produit dépendent fortement de la bonne application de la résine sur la préforme par l'opérateur [BRO 88a] [BRO 88b].

Une solution pourrait être de pré-imprégner les fibres avant leur dépôt sur le mandrin. Kruesi et al. [KRU 87] ont proposé d'équiper la tresseuse d'un anneau d'imprégnation. Ce dernier contient des petits trous à travers lesquels la résine est appliquée directement sur les fils qui entre en contact avec l'anneau juste avant la formation de la tresse.

Parmi les procédés de fabrication des composites tressés, on distingue ceux utilisant des matrices thermodurcissables et ceux utilisant des matrices thermoplastiques.

1.4.1 RTM

Le RTM (Resin Transfert Molding) ou Moulage par Transfert de Résine fait partie de la famille des procédés LCM (Liquid Composite Molding). Il est fréquemment utilisé pour fabriquer des matériaux composites de formes complexes notamment les composites tressés à matrices thermodurcissables. En plus de son coût de production faible, le RTM a l'avantage d'avoir un bon taux de productibilité et de permettre d'obtenir des pièces avec une très bonne qualité de surface et un taux volumique de fibres élevé.

Le procédé RTM, schématisé dans la figure 1.22, consiste en l'injection sous basse pression (<10 bars) d'une résine de faible viscosité (0.1 à 1 Pa.s) [BOI 91] dans un moule fermé dans lequel le renfort a été préalablement placé. Une fois que la résine remplit l'entrefer du moule et imprègne tout le renfort, l'injection est arrêtée. Le moule est ensuite chauffé et maintenu en température le temps de la réticulation de la résine. Plusieurs travaux de recherche ont étudié le RTM, notamment pour fabriquer des tubes composites tressés [MUN 90] [MIC 89] ou des mises en forme de tresses 2D [UOZ 05].

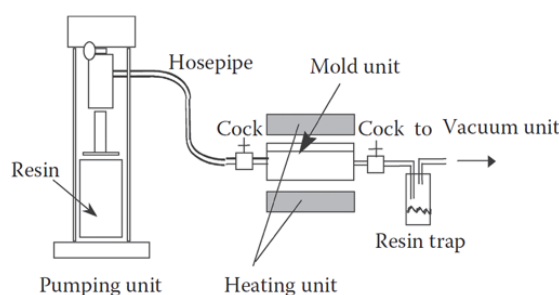


FIGURE 1.22 – Schéma du procédé RTM [UOZ 05]

1.4.2 VARTM

Le VARTM (Vacuum Assisted Resin Transfer Molding), qui est une variante du RTM, est aussi utilisé pour fabriquer des tubes composites tressés [TAT 04]. En plus du sys-

tème d'injection de la résine et du moule, le mécanisme est constitué d'un système de pompes à vide qui sont reliées à différents endroits du moule. Cela permet l'aspiration sous vide de la résine, ce qui favorise la bonne imprégnation du renfort et empêche la formation des vides sur le produit.

1.4.3 Pultrusion

Les tresses composites peuvent être produites aussi en combinant le tressage et la pultrusion en un seul procédé. [AHM 09] .

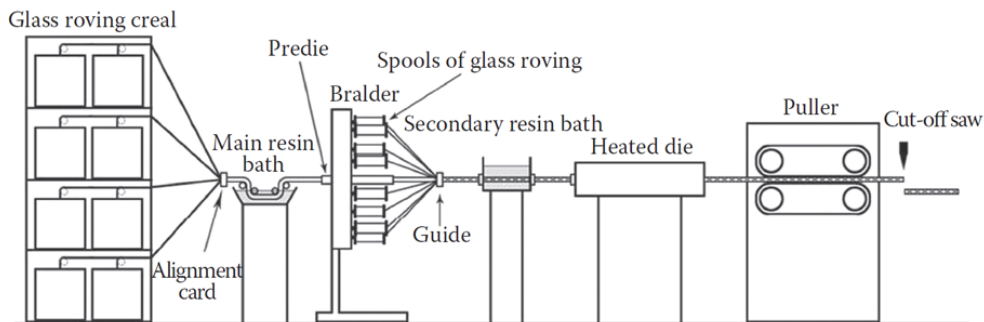


FIGURE 1.23 – Schéma du procédé de pultrusion [AHM 09]

Le procédé est schématisé dans la figure 1.23 . Il consiste en l'ajout d'un mécanisme de pultrusion à la machine de tressage classique. Des fils axiaux sont d'abord déroulés d'un cantré et alignés en passant par la carte. Cette dernière empêche la torsion des mèches et permet de préparer le noyau unidirectionnel de la tresse pultrudée. Une fois alignés, les fils sont imprégnés dans un bain de résine qui contient des rouleaux permettant de les aplatir. Ils sont ensuite récupérés par une filière qui les regroupe et leur donne une section circulaire. Les fils entrelacés par la machine de tressage vont couvrir ce noyau qui passera ensuite par un second bain de résine pour assurer une bonne imprégnation de toutes les fibres. Après son passage dans la filière de pultrusion chauffée, la structure durcit et on obtient des barres composites tressées [Figure 1.24]

1.4.4 Composites tressés à matrice thermoplastique

Dans certaines applications, l'utilisation des résines thermoplastiques peut être préférée à celle des thermodurs pour gagner du temps dans la production des composites. En effet, les résines thermoplastiques n'ont pas besoin de temps de polymérisation comme les thermodurcissables. Pour obtenir des composites thermoplastiques tressés, il est nécessaire de fabriquer des fils hybrides composés des fils de tressage qui constituent le renfort et des fils de résine thermoplastique qui constituent la matrice. Pour ce faire, différents types d'approches peuvent être considérées [Figure 1.25] . Des techniques similaires à la pultrusion combinée à la machine de tressage ont été utilisées par plusieurs chercheurs pour fabriquer des composites thermoplastiques [MIC 96] [LEB 12].



FIGURE 1.24 – Tubes tressés composites mis en oeuvre par pultrusion [AHM 09]

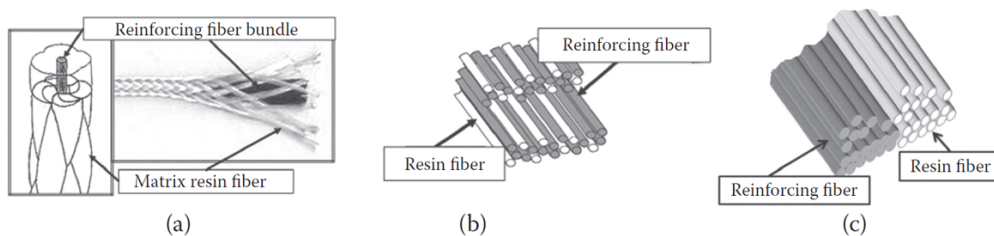


FIGURE 1.25 – Schéma de matériaux intermédiaire : (a) fil d'une micro-tresse, (b) fibres mêlées et (c) fibres parallèles [MEM 13]

1.5 Différentes échelles et comportement mécanique des renforts

Un produit de tressage ne forme pas un matériau homogène. L'étude de son comportement mécanique nécessite des informations sur l'échelle dans laquelle on l'étudie. D'un point de vue technique, on souhaite connaître la résistance du produit fini. Chaque tresse peut être considérée comme un produit unidirectionnel car sa longueur est nettement supérieure à la section transversale. Toutefois, si nous considérons l'entrelacement des fils, chaque tresse est un produit tridimensionnel en raison de sa structure textile. Dans cette même logique, on peut considérer l'étude du comportement d'un seul fil, c'est-à-dire une mèche de plusieurs fibres. On se retrouve alors dans le cas d'étude du matériau de base suivant des lois de comportement de la mécanique des milieux continus.

On définit alors, des échelles d'observation appelées macro, méso et microscopique.

- L'échelle microscopique est celle représentant les constituants d'un fil, c'est-à-dire les fibres ou les filaments dont le diamètre est de l'ordre du micromètre.
- L'échelle mésoscopique est celle du fil ou de la mèche qui sont modélisés comme étant des matériaux homogènes. A cette échelle, on étudie la cellule unitaire ou le volume élémentaire représentatif. Ce VER constitue le plus petit élément de

base représentant l'architecture de la structure tressée. Il doit être caractéristique. Sa répétition doit former le produit fini de l'échelle supérieure. Il doit pouvoir se ramener à un matériau de comportement homogène équivalent.

- L'échelle macroscopique est celle de la structure textile globale qui constitue les répétitions du VER. L'ensemble de la pièce est modélisé, à cette échelle, par un milieu homogène.

Pour décrire ou modéliser le comportement mécanique d'une structure tressée ou textile en général, il est important de bien préciser à quelle échelle se place l'étude.

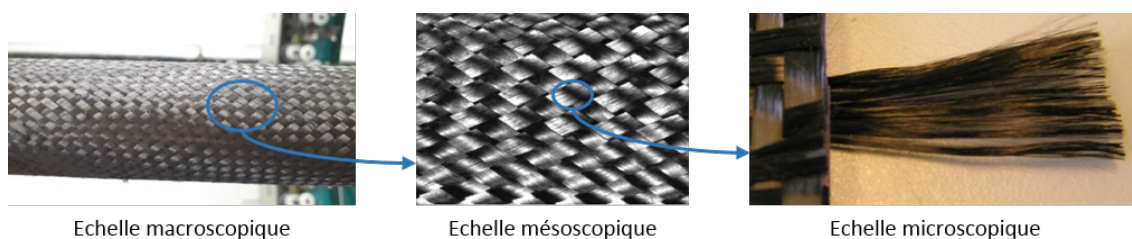


FIGURE 1.26 – Les différentes échelles d'un renfort tressé

En raison de la complexité de la géométrie d'une tresse due aux ondulations des fils et à leurs orientations (Angle de tressage) dans la structure, l'étude du comportement d'un renfort tressé reste délicate. Différents modèles ont été développés pour pouvoir prédire les propriétés mécaniques des structures tressées. Les modèles les plus connus peuvent être classés en deux catégories : des modèles analytiques et des modèles par éléments finis.

Le calcul des modèles analytiques est beaucoup plus rapide que celui des modèles EF. Par contre ces derniers proposent une description plus précise de la géométrie de la structure étudiée.

Dans les modèles analytiques, plusieurs approches ont été utilisées pour modéliser les composites tressés, notamment la Théorie Classique des Stratifiés [AYR 08] [CHE 17] ou la méthode du Volume Averaging [SHO 10] [CAR 04].

La méthode éléments finis a été utilisée dans plusieurs études pour analyser le comportement des composites tressés. L'avantage des modèles EF par rapport aux modèles analytiques est la possibilité de modéliser la géométrie de la tresse à l'aide d'outils CAO. Ces derniers permettent une conception paramétrique des structures tressées. De plus les modèles EF représentent mieux la répartition des contraintes et des déformations dans la géométrie de la tresse [JI 14]. Cependant, les logiciels CAO se limitent à modéliser une géométrie idéalisée de la structure et assez loin de la réalité négligeant ainsi des détails géométriques pouvant influencer sur les propriétés finales du composite. Une solution à ce problème est d'utiliser la tomographie aux rayons X.

La tomographie par absorption de rayons X est une technique non destructive qui permet la reconstruction d'images en coupe ou en 3D d'un objet massif. Elle est utilisée pour reconstruire la géométrie réelle des renforts textiles [NAO 15a].

1. Matériaux composites à renforts textiles

Une des études ayant modélisé le comportement mécanique des composites tressés par méthode EF a été réalisée par Goyal et al. [GOY 05]. Dans cette étude, la géométrie d'une tresse Regular (2/2) a été analysée. L'influence de la forme des sections des fils a été étudiée, en particulier les formes lenticulaires et aplaties des fils tressés. Ces travaux ont également vérifié les champs de contraintes dans les composites tressés de configuration Regular (2/2). Les résultats de ce modèle EF de Goyal et al. ont été comparés, pour les deux géométries de fils, aux essais expérimentaux d'une tresse Regular en fibre de carbone et résine Epoxy [Tableau 1.27]. L'auteur conclut que pour l'obtention de meilleurs résultats EF, il est nécessaire de modéliser avec précision la géométrie de la structure tressée.

Elastic Modulus	Flattened (GPa)	Lenticular (GPa)	Experimental Elastic Modulus (GPa)
Longitudinal Elastic Modulus	64.67	77.6	67.8 ± 3.85

FIGURE 1.27 – Module élastique par méthode EF [GOY 05]

1.6 Bilan

Dans ce premier chapitre, des généralités sur les matériaux composites et leurs constituants ont été abordées. Les étapes de fabrication d'un renfort textile à partir de la fibre jusqu'à l'obtention de la structure finale ont été présentées. L'étude porte, dans ce travail, sur le comportement des renforts tressés, une description de ces derniers et du procédé de fabrication de ce type de structures a donc été détaillée. Ce chapitre présente également les différents paramètres mis en jeu dans le procédé de tressage ainsi que les caractéristiques géométriques des structures tressées. Les différentes techniques de mise en œuvre des composites ont été décrites, plus particulièrement celles utilisées pour fabriquer les composites à base de renforts tressés. Enfin, l'aspect multi-échelles des structures tressées a été évoqué et un état de l'art résumant quelques modèles développés pour prédire le comportement mécanique des tresses a été présenté.

Chapitre 2

Protocole d'élaboration et caractérisation des tresses tubulaires

Sommaire

2.1	Introduction	34
2.2	Étapes de fabrication des tresses composites	34
2.2.1	Description de la machine de tressage robotisée utilisée	34
2.2.2	Étapes de production d'une tresse	35
2.2.3	Les structures tressées élaborées	41
2.2.4	Procédé RTM	44
2.3	Protocoles de caractérisation du fil avant tressage (méso)	45
2.3.1	Titre du fil	45
2.3.2	Essai de traction fil	45
2.3.3	Essai de flexion fil Kawabata	47
2.4	Protocoles de la caractérisation macroscopique des tresses sèches et composites	50
2.4.1	Caractérisation de l'angle de tressage	50
2.4.2	Essai de traction uniaxiale	51
2.4.3	Essai de traction bi-axiale	52
2.5	Bilan	54

2.1 Introduction

Dans ce chapitre, une description de la machine de tressage robotisée utilisée pour fabriquer les renforts étudiés et du tressage en forme 2.5D est présentée. Les étapes d'élaboration des tresses tubulaires utilisées dans cette étude sont décrites en présentant les différents paramètres du procédé et les réglages de la machine à prendre en considération durant le tressage. Ce chapitre décrit également le procédé RTM utilisé pour fabriquer les tubes composites à partir des renforts tressés et d'une résine thermodurcissable. Ce procédé de mise en œuvre des composites a été introduit dans la partie bibliographique du chapitre 1. Enfin, la dernière partie de ce chapitre est consacrée aux différents protocoles de caractérisation mécanique des mèches et des renforts qui sont utilisés dans le cadre de cette étude pour analyser le comportement des renforts et identifier les paramètres du matériau utilisé. Les résultats issus de ces essais expérimentaux sont détaillés dans le chapitre 3.

2.2 Étapes de fabrication des tresses composites

2.2.1 Description de la machine de tressage robotisée utilisée

Le procédé de tressage est réalisé à l'aide d'un métier à tresser qui permet la mise en forme des structures tressées. Il existe différents types de tresseuses comme vu dans le Chapitre 1. La machine qui a permis de fabriquer les préformes étudiées dans ce travail est un métier à tresser HERZOG RF 1-144-100 horizontal associé à un robot industriel KUKA KR 150 R3100 prime [Figure 2.1].

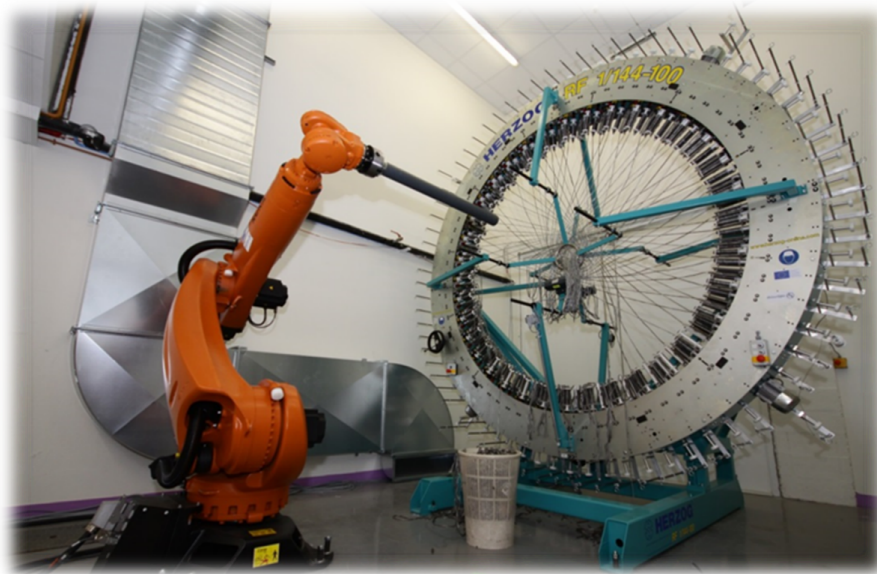


FIGURE 2.1 – La machine de tressage HERZOG et le robot KUKA

Cette machine, disponible à l'IFTH, est un métier à tresser radial, c'est-à-dire que les fuseaux y sont placés perpendiculairement à l'axe central de la machine. A la différence des métiers à tresser axiaux, où les fuseaux sont parallèles à l'axe central de la machine, les machines radiales ont l'avantage d'assurer une production plus simple des formes tressées complexes et de réduire le risque de rupture des fils de tressage. En effet, comme illustré dans la Figure 2.2, dans le cas d'une tresseuse axiale, une pièce à tresser de forme coudeée, par exemple, peut entrer en interaction avec les fils de tressage durant la production.

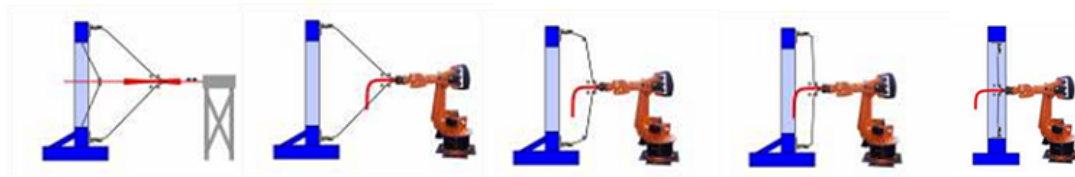


FIGURE 2.2 – Configurations de tressage

La technologie de tressage 2D du métier à tresser radial utilisé est couplée à l'utilisation d'un robot 6 axes permettant d'assurer le mouvement dans l'espace du mandrin sur lequel sont tressés les fils. Une préforme tressée tridimensionnelle est ainsi obtenue à partir d'un tressage bidimensionnel. Ce procédé est appelé tressage en forme 2,5D.

2.2.2 Etapes de production d'une tresse

Bobinage

Avant de commencer le tressage, une première étape essentielle est réalisée qui consiste à enrouler le fil à tresser dans les bobines de tressage. Les fils sont en général stockés dans de grandes bobines. Pour pouvoir les tresser, ils doivent être enroulés sur de plus petites bobines adaptées à la tresseuse. Pour ce faire, un bobinoir semi-automatique de marque Herzog et de type SP280 [Figure 2.3] est utilisé.

L'étape du bobinage est très importante et peut beaucoup influencer le reste de la production. Pour éviter tout défaut apparent sur la structure tressée finale comme la présence de boucles de fils ou de vides, un réglage précis du bobinoir s'impose. Si la tension au niveau du dévidage des bobines initiales n'est pas bien maîtrisée, cette étape peut devenir instable et entraîner des ruptures de fils lors du bobinage ou même du tressage entraînant des irrégularités importantes sur la pièce finale. Le bobinoir Herzog de l'IFTH dispose de 4 broches pour positionner les bobines à bobiner. Après avoir placé ces bobines, les fils y sont amenés par les guide-fils (roulettes, œillets, etc.). Les bouts des fils sont ensuite entourés autour des bobines. Dans ce bobinoir semi-automatique, il est possible de présélectionner le métrage à enrouler et régler la vitesse de rotation de chaque broche en continu par potentiomètre. Une fois ces paramètres réglés, la machine est mise en route et s'arrête automatiquement lorsque la longueur de fil présélectionnée est atteinte.



FIGURE 2.3 – Bobinoir Herzog SP280

Montage des bobines dans la tresseuse

Suite à l'étape de l'enroulement du fil sur les bobines de tressage, ces dernières doivent être montées sur le métier à tresser. Pour préparer ce montage, plusieurs paramètres sont pris en compte. Notamment, le nombre de fils désiré, le positionnement des bobines qui définit la contexture de la tresse finale et le réglage de la tension des fils. La machine de tressage utilisée peut accueillir jusqu'à 144 bobines de fils de biais pour l'élaboration des tresses biaxiales et 72 fils droits pour des tresses triaxiales. Le nombre de fils à placer sur la machine dépend de la géométrie et des caractéristiques désirées de la tresse à réaliser. Les bobines peuvent être positionnées de différentes manières selon la contexture recherchée dans la structure finale. La figure 2.4 illustre trois exemples de montage des bobines pour réaliser des contextures Regular, où un fil passe au-dessus puis en dessous de deux autres, Diamond, où un fil passe en dessous puis au-dessus d'un autre et la structure 2-2 où deux fils passent alternativement en dessous puis au-dessus de deux autres fils. Dans le cas d'une tresse Regular, deux bobines sont placées côte à côte sur chaque roue à encoches. Ces dernières ne sont occupées qu'à moitié par deux bobines placées en opposition dans le cas d'une tresse Diamond.

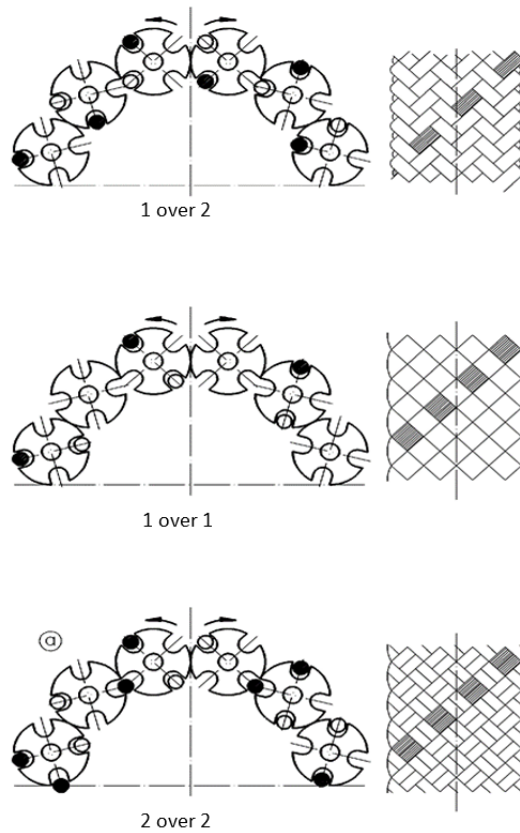


FIGURE 2.4 – Placement des bobines et leurs motifs associés

Le troisième paramètre à prendre en compte dans le montage des bobines est la tension du fil. En effet, cette dernière doit être maintenue stable et constante durant tout le procédé de tressage pour éviter la présence d'irrégularités dans l'entrelacement des fils ou leur rupture [Figure 2.5]. Dans la tresseuse utilisée, le système de régulation de la tension se situe au niveau du fuseau. Ce système utilise un ressort dont on choisit la raideur en fonction du fil à tresser. Grâce à un levier qui transmet la force du ressort au fil, le fuseau est capable de contrôler la quantité de fil délivrée au fur et à mesure de son tressage [Figure 2.6].

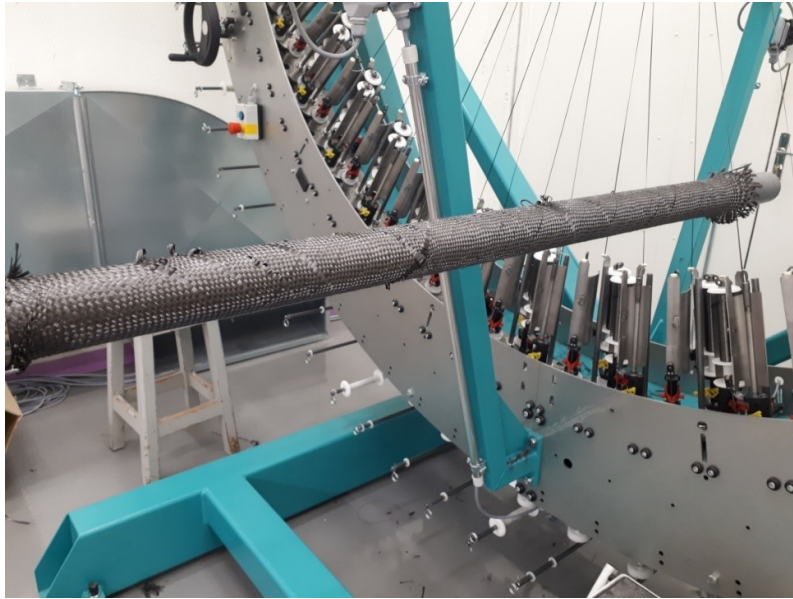


FIGURE 2.5 – Illustration d'une tresse avec défauts sur mandrin

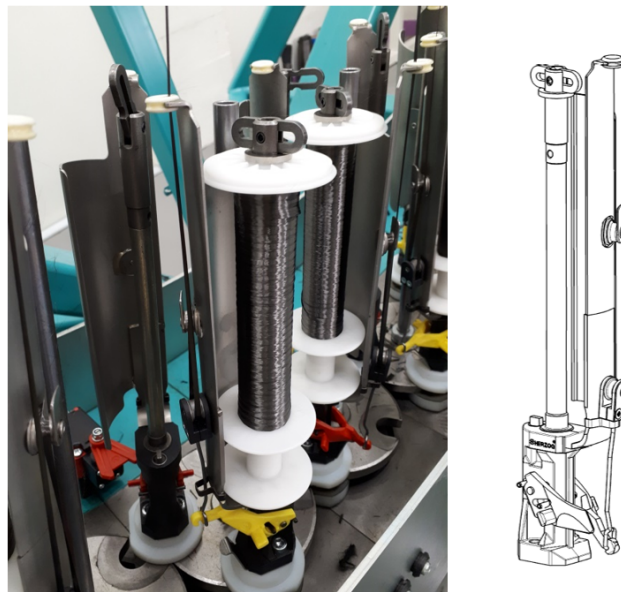


FIGURE 2.6 – Photographie et dessin d'un fuseau

Après le montage des bobines dans les fuseaux, les fils sont déroulés, passent par le levier de régulation de tension, par le guide-fil puis sont rassemblés pour être tirés par l'intérieur de l'anneau de tressage vers le mandrin et le système de tirage. L'anneau de tressage circulaire est utilisé pour forcer la convergence des fils vers le point de tressage et contrôler leur frottement.

Réglage du mouvement du mandrin et des paramètres de production

Avant d'attacher les fils au mandrin sur lequel la tresse est formée, un réglage du système de tirage est nécessaire. Le système de tirage utilisé ici est le robot KUKA KR 150 R3100 connecté à la tresseuse. Ce robot [Figure 2.7] est un bras manipulateur composé de 6 axes de rotation permettant le déplacement dans l'espace du mandrin à tresser. Il dispose de 6 DDL : 3 rotations et 3 translations.

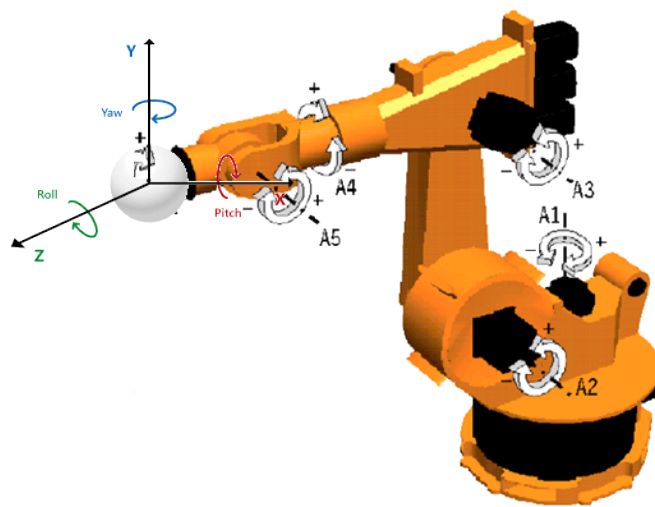


FIGURE 2.7 – Schéma des mobilités d'un bras robot

La commande du robot est réalisée via un pupitre de commande appelé *Smartpad* [Figure 2.8]. Cette commande se traduit par la programmation du robot qui consiste en la planification de la trajectoire et l'orientation de ses articulations et le réglage des vitesses de production.



FIGURE 2.8 – Interface Homme-Machine Kuka SmartPad

Les programmes sont codés en langage KRL (Kuka Robotic Language). C'est un langage utilisant un format et une nomenclature propres au fabricant Kuka. Le script est un fichier de type .SRC qui est constitué d'une série de commandes représentant les trajectoires du bras (LIN, PTP, CIRC, etc.). L'écriture de ces scripts est effectuée par une planification de la trajectoire et des points de passage du robot. Ce dernier est déplacé en mode apprentissage pour pouvoir générer des points dans l'espace à l'aide du smartpad. Chaque point est enregistré en association à sa position dans une base de l'espace, à la position du robot et à son orientation. A chaque point est affecté un type de déplacement (LIN : Linéaire, CIRC : circulaire ou PTP : point to point) et une vitesse de déplacement. La trajectoire est ainsi programmée de manière incrémentale.

Le nombre de points à programmer et le type de trajectoire à réaliser dépend de la complexité de la forme du mandrin et de la géométrie désirée dans la pièce finale. Le bras doit pouvoir se déplacer au cours du tressage de manière à permettre aux fils entrelacés de bien couvrir la surface du mandrin et de prendre sa forme. Dans le cas d'un mandrin contenant plusieurs variations de sections par exemple, le découpage de la pièce en plusieurs points permet d'assigner à chaque segment une vitesse de tirage adaptée au diamètre. Ainsi un taux de recouvrement constant de l'ensemble de la pièce est garanti.

Le programme créé sur le Smartpad contient également des instructions du démarrage de la tresseuse simultanément au bras robotisé. La vitesse des roues à encoches, qui assurent le mouvement des bobines, est donc réglée directement dans le script. Elle est exprimée en tours par minutes et peut varier de 50 à 150 tr/min.

Après la programmation du mouvement du robot et le réglage de sa vitesse de déplacement et la vitesse de rotation des roues à encoches, les fils sont attachés sur le mandrin. Le tressage des fils peut démarrer.

Démarrage du tressage

Lorsque la tresseuse et le robot sont prêts et opérationnels, le procédé est démarré à l'aide du Smartpad en exécutant le programme créé pour la pièce à tresser. Quand la tresseuse démarre, les fils sont délivrés par les fuseaux à tension constante. Ces derniers sont entraînés par la rotation des roues à encoches et sont transportés d'une roue à l'autre pour suivre le chemin de came. Les fuseaux se déplacent en deux groupes qui suivent des sens de rotation contraires : sens des aiguilles d'une montre et sens inverse. Le chemin de came qu'ils suivent est une trajectoire sinusoïdale qui permet aux bobines de s'entrecroiser. L'entrelacement des fils est ainsi possible. Le déplacement du mandrin par le robot au fur et à mesure de l'entrelacement des fils assure la bonne production de la tresse sur la pièce.

2.2.3 Les structures tressées élaborées

Dans un premier temps, plusieurs échantillons de tresses ont été fabriqués sur des mandrins de formes plus ou moins complexes. Cette étape préliminaire a permis d'explorer les capacités de la tresseuse Herzog robotisée et d'appréhender l'influence et les relations entre les paramètres du procédé et la géométrie de la structure tressée. Les images dans la figure 2.9 montrent les tresses réalisées dans cette partie. Différents types de matériaux ont été testés : des fils en Carbone 12K, des fils en Polypropylène et des monofilaments à effet lumineux [Figures 2.10 et 2.11].



FIGURE 2.9 – Différentes formes de tresse carbone



FIGURE 2.10 – Tresse en Polypropylène

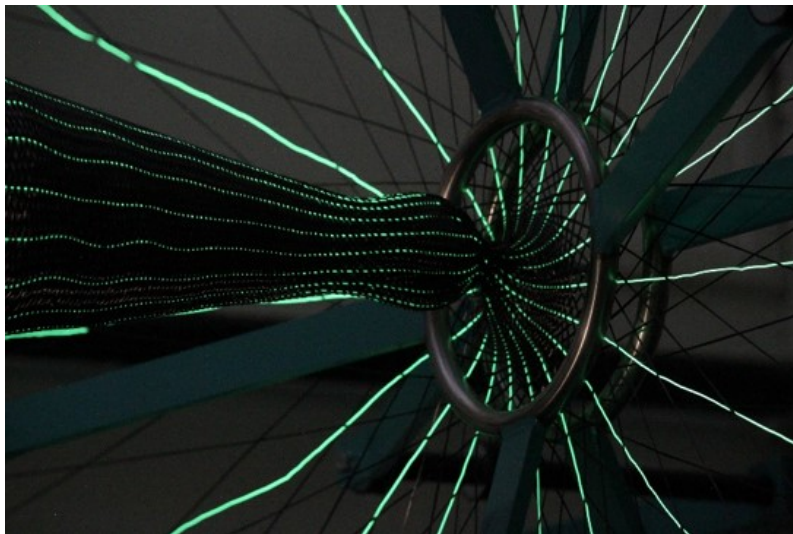


FIGURE 2.11 – Tresse avec monofilament fonctionnel à effet lumineux

Des pièces de géométries complexes ont servi de mandrins pour élaborer les tresses [Figure 2.12]. Plusieurs points ont été programmés sur le robot pour le passage du mandrin au cours du tressage. En faisant varier les vitesses du robot et des roues à encoches, il a été possible d'observer leur impact sur les angles de tressage et de trouver les valeurs optimales pour un meilleur recouvrement de toutes les parties de la pièce.

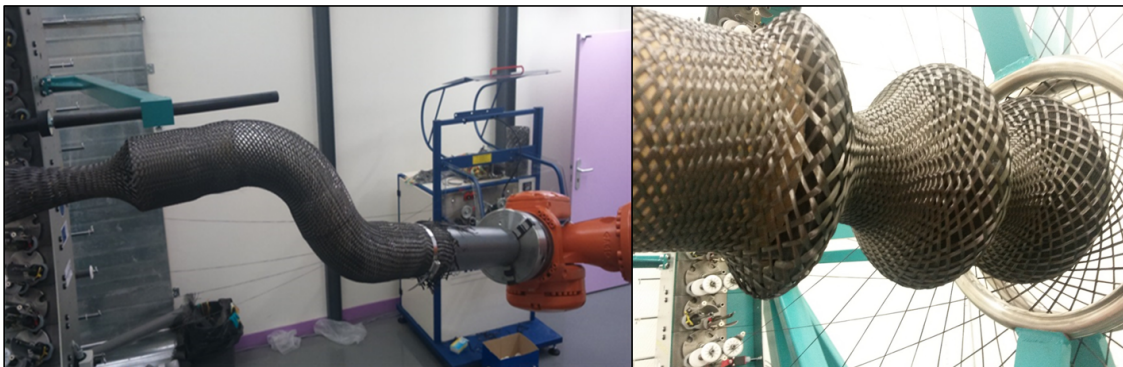


FIGURE 2.12 – Différentes formes de tresse carbone

Dans cette thèse, l'étude se limitera au comportement des éprouvettes de forme tubulaire rectiligne de tresses biaxiales et triaxiales [Figure 2.13].



FIGURE 2.13 – Tressage d’un tube en fibre de carbone

Pour fabriquer ces tresses, la vitesse des roues à encoches est fixée et la vitesse du mandrin varie. Le but est d’étudier l’influence de l’angle de tressage et du diamètre de la tresse sur les propriétés finales de la structure. Pour ce faire, trois angles de tressage sont évalués : 35°, 45° et 55° et deux mandrins de diamètres 30 mm et 40 mm sont utilisés. Les caractéristiques de la production sont résumées dans le tableau suivant. Une référence a été donnée pour désigner chaque éprouvette.

Nombre de fils de biais	Nombre de fils droits	Diamètre du mandrin	Vitesse des roues à encoches (tr/min)	Vitesse robot (mm/s)	Angle de tressage	Désignation
72	0	40	60	5	35	Biax40_35
72	0	40	60	3,5	45	Biax40_45
72	0	40	60	2,4	55	Biax40_55
72	0	30	60	3,7	35	Biax30_35
72	0	30	60	2,6	45	Biax30_45
72	0	30	60	1,8	55	Biax30_55
72	18	40	60	3,5	45	Triax40_45

FIGURE 2.14 – Caractéristiques de production des éprouvettes

Le matériau utilisé pour tresser ces structures est la fibre de carbone 12K HexTow IM10. Plusieurs éprouvettes de chaque configuration sont tressées. Une partie est destinée à la caractérisation mécanique des renforts secs et l’autre à la mise en œuvre de composites par procédé RTM.

2.2.4 Procédé RTM

La mise en œuvre des composites à partir des tresses tubulaires est réalisée par le procédé RTM décrit au chapitre 1. Le moule RTM utilisé [Figure 2.15], disponible à l'IFTH, est conçu pour former des pièces tubulaires de diamètre 50 mm et de longueur utile de 500 mm. Des pièces en acier ont été usinées pour adapter le diamètre du moule aux dimensions des tresses étudiées.

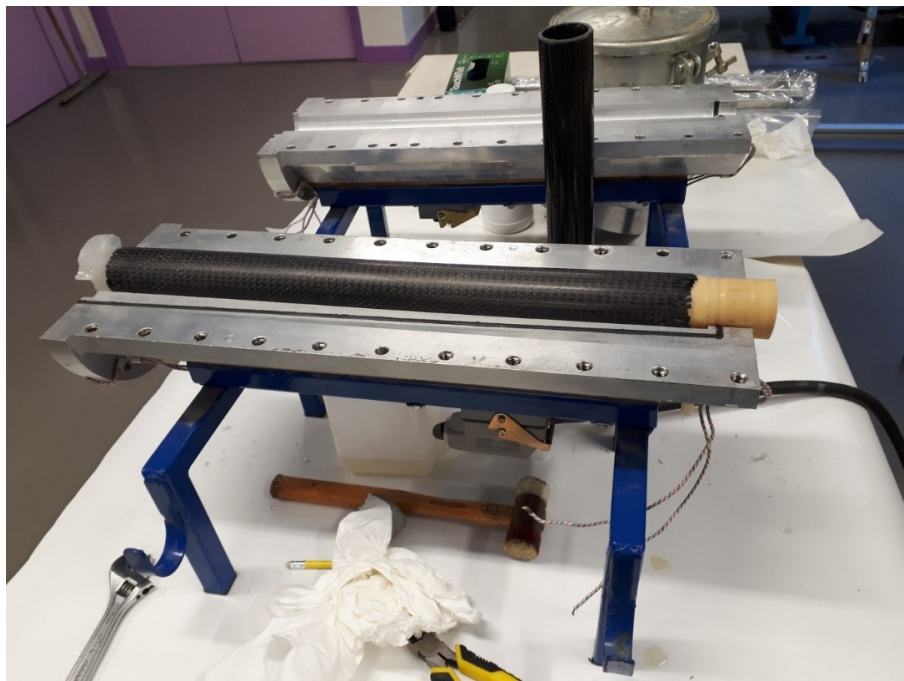


FIGURE 2.15 – Moule ouvert avec un tube composite et sa vessie

Des éprouvettes de tresse sont découpées à la longueur souhaitée. Pour garder la forme tubulaire de la tresse, une vessie de compression en caoutchouc [Figure 2.15] est insérée dans la tresse à mouler. La vessie a été conçue spécialement pour le tube étudié et est donc adaptée au diamètre et à l'épaisseur du composite à réaliser. Un agent de démoulage aqueux (SIREX SI 41 WB) est déposé sur les parois du moule et sur la vessie avant son insertion dans la tresse. Le moule est refermé avec des vis sur la tresse et la vessie. Cette dernière est mise sous une pression pneumatique de 5 bars maximum.

La résine utilisée est l'Epoxy PRIME 27. Une quantité de 400 g de résine est mélangée à 120g de durcisseur de la même marque pour préparer la solution à injecter dans le moule. Cette solution est placée dans une cuve fermée qui est mise sous pression pour commencer l'injection de la résine dans le moule. La viscosité de la résine est faible, ce qui permet sa répartition homogène dans le moule. Une fois l'injection terminée, le moule est chauffé à 65°C durant 20 heures. Cette température est régulée via une unité de chauffage électrique. Après refroidissement, le démoulage s'effectue en dégonflant la vessie et en retirant le tube du moule.

2.3 Protocoles de caractérisation du fil avant tressage (méso)

2.3.1 Titre du fil

Un fil textile peut être caractérisé par la mesure de sa finesse ou sa masse linéique. Cette grandeur, qu'on appelle Titre, est déterminée par le rapport entre la masse du fil et sa longueur. Le titre s'exprime en « Tex ». C'est une unité standard du Système International. Elle correspond au poids en grammes de 1000 mètres de fil :

$$\text{Titre}(\text{tex}) = 100 * \frac{\text{Masse}(\text{g})}{\text{Longueur}(\text{m})} \quad (2.1)$$

Une longueur de 10m du fil de carbone 12K utilisé pèse 3,31g. Son titre est donc de 331 tex.

2.3.2 Essai de traction fil

Durant cet essai, le fil est soumis à une sollicitation en traction afin de déterminer les principales valeurs qui caractérisent le comportement du matériau étudié. Cela permet d'identifier les paramètres qui vont alimenter la loi de comportement utilisée dans l'étape de la modélisation. L'essai permet de générer une courbe de force et d'allongement. Pour analyser cette courbe, il faut d'abord distinguer plusieurs zones de déformations [Figure 2.16] :

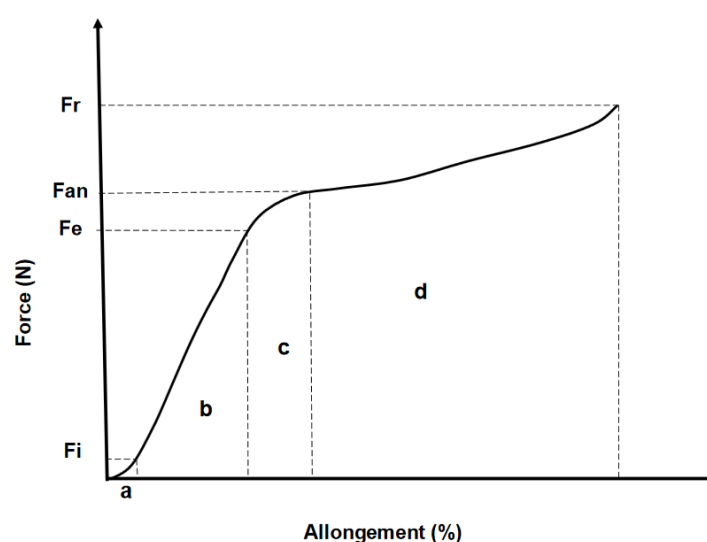


FIGURE 2.16 – Courbe force et allongement usuelle

2. Protocole d'élaboration et caractérisation des tresses tubulaires

- De A à B : C'est la zone du préchargement. Le fil n'est pas encore parfaitement tendu entre les mors.
- De B à C : zone élastique où les déformations sont une fonction linéaire des contraintes selon la loi de Hooke. La déformation dans cette zone est réversible. L'éprouvette peut retrouver son état initial en cas d'arrêt de la sollicitation.
- De C à D : Zone non linéaire. La déformation est élastique mais non linéaire.
- Après D : Zone plastique. La déformation dans cette zone, qui se prolonge jusqu'à la rupture de l'éprouvette, est irréversible.

A partir de la courbe Force-Allongement, plusieurs valeurs importantes peuvent être relevées ou calculées directement ou indirectement. Notamment :

- La contrainte et la déformation
- Le module de Young E ou module d'élasticité longitudinale. Il est obtenu par la pente de la zone élastique initiale de la courbe de déformation-contrainte. Il est exprimé en mégapascals (MPa) ou en gigapascals (GPa)
- La limite d'élasticité : c'est la contrainte en dessous de laquelle la déformation du matériau est élastique et réversible.
- La résistance à la rupture ou à la traction qui définit la force provoquant la rupture de l'éprouvette.
- L'allongement à la rupture qui est l'allongement atteint par le matériau avant sa rupture.
- Le coefficient de Poisson qui est une constante élastique définie par le rapport entre la déformation transversale du matériau (rétrécissement de sa section) et sa déformation longitudinale (allongement longitudinal).

Les bancs d'essai utilisés pour les tests de traction sur des fils textiles sont des appareils à vitesse constante d'allongement. La machine de traction utilisée pour tester la fibre de carbone étudiée est un banc de traction de marque Houndsfield [Figure 2.17]. L'essai est réalisé suivant la norme NF EN ISO 2062. Dans ce banc, l'une des extrémités de l'éprouvette est fixée sur un mors fixe et l'autre sur un mors mobile qui se déplace à vitesse constante.

Dix échantillons de multi-filaments de carbone de 331 tex ont été testés. La distance entre les mors était de 200mm. Le test a été réalisé à une vitesse de 50mm/min. Une prétention de 5N est appliquée. En raison de la résistance mécanique très élevée des fibres de carbone, les mors « classiques » de la machine de traction ne leur sont pas bien adaptés. Un glissement important des extrémités du fil est observé. De plus l'état de surface des fils de carbone, qui sont constitués de longs filaments lisses, facilite encore plus ce glissement. Le simple pincement du fil dans les mors ne suffit donc pas à contrer une résistance mécanique aussi élevée. De ce fait, pour pouvoir éviter tout glissement du fil lors de l'essai de traction et de fausser les résultats, le fil a été enroulé plusieurs fois autour de chaque mors avant d'être pincé. Du papier de verre est ajouté entre le fil et les mors pour augmenter l'adhérence.



FIGURE 2.17 – Machine de traction Hounsfield

2.3.3 Essai de flexion fil Kawabata

La méthode utilisée pour caractériser le comportement en flexion du matériau étudié est le dispositif de mesure en flexion KES-FB2 (Kawabata Evaluation System for Fabrics) de Kato Tech Co [Figure 2.18]. La mesure a pour objectif la détermination de l'ordre de grandeur de la raideur en flexion du fil de carbone utilisé.



FIGURE 2.18 – Kawabata Evaluation System for Fabrics

L'essai consiste à exercer un cycle de déformation en flexion pure de l'éprouvette placée entre deux pinces situées dans un plan vertical. La flexion, réalisée dans le plan de l'éprouvette, se fait en imposant une courbure constante à la partie utile de l'éprouvette. Une extrémité de l'échantillon est maintenue dans une pince fixe, qui est reliée à un capteur d'effort, tandis que l'autre extrémité est fixée sur la pince mobile. Cette dernière suit un mouvement complexe de rotation autour de la première pince tout en maintenant une courbure constante sur la longueur de l'éprouvette testée. L'appareil est conçu pour tester des étoffes textiles (Tricots, tissu, non-tissés, etc.). Pour réaliser l'essai sur des fils en fibre de carbone, il a fallu placer entre les deux pinces de l'appareil 10 échantillons du fil en fibre de carbone étudié pour une mesure plus précise de la rigidité. Le moment de flexion M est enregistré en fonction de la valeur de l'angle de courbure K de l'éprouvette au cours du mouvement de la pince fixe entre les courbures -2.5 et 2.5 cm^{-1} (aller et retour).

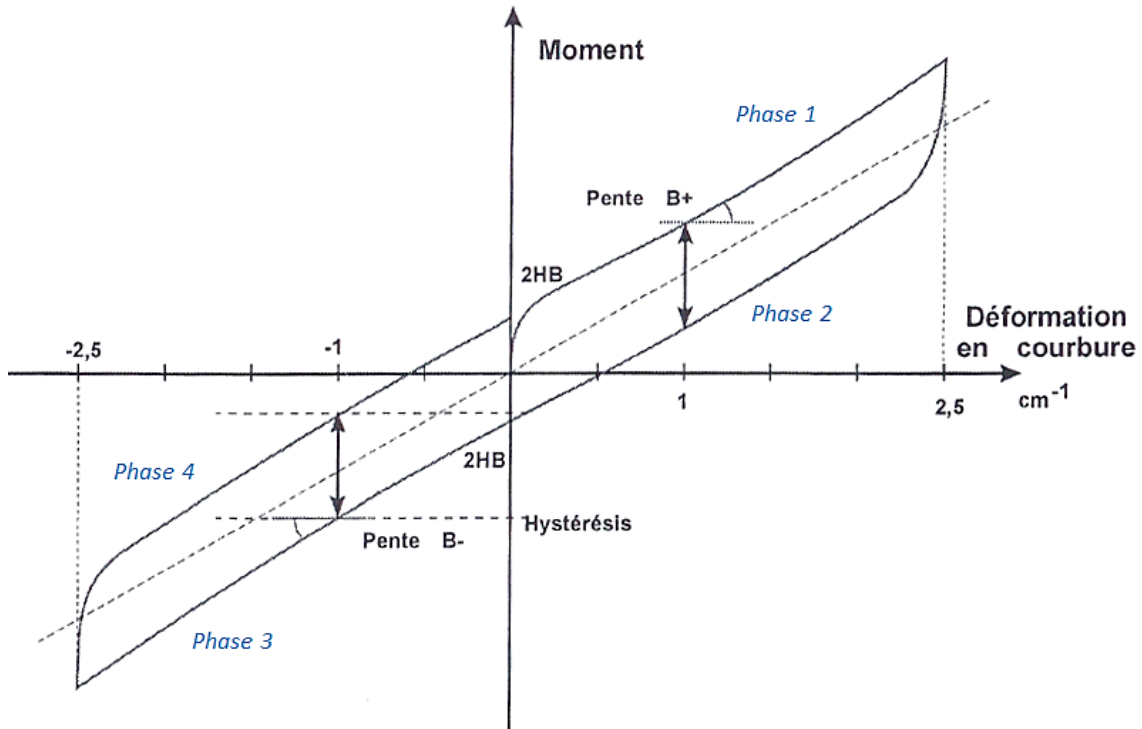


FIGURE 2.19 – Boucle d’hystérésis d’un essai de flexion [KAW 80]

La figure 2.19 illustre la forme de la courbe obtenue qui représente le cycle de déformation réalisé durant l’essai. Un cycle est constitué de 4 phases distinctes réalisées à une vitesse de $0,5\text{ cm}^{-1}/s$:

- La première phase se termine lorsque la courbure en flexion de l’éprouvette est amenée à une valeur positive maximum de $2,5\text{ cm}^{-1}$.
- La seconde phase, de recouvrement, commence à $2,5\text{ cm}^{-1}$ et se termine lorsque l’éprouvette est amenée à sa position originale, courbure nulle.
- Suivie de la troisième phase qui se termine lorsque la courbure en flexion de l’éprouvette est amenée à une valeur négative maximum de $-2,5\text{ cm}^{-1}$
- La quatrième phase, de recouvrement, commence à $-2,5\text{ cm}^{-1}$ et se termine lorsque l’éprouvette est amenée à sa position d’origine, courbure nulle.

La rigidité en flexion est la moyenne des pentes mesurées sur la première phase du cycle et la troisième phase, à 1 cm^{-1} . Elle est égale au rapport du moment de flexion M par la courbure K et s’exprime en $gf.cm^2/cm$ ou en $\mu Nm^2/m$.

$$\text{Rigidité de flexion} = \frac{M}{K} \quad (2.2)$$

2.4 Protocoles de la caractérisation macroscopique des tresses sèches et composites

2.4.1 Caractérisation de l'angle de tressage

L'angle de tressage, comme défini dans le chapitre 1, est l'angle mesuré entre le fil tressé et l'axe de la production. Il est considéré comme le paramètre le plus influent sur les propriétés mécaniques de la structure produite. Il est alors important de le mesurer avec précision afin de pouvoir évaluer cette influence. Étant une composante directe du rapport entre la vitesse du robot et la vitesse de rotation des bobines, sa mesure permettrait aussi de vérifier le bon réglage de ces deux paramètres de la production.

Pour caractériser l'angle de tressage, il peut simplement être mesuré manuellement directement sur la structure en utilisant un rapporteur. Cette méthode peut facilement être utilisée quand la tresse est plate mais peut entraîner des erreurs importantes lorsqu'il s'agit d'une tresse de forme tubulaire ou plus complexe.

L'angle de la tresse peut aussi être caractérisé en utilisant des techniques d'analyses d'images. Après l'acquisition de l'image d'une structure tressée, l'angle de tressage de cette dernière est mesuré à l'aide de logiciels de traitement d'images comme *ImageJ* ou *GIMP*. Des programmes plus spécifiques de mesures de l'angle peuvent également être écrits et exécutés en utilisant le module « Image Processing toolbox » dans le logiciel MATLAB. Des mesures de l'angle de tressage avec cette méthode ont été réalisées par Leung et al. [LEU 13] en utilisant un algorithme afin de détecter la variation de l'angle de tressage dans une éprouvette de tresse tubulaire soumise à une sollicitation de traction.

L'angle de tressage des éprouvettes réalisées dans cette étude a été mesuré en utilisant le logiciel *ImageJ* [Figure 2.20]. C'est un logiciel d'analyse d'images libre d'accès contenant des modules qui permettent de mesurer l'angle à partir de trois points sélectionnés sur l'image. L'angle de tressage a été mesuré dans 5 endroits différents de l'éprouvette. Une moyenne des cinq valeurs relevées est calculée pour déterminer l'angle de tressage dans chacun des échantillons à étudier.

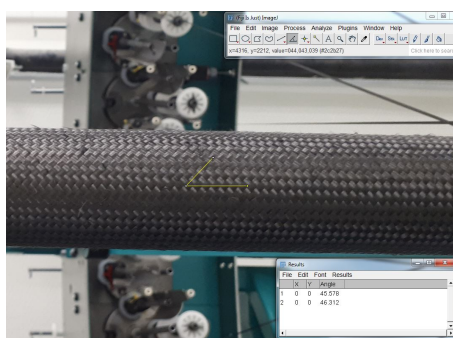


FIGURE 2.20 – Caractérisation de l'angle avec le logiciel ImageJ

2.4.2 Essai de traction uniaxiale

Pour étudier le comportement mécanique des structures tressées, plusieurs essais peuvent être réalisés. Dans le cadre de cette thèse, les tresses tubulaires fabriquées sont caractérisées, dans un premier temps, par un essai de traction uni-axiale. Généralement, dans les essais de traction réalisés sur les tresses, les éprouvettes plates sont les plus largement utilisées. Et les propriétés mécaniques obtenues sont considérées comme représentatives des pièces composites finales [COX 94] [FAL 98] [KOH 12]. Cette approche peut être critiquée car elle néglige les différences entre les processus de fabrication des tresses plates et tubulaires. Il n'est pas facile d'obtenir des échantillons tubulaires d'épaisseurs constantes et les éprouvettes tubes découpées sur la longueur peuvent donner des résultats différents du comportement réel du produit. De plus, la continuité des fibres est interrompue par le découpage, ce qui entraîne des effets de bords non négligeables. Dans ce travail, des essais de traction sont réalisés sur des tresses tubulaires sèches et composites. La structure tubulaire tressée complète a été conservée, et pas seulement un échantillon de surface représentatif.



FIGURE 2.21 – Machine de traction MTS

2. Protocole d'élaboration et caractérisation des tresses tubulaires

La machine utilisée est un banc de traction de marque MTS équipé d'un capteur de force de 20 kN [Figure 2.21].L'éprouvette est prise entre la partie fixe et la partie mobile de la machine. Des mors avec serrage pneumatique sont utilisés. La distance entre les mors est de 200 mm. Ces mors sont conçus pour tester des échantillons plats. Pour les adapter aux tresses tubulaires, des tenons cylindriques ont été usinés. Les deux bouts des éprouvettes sont collés avec une résine époxy sur les tenons et sont en plus maintenus par un anneau de serrage [Figure 2.22].

Dans cet essai, trois paramètres sont comparés pour évaluer leur influence sur les propriétés du renfort : le diamètre de la tresse, l'angle de tressage et l'insertion des fils droits.



FIGURE 2.22 – Tenons usinés et bagues de serrage

2.4.3 Essai de traction bi-axiale

Dans un essai de traction bi-axiale, l'éprouvette textile est sollicitée en tension suivant les deux directions longitudinale et transverse. Dans le cas d'une tresse tubulaire soumise à une pression interne, comme par exemple un réservoir sous pression en composite, l'expansion globale d'un élément de surface induit une traction dans toutes les directions. Un essai de traction simple n'est donc pas suffisant pour définir le comportement global de la pièce. Il est important de pouvoir déterminer aussi les paramètres liés au comportement transverse de la structure. Pour réaliser cet essai, la tresse tubulaire est découpée en éprouvettes planes sous forme de croix. En se plaçant dans le cas d'étude d'un élément de surface représentatif d'une tresse tubulaire sous pression interne, des éprouvettes des trois angles de tressage 35°, 45° et 55° ont été testées [Figure 2.23].

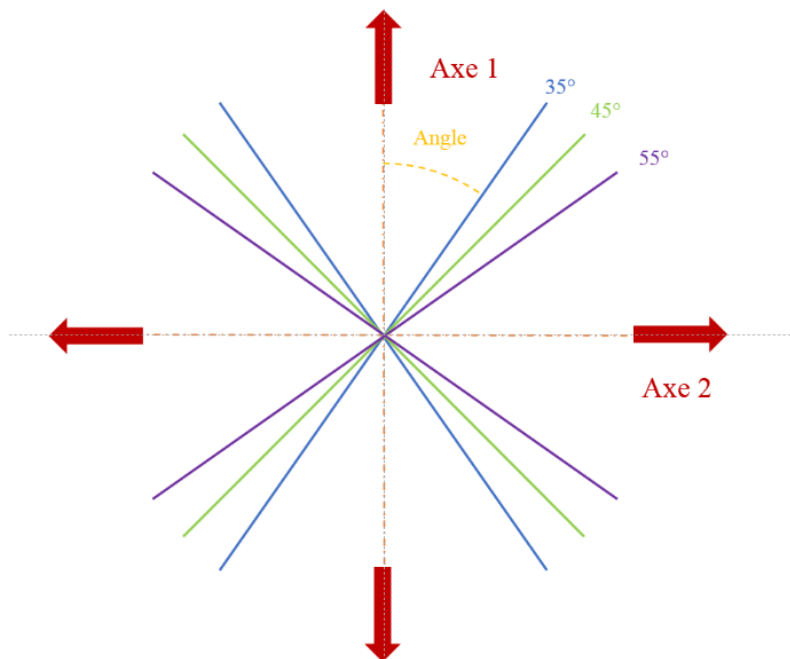


FIGURE 2.23 – Schéma représentant les angles de tressage testés en traction bi-axiale

Les essais sont réalisés sur un banc de traction biaxiale Zwick disponible au LaMCoS [Figure 2.24]. Il est équipé de 4 vérins électromécaniques pouvant développer une force jusqu'à 2kN. Ces vérins sont entraînés par 4 moteurs électriques *brushless* à 1kW. La vitesse peut être réglée de 0.01 à 7500 mm/min en traction et en compression et la course peut aller jusqu'à 200 mm. Le logiciel TestXpert III pilote et acquiert les données de l'essai. Une pré-charge de 100 N est exercée sur les vérins pour compenser le jeu mécanique. Un déplacement identique est appliqué pour les deux axes, soit sur chacun des vérins. Le centre de l'éprouvette reste théoriquement fixe. La force est mesurée sur chacun des vérins. Les vérins ne devraient pas subir d'effort perpendiculaire à leur axe de déplacement car cela risquerait endommager les capteurs et serait signe d'un mauvais centrage de l'éprouvette. A partir des moyennes des mesures de traction et du déplacement absolu sur chaque axe, les courbes force-allongement sont tracées.

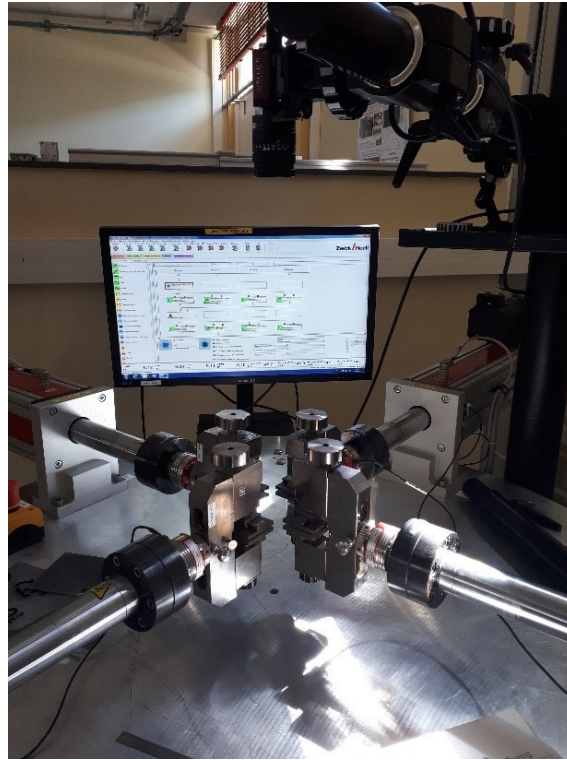


FIGURE 2.24 – Banc de traction bi-axiale

2.5 Bilan

La machine de tressage Herzog utilisée pour fabriquer les renforts est décrite dans ce chapitre ainsi que le robot Kuka qui lui est associé et qui permet d'assurer les mouvements du mandrin où vient se placer la structure entrelacée. Les différentes étapes à suivre pour élaborer des renforts tressés à l'aide de cette machine robotisée sont expliquées en présentant les différents paramètres qui entrent en jeu dans ce procédé et les différents réglages de la machine à prendre en compte durant le tressage. Les renforts étudiés dans ce travail sont des tresses de formes tubulaires élaborées à partir d'une mèche en carbone 12k. Différents paramètres sont pris en compte dans l'élaboration de ces tresses, notamment l'angle de tressage, le diamètre du mandrin et le type de tresse (biaxiale ou triaxiale). Les caractéristiques des structures fabriquées et leurs désignations sont listées. A partir d'une partie des renforts réalisés, des tubes composites sont mis en œuvre par procédé RTM.

Ce chapitre inclut également une description des protocoles de caractérisation utilisés pour étudier le comportement mécanique des tresses. Une caractérisation à l'échelle de la mèche puis à l'échelle du renfort sec et composite est réalisée. Les résultats expérimentaux obtenus à partir de ces essais sont détaillés dans le chapitre suivant.

Chapitre 3

Caractérisation expérimentale des renforts tressés

Sommaire

3.1	Introduction	56
3.2	Comportement à l'échelle mésoscopique (La mèche)	56
3.2.1	Comportement en traction de la mèche en carbone	57
3.2.2	Comportement en flexion de la mèche en carbone	60
3.3	Caractérisation à l'échelle macroscopique (La tresse)	61
3.3.1	Caractérisation de l'angle de tressage	61
3.3.2	Comportement en traction biaxiale d'une tresse sèche	64
3.3.3	Comportement sous traction uniaxiale des tresses sèches	71
3.3.4	Comportement sous traction uniaxiale des tresses composites	78
3.4	Bilan	82

3.1 Introduction

Ce chapitre présente les résultats obtenus suite aux essais expérimentaux décrits dans le Chapitre 2. Dans un premier temps, le comportement en traction et en flexion de la mèche Carbone 12K utilisée pour élaborer les renforts tressés est analysé. Cette caractérisation est essentielle pour identifier les paramètres matériaux à définir dans la loi de comportement. Le comportement des renforts tressés tubulaires secs est par la suite analysé. Dans le cadre de cette étude, les tresses sont caractérisées en traction biaxiale et uniaxiale suivant les protocoles d'essais présentées dans le chapitre 2. Les résultats sont analysés en évaluant l'influence des paramètres géométriques de la tresse, notamment l'angle de tressage, le diamètre de la tresse et l'insertion des fils droits, sur son comportement mécanique. Dans la dernière partie de ce chapitre, la caractérisation du comportement en traction des tubes tressés composites, réalisés par le procédé RTM, sera également présentée.

3.2 Comportement à l'échelle mésoscopique (La mèche)

A l'échelle mésoscopique, c'est le comportement de la mèche qui est étudié. Ce dernier est défini par le comportement des fibres qui la constituent et la manière dont elles interagissent les unes avec les autres. Il est possible d'observer ces interactions microscopiques au sein d'une mèche en utilisant la tomographie aux rayons X [Chapitre 5]. Cette méthode est non destructive et peut être utilisée parallèlement à des essais mécaniques expérimentaux. Elle a été utilisée dans plusieurs travaux de recherche notamment [DES 05] [BAD 08c] [LAT 11] [NAO 14]. Ce type d'observations apporte des informations supplémentaires sur la structure microscopique de la mèche et la distribution des fibres à l'intérieur de la mèche. Les figures 3.1 et 3.2 représentent une vue en coupe par tomographie d'un renfort tissé réalisée dans les travaux de Badel [BAD 08a]. La section de la mèche est illustrée dans son état initial puis sous sollicitations en tension biaxiale où la mèche se compacte. Au cours de la sollicitation de la mèche, les fibres se réorganisent en se rapprochant les unes des autres pour combler les vides. Les phénomènes liés aux sollicitations des mèches sont identifiés par des considérations physiques et des essais expérimentaux. Dans cette étude la mèche en carbone utilisée ici pour le tressage est caractérisée par essai de traction uniaxiale et essai de flexion.

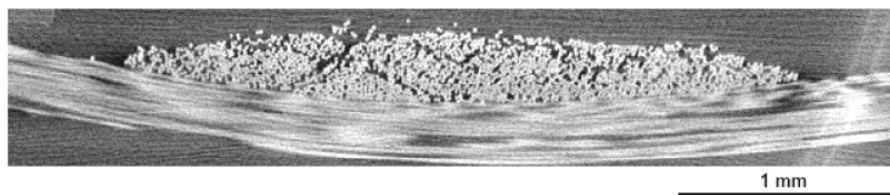


FIGURE 3.1 – Vue en coupe par microtomographie aux rayons X de la section d'une mèche dans un renfort à l'état initial [BAD 08a]

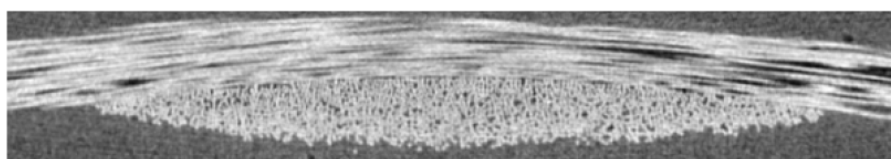


FIGURE 3.2 – Vue en coupe par microtomographie aux rayons X de la section d'une mèche dans un renfort sollicité en tension biaxiale [BAD 08a]

3.2.1 Comportement en traction de la mèche en carbone

En plus de donner une idée sur le caractère du matériau face aux tensions exercées au cours du procédé de tressage, l'essai de traction sur les mèches permet ici d'identifier les paramètres du comportement longitudinal du matériau qui serviront à alimenter le modèle de comportement pour la simulation numérique.

Dix éprouvettes de Carbone 12K, extraites de la bobine, sont testées suivant le protocole présenté dans la section 2.3.2. La distance nominale entre les mors est de 200 mm.

La figure 3.3 représente la courbe Force-Allongement résultant de cet essai. Dans la courbe, trois zones sont distinguées :

- Une première zone non-linéaire décrivant la mise sous tension progressive des filaments de la mèche. En effet, la mèche, étant constituée de 12000 fibres, lorsqu'elle est sous tension, ces derniers ne se tendent pas tous en même temps ce qui se traduit par une non-linéarité dans le comportement.
- Une deuxième zone linéaire au niveau de laquelle sont relevées les caractéristiques du comportement de la mèche notamment la rigidité.
- Et une dernière zone représentant la rupture de la mèche et l'effort maximal atteint.

3. Caractérisation expérimentale des renforts tressés

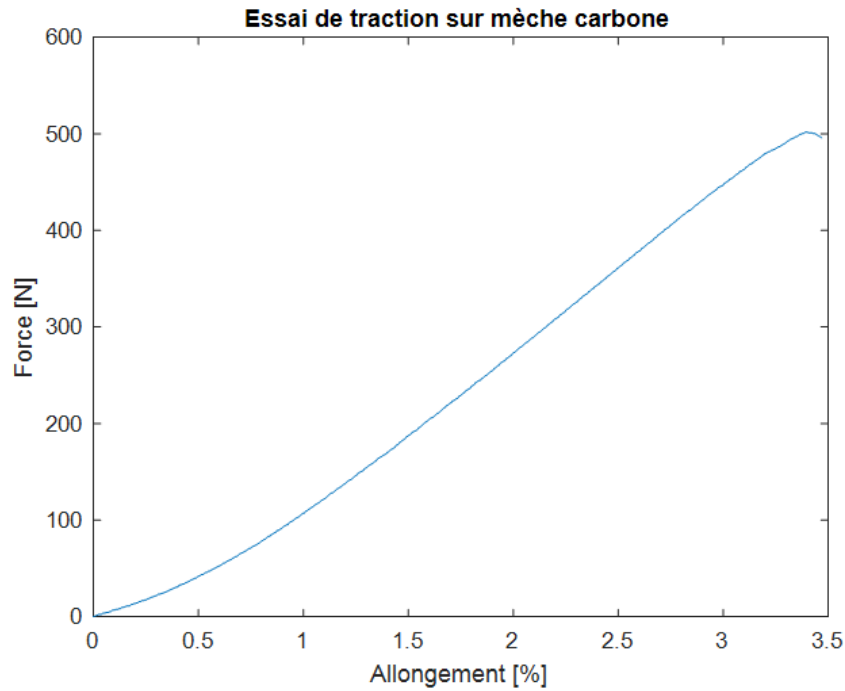


FIGURE 3.3 – Courbe force-allongement d'un essai de traction d'une mèche carbone

Cet essai est réalisé principalement pour identifier l'un des paramètres alimentant le modèle de comportement utilisé dans ce travail [Chapitre 4]. Ce paramètre, qui caractérise le comportement longitudinal de la mèche est le module d'Young E .

Généralement, dans la mécanique des milieux continus, le module d'Young [Equation 3.1] est déterminé par la pente de la courbe contrainte-déformation qui est déduite de la courbe précédente .

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \text{ avec } \sigma = \frac{F}{S} \quad (3.1)$$

Dans le cas d'une mèche qui est un matériau à structure discrète, identifier son comportement en utilisant la notion de contrainte comme étant l'effort divisé par la section n'est pas très adapté. Si deux sections différentes de mèches avec le même nombre de fibres sont sollicitées en tension, pour une même déformation l'effort de tension sera le même. La section diminue mais le nombre de fibres reste le même, le comportement en tension de la mèche reste donc identique mais la contrainte aura changé étant donné qu'elle dépend de la section. Le comportement est donc basé sur la rigidité des fibres constituant la mèche et non sur la contrainte. Il est donc plus convenable de caractériser le comportement en traction par une rigidité K exprimée en N qui est définie par le rapport de l'effort sur la déformation dans la zone linéaire de la courbe.

La rigidité K est déterminée par la pente de la zone linéaire de la courbe Force-Allongement [Figure 3.3] :

$$K = \frac{F}{\varepsilon} = 17\,252 \text{ N} \quad (3.2)$$

La grandeur qui sera implémentée dans la loi de comportement utilisée dans le cadre de cette étude [Chapitre 4] est un module longitudinal apparent E exprimé en fonction de la rigidité de la mèche K .

$$E = E_0 \frac{S_0}{S} = \frac{k}{S_0} \frac{S_0}{S} \quad (3.3)$$

S_0 et S sont respectivement les sections initiale et déformée de la mèche. A partir de l'essai de traction de la mèche le module d'Young E_0 est déterminé. Le rapport de variation de la section $\frac{S_0}{S}$ est calculé au cours du calcul de manière intrinsèque.

A partir du nombre de filaments constituant la mèche et du diamètre connu du filament, la section S_0 est donnée par :

$$S_0 = 12000 \cdot \pi \cdot r^2 = 0,182 \text{ mm}^2 \quad (3.4)$$

Le module d'Young recherché est donc :

$$E = \frac{K}{S_0} = \frac{17252}{0,182} = 94\,550 \text{ MPa} \quad (3.5)$$

3. Caractérisation expérimentale des renforts tressés

Les propriétés de la mèche de carbone étudiée sont résumées dans le tableau suivant :

Mèche utilisée	Nombre de filaments	Diamètre Filament (μm)	Titre (tex)	Force Maximale (N)	Rigidité en tension (N)	Module d'Young (MPa)
Carbone12K HexTow IM10	12 000	4,4	331	501	17 252	94 550

FIGURE 3.4 – Propriétés de la mèche carbone 12k HexTow IM10

3.2.2 Comportement en flexion de la mèche en carbone

L'essai de flexion Kawabata détermine la rigidité en flexion d'une éprouvette. La machine génère un graphique représentant la boucle d'hystérésis de flexion. Le moment de flexion est donné en fonction du rayon de courbure.

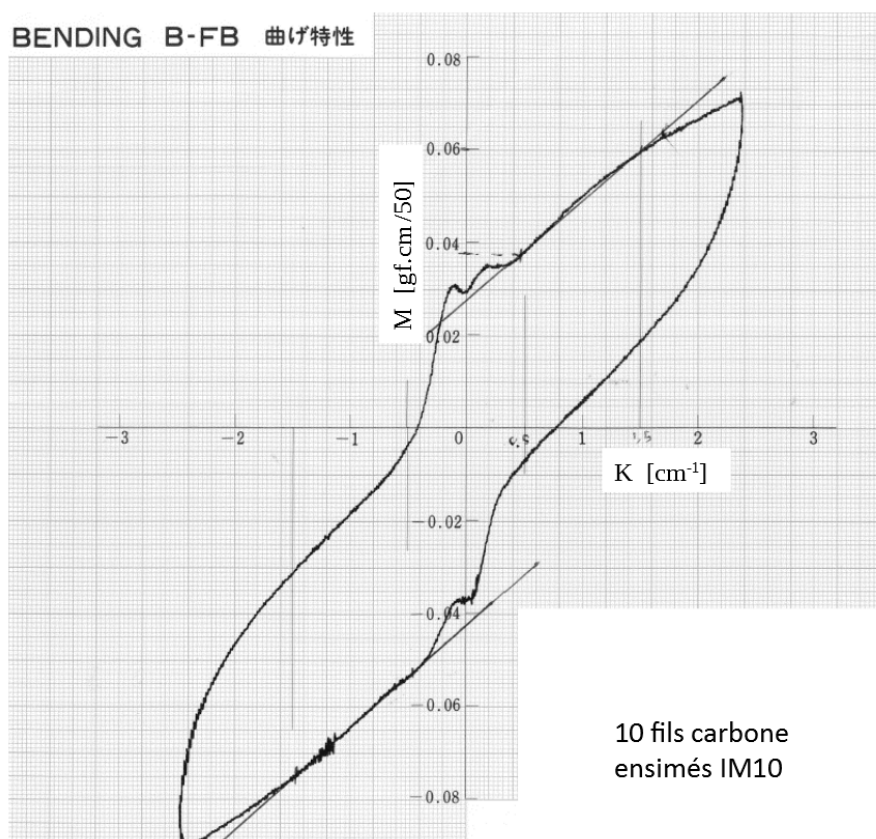


FIGURE 3.5 – Graphique issu de l'essai de flexion réalisé

L'essai est réalisé sur des échantillons de fils de carbone extraits de la bobine selon le protocole décrit au Chapitre 2. Pour pouvoir générer la courbe, dix échantillons sont fixés entre les pinces [Figure 3.5]. Les résultats sont ramenés après à une seule mèche.

La courbe représente un cycle de 4 phases distinctes. Pour déterminer la raideur, les pentes sont mesurées sur la première et la troisième phase. La linéarité des courbes n'est distinguée que sur une partie de ces phases mais est suffisante pour obtenir une valeur de rigidité.

La courbe montre des « sauts » entre les phases 2 et 3 et entre les phases 4 et 1. Ils sont dus à la singularité des mèches en position initiale. Le positionnement des dix fils entre les pinces peut en être la cause. En effet, il faut éviter d'appliquer des contraintes lors de la mise en place des échantillons. Ces derniers ne doivent être ni très tendus ni très comprimés. On constate par ailleurs une hystérésis marquée par l'aire que forme l'ellipse. Cette hystérésis traduit les micro-frictions entre les filaments d'une mèche.

La rigidité de flexion est déterminée par la moyenne des pentes de la première et troisième phase et est exprimée en $gf.cm^2/cm$.

$$\text{Rigidité en flexion} = \frac{M}{K} \quad (3.6)$$

La rigidité déduite de la courbe est de $1,1 gf.cm^2/cm$. La rigidité pour une mèche est donc : $0,11 gf.cm^2/cm$.

3.3 Caractérisation à l'échelle macroscopique (La tresse)

3.3.1 Caractérisation de l'angle de tressage

L'angle de tressage est le paramètre principal d'un renfort tressé. Dans ce travail, pour évaluer l'influence de ce paramètre sur le produit final, il est fait le choix d'élaborer des tresses de trois différents angles : 35, 45 et 55 degrés. Pour ce faire, les vitesses correspondantes à chaque angle ont été réglées dans la machine de tressage en prenant en compte le diamètre de la tresse [Tableau 2.14]. Pour définir ces vitesses, l'équation suivante est utilisée :

$$\theta = \arctan \frac{\omega \cdot D}{N_r \cdot V} \quad (3.7)$$

θ : Angle de tressage [rad]

ω : Vitesse des bobines [rad/s]

D : Diamètre de la tresse [m]

V : Vitesse de déplacement du mandrin [m/s]

Après l'élaboration des tresses, les angles ont été mesurés directement après le tressage sur les renforts encore placés sur le mandrin afin de vérifier l'exactitude des angles. Les mesures ont été prises à l'aide du logiciel *ImageJ* comme décrit dans le Chapitre 2. Pour

3. Caractérisation expérimentale des renforts tressés

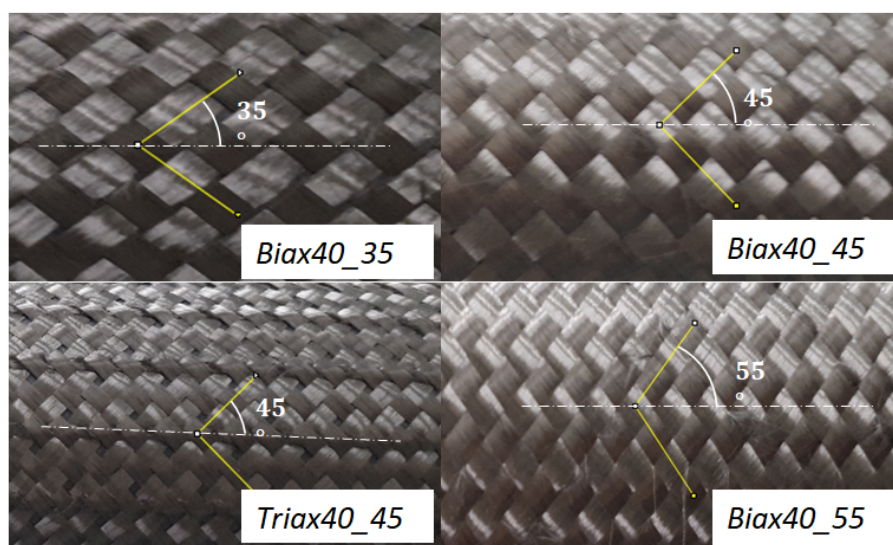


FIGURE 3.6 – Angles de tressage mesurés par ImageJ sur mandrin

chaque éprouvette, une moyenne de cinq mesures est calculée. Les valeurs mesurées correspondent bien aux angles calculés avec les paramètres du procédé [Figure 3.6].

Une deuxième partie de la caractérisation de l'angle de tressage est réalisée, de la même manière que la première, en mesurant l'angle de chaque tresse une fois enlevée du mandrin [Figure 3.7]. En effet, lorsque la tresse est retirée de son support, elle peut subir une extension faisant varier son diamètre initial, celui du mandrin, et par conséquent son angle de tressage.

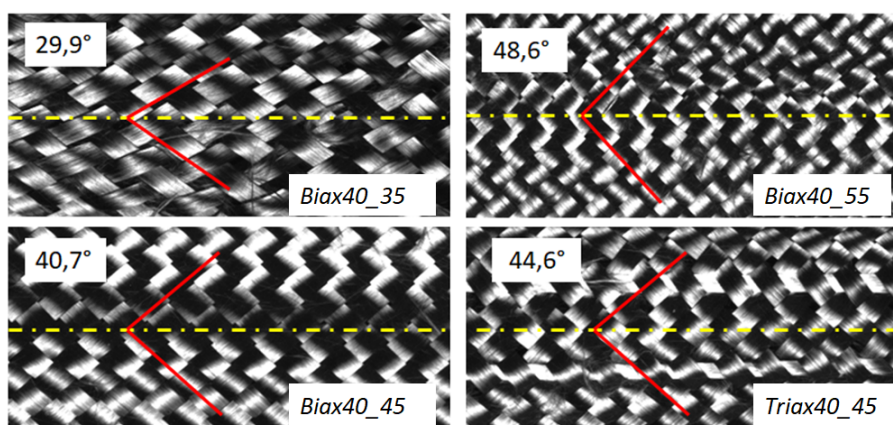


FIGURE 3.7 – Angles de tressage mesurés par ImageJ hors mandrin

La figure 3.8 illustre les angles des différentes tresses mesurés par ImageJ. Les mesures montrent une certaine dispersion des angles de tressage plus importante dans les tresses biaxiales que dans les structures triaxiales. L'insertion des fils droits dans les tresses triaxiales permet une stabilité dans la structure et réduit son extensibilité à la sortie du mandrin.

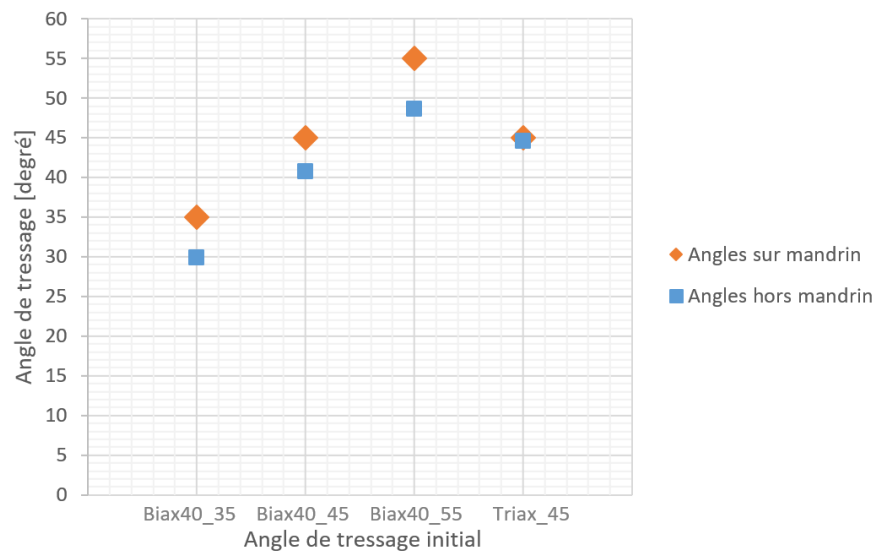


FIGURE 3.8 – Angles de tressage mesurés par ImageJ hors mandrin

3.3.2 Comportement en traction biaxiale d'une tresse sèche

L'essai de traction biaxiale est très utilisé dans la caractérisation des renforts tissés ([BUE 01] [WIL 08] [KAW 73]) pour étudier le comportement en tension dans les deux directions du renfort, étant donné l'interaction entre celles-ci à cause de l'entrelacement dû au tissage. Le principe de l'essai est de créer une tension sur deux axes perpendiculaires d'une même éprouvette. Une tresse sollicitée de manière orthogonale en tension donne plus d'informations sur le comportement longitudinal et transverse du renfort mais aussi sur l'influence de l'entrelacement sur les caractéristiques de ce dernier.

L'essai est réalisé sur la machine d'essai de traction biaxiale Zwick [Figure 3.9 et 3.10] et suivant le protocole décrit dans le Chapitre 2.



FIGURE 3.9 – Machine de traction biaxiale Zwick

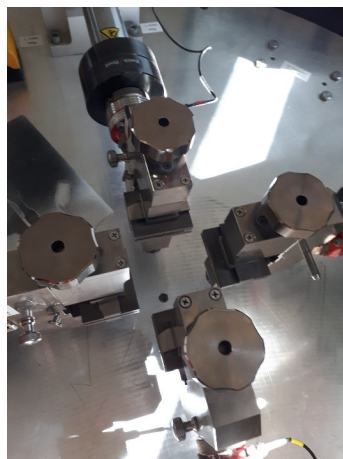


FIGURE 3.10 – Les mors de la machine de traction biaxiale Zwick

Les éprouvettes sont élaborées à partir des renforts tubulaires tressés sur un même diamètre. Des éprouvettes avec différents angles de tressage sont testées : 35°, 45° et 55°. Les éprouvettes avec un angle de 45° sont testées de deux manières différentes : une partie est testée en étant positionnée avec les mèches orientées à +/- 45° par rapport aux axes de sollicitation et l'autre avec les mèches orientées à +/- 90° par rapport à ces axes, c'est-à-dire qu'elles sont sollicitées dans la direction des fils de la même manière qu'un tissu. Dans les autres cas, l'essai de traction biaxiale est plus complexe puisque les efforts ne sont pas orientés de la même manière par rapport aux directions des fils. En effet, dans tous les cas, les directions des efforts sont orthogonales l'une à l'autre alors que les fils ne le sont pas.

Les tresses tubulaires sont découpées pour fabriquer des éprouvettes sous forme de croix [Figure 3.11]. Des plaques en aluminium sont collées sur les quatre bords de la croix par une résine Epoxy pour adapter l'éprouvette aux mors du banc d'essai et faciliter son maintien. Les dimensions de l'éprouvette correspondent à la distance prise entre les mors qui est ici de 60 mm. La partie utile de l'éprouvette ne peut cependant former qu'un carré de dimensions inférieures à celles de la distance entre les mors.

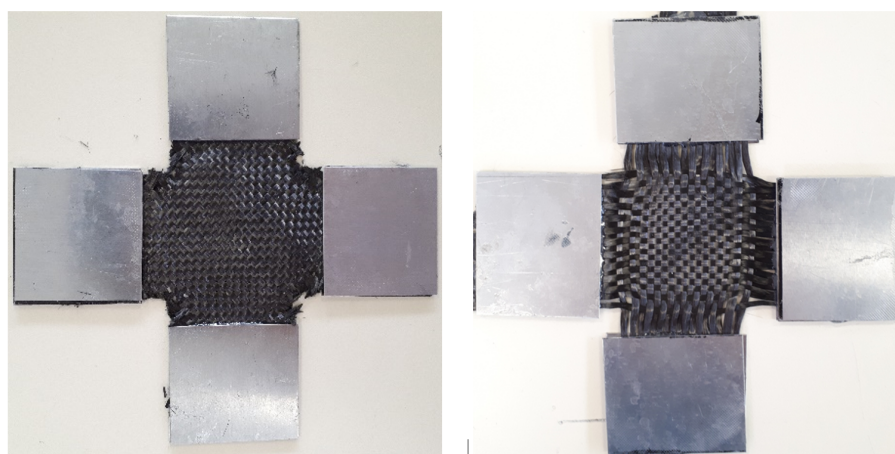


FIGURE 3.11 – A gauche, tresse à 45° d'angle disposée à 45° ; à droite, tresse à 45° d'angle disposée à 90°

L'essai de traction biaxiale n'est pas simple à mettre en œuvre pour les renforts textiles car il faut bien définir le point de départ de l'essai et l'état initial de l'éprouvette au risque que les mèches de chaque côté ne soient pas tirées en même temps. Pour les essais réalisés, une lente prétension de 100 N est dans un premier temps appliquée sur chacun des quatre axes. Ensuite le déplacement des vérins est imposé à un millimètre par minute. La précharge est nécessaire car, contrairement à un déplacement imposé, elle permet d'assurer une mise en tension uniforme de l'éprouvette avant de continuer à augmenter la contrainte et compenser le défaut de centrage de l'éprouvette. Le centrage est important car les vérins et les capteurs ne peuvent pas tolérer des efforts tangentiels.

Observation et résultats

En imposant un déplacement identique sur les quatre vérins, le centre de l'éprouvette reste fixe. Une caméra est placée au-dessus de l'éprouvette. Les images de l'évolution des déplacements et de la déformation de l'éprouvette peuvent alors être analysées. La figure ci-après [Figure 3.12] présente les captures de la caméra pour les différents échantillons dans l'état de précharge à gauche, et l'état de déformation avancée à droite.

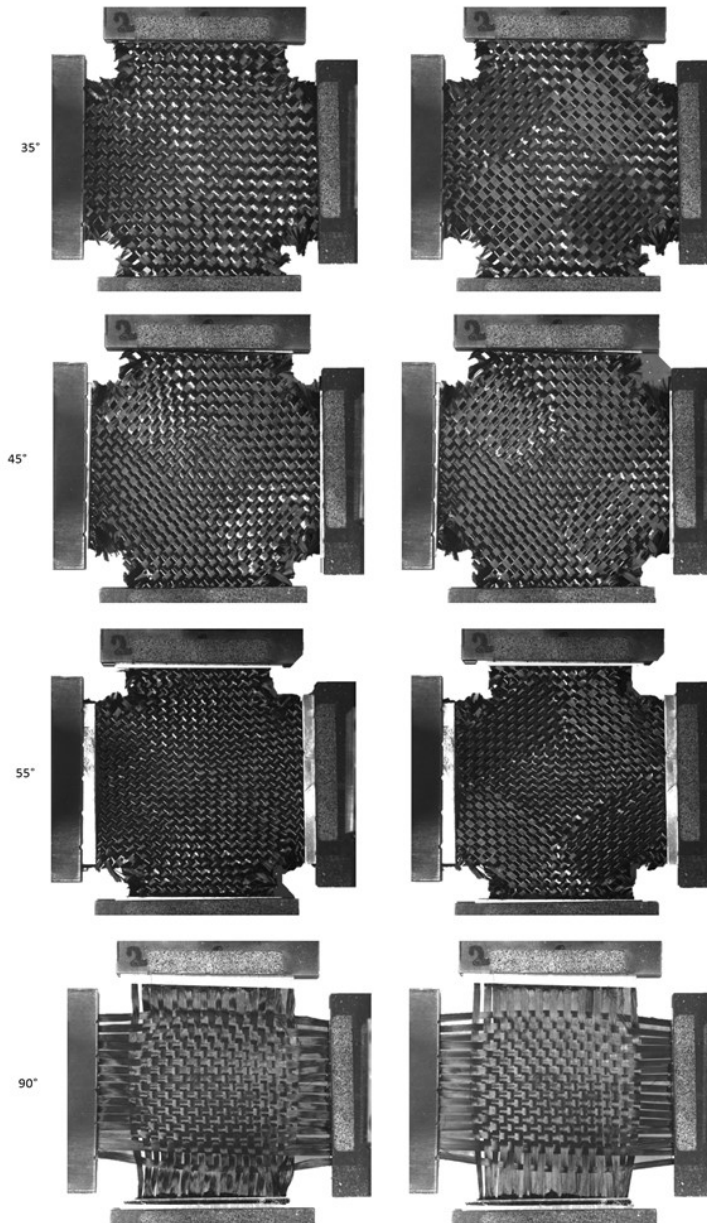


FIGURE 3.12 – A gauche, éprouvette sous précharge; à droite, éprouvette sous charge de 1500 N par axe

L'éprouvette à 90° est comparable à un tissu sollicité en traction biaxiale. C'est l'échantillon de référence. On remarque que l'entrelacement des fils crée un effort de serrage important. En effet, les fils des bords ne se tendent pas tous complètement. L'impact de l'alignement et du centrage de l'éprouvette peut également être responsable de cet effet. Les résultats des courbes forces-déplacement seront représentatifs du comportement global de l'échantillon.

Dans le cas des éprouvettes à 35° , 45° et 55° , où les directions principales des fils ne sont pas le long des directions de traction, la répartition des tensions n'est pas homogène. La géométrie de l'éprouvette conduit à la formation de trois zones de tensions différentes.

Dans la zone A [figure 3.13] une tension est appliquée sur tous les fils, la zone B n'a de tension que sur des fils de biais d'une même direction et la zone C ne possède aucune tension locale. Il est à noter que, par souci de précision, en bordure de zone A et des mors se trouve une petite zone équivalente à B. La figure 3.13 de droite, sans la zone C, n'affiche que les zones sous tension.

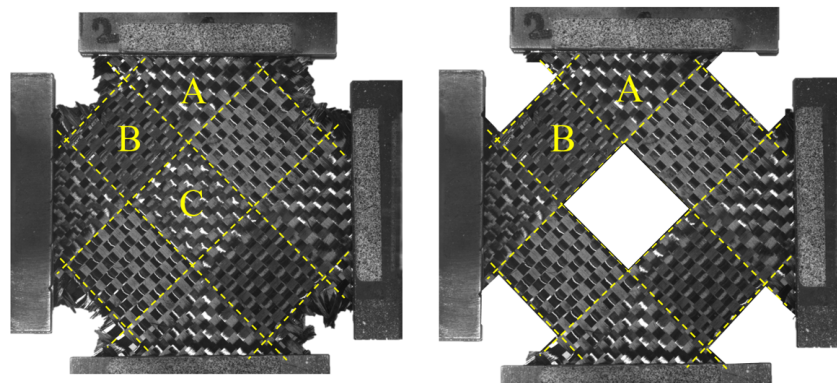


FIGURE 3.13 – Faciès de déformation. A droite, mise en évidence des zones sous tension

Toutes mèches de la zone A sont tirées des deux côtés suivant deux directions perpendiculaires l'une à l'autre mais non alignée avec les fils. La zone C présente un certain cisaillement de la structure. Etant donné que les mèches de cette zone ne sont pas tenues par les mors, cette zone est impactée par les tensions appliquées sur les zones A et B. La zone B, constituée d'un entrelacement d'un groupe de fils tirés par les mors et d'un autre non tiré, représente une zone demi-cisaillée.

Le champ de déformation est induit par le déplacement des mors. Ces derniers ont des vitesses de déplacement égales durant le tirage. Par ce fait, en se positionnant dans le repère global, les fils s'étirent et ont tendance à s'écarter du centre de l'éprouvette. Les fils étant tressés, il y a glissement relatif engendrant alors de la friction. L'analyse et l'exploitation des résultats de cet essai n'est pas simple et présente certaines difficultés en raison de l'existence de ces trois zones qui présentent des déformations différentes.

3. Caractérisation expérimentale des renforts tressés

Cette cinématique bien particulière qui est observée dans cet essai rappelle celle du *bias extension test* [HAR 04] [CAO 08] [POT 06] qui consiste en un essai de traction simple sur une éprouvette textile rectangulaire où les mèches sont inclinées à +/- 45° par rapport à la direction de l'effort de traction. Cet essai génère aussi trois zones de déformations différentes et permet d'étudier le comportement en cisaillement des éprouvettes. Mais ici, contrairement au *bias extension test*, certains fils subissent une tension en plus de la rotation. Les niveaux d'efforts sont donc bien plus grands comme le montre la figure 3.14.

Courbes Force - Allongement

Les forces de tension exercées sur les deux axes sont données ici en fonction du déplacement des mors [Figure 3.14]. Chaque courbe est la moyenne des forces mesurées sur la paire de vérins opposés. Le déplacement considéré est la somme des déplacements mesurés sur chacun de ces vérins. La mesure de force est donnée en Newton et le déplacement en millimètre.

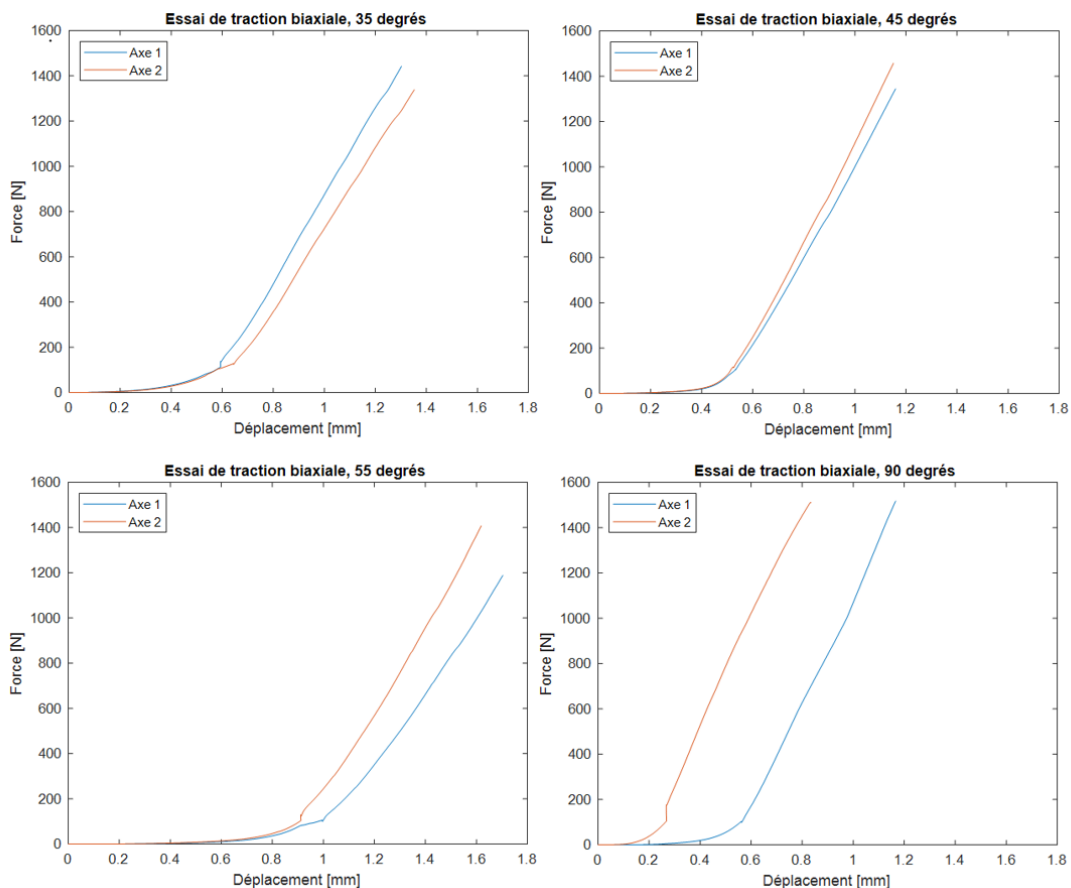


FIGURE 3.14 – Courbes Force-Déplacement des essais de traction biaxiale

L'arrêt de l'essai est programmé dès lors qu'un capteur de force atteint 1500 N. Le déplacement absolu est différent pour chaque éprouvette et dépend fortement du positionnement initial et de la tension mise sur les fils lors de la mise en place de l'éprouvette. Par ailleurs, lorsque la précharge de 100 N est atteinte sur un axe, l'attente d'atteindre cette précharge sur l'autre axe crée une temporisation. Cet arrêt est bien marqué sur la courbe.

L'effet de l'entrelacement des fils et leur glissement entre eux donnent une augmentation non-linéaire de la force. La courbe devient par la suite linéaire pour tous les échantillons. Les deux courbes dans chaque graphe ne sont pas superposées puisque le déplacement est absolu et chaque éprouvette présente systématiquement un défaut de centrage.

Le tableau suivant présente la pente, c'est-à-dire la raideur, de la partie linéaire :

	35 deg	45 deg	55 deg	90 deg
K Axe 1 [N/mm]	1937	1990	1625	2224
K Axe 2 [N/mm]	1840	2184	1930	2654

FIGURE 3.15 – Raideur des courbes Forces-Déplacement

La raideur sur chaque éprouvette peut, a priori, être qualifiable en fonction de l'angle de tressage et de l'angle de calage de l'éprouvette. Les éprouvettes qui sont symétriques par rapport au repère orthogonal des axes de tirage devraient avoir une raideur K identique sur les deux axes. Aussi, l'éprouvette à 55° devrait être l'inverse de celle à 35°. Cependant le calcul des raideurs donne certaines disparités. Ces hypothèses ne sont donc pas complètement vérifiées.

En effet, la raideur de l'éprouvette à 35° suivant l'axe 1 est presque égale à la raideur de l'éprouvette à 55° suivant l'axe 2. Ce qui est tout à fait logique étant donné que ce sont des angles complémentaires. Par contre la raideur de l'éprouvette à 35° sur l'axe 2 est différente de celle de l'éprouvette à 55° sur l'axe 1. Un écart de 215 N/mm est distingué.

Pour les éprouvettes devant être symétriques par rapport aux deux axes perpendiculaires de traction, notamment celle à angle 45° et celle à 90°, les raideurs sur les deux axes sont différentes.

Cela peut être expliqué par la mauvaise qualité de la découpe de l'éprouvette et son positionnement initial entre les mors. De plus, le nombre de fils pris dans les mors de l'axe 1 était différent du nombre de fils pris dans les mors de l'axe 2. Pour l'éprouvette à 90°, l'effort de tension était appliqué sur 18 mèches de carbone dans l'axe 1 contre 21 mèches dans l'axe 2. Il est donc tout à fait normal que la raideur soit plus élevée dans la courbe de l'axe 2. Concernant l'éprouvette à 45°, elle a été coupée de manière à pouvoir orienter les fils dans la direction à 45° dans les deux axes de traction. La forme en croix de l'éprouvette fait que les fils ne sont pas tous entièrement tenus par les mors. Les nombres de fils tirés dans chaque axe ne sont donc pas égaux et par conséquent les raideurs non plus.

Conclusion

L'objectif de ces essais de traction biaxiale n'est pas de refléter la raideur d'une tresse mais cela apporte une bonne indication sur l'allure de la raideur et du comportement de l'éprouvette sous ce type de sollicitation. Il faut noter toutefois que la réalisation de cet essai sur des renforts tressés n'est pas triviale en raison de la difficulté à bien définir le chargement initial dans les deux directions de traction ainsi que le positionnement central initial de l'éprouvette entre les mors. La fiabilisation des mesures peut être alors impactée.

L'éprouvette coupée en croix crée des zones de tension disparates. Une forme carrée pourrait permettre d'homogénéiser la répartition de tension. Un soin tout particulier devrait être apporté lors de la mise en place de l'éprouvette avec une mise en position très précise dans les mors. L'essai sur l'éprouvette à 90° est réalisé afin de pouvoir identifier le comportement transverse de la mèche en carbone. Cette identification sera abordée dans le chapitre 5.

3.3.3 Comportement sous traction uniaxiale des tresses sèches

L'essai de traction uniaxiale est réalisé sur les différentes tresses tubulaires élaborées [Section 2.14]. L'objectif ici est de qualifier le comportement d'une tresse sèche complète et de comparer l'influence des paramètres de tressage sur ce comportement. Les paramètres évalués sont l'angle de tressage, le diamètre du mandrin et le type de tresse (biaxiale ou triaxiale). Deux éprouvettes de chaque catégorie de tresse sont testées. Au cours de l'essai, des images de l'éprouvette sont capturées à intervalle régulier afin de suivre la déformation de la tresse.

Pour garder la forme tubulaire des tresses, des tenons en acier [Figure 2.22], avec des diamètres identiques à ceux des mandrins ayant servi à fabriquer les tresses (30 mm et 40 mm), sont collés sur les deux bouts de chaque éprouvette avec une colle Epoxy haute performance de type Araldite. Des bagues de serrage sont ajoutées pour renforcer le maintien de l'éprouvette.

L'essai réalisé sur la tresse biaxiale *Biax40_45* de diamètre 40 mm et d'angle de tressage 45° est pris comme essai de référence. Cette tresse est, dans un premier temps, comparée aux tresses *Biax40_35* et *Biax40_55* de diamètres 40 et d'angles respectivement de 35° et 55° pour évaluer l'influence de l'angle de tressage sur les propriétés mécaniques du renfort. Elle est ensuite comparée à la tresse *Biax30_45* de diamètre 30 mm et d'angle de tressage identique (45°) pour identifier l'influence du diamètre du mandrin sur le renfort. Et enfin, pour observer l'influence de l'insertion des fils droits dans les tresses, la tresse biaxiale de référence est comparée à la tresse triaxiale *Triax40_45* de diamètre 40 mm et d'angle de tressage 45° aussi.

La Figure 3.16 présente trois images montrant l'évolution de la déformation de la géométrie de la tresse *Biax40_45*. La courbe Force- Allongement de cette éprouvette est donnée dans la Figure 3.17 .

3. Caractérisation expérimentale des renforts tressés

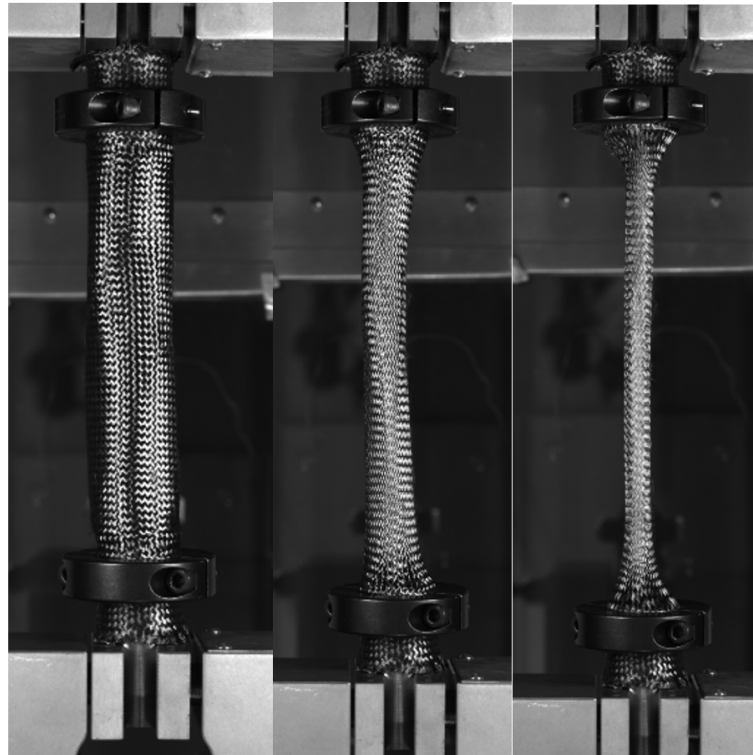


FIGURE 3.16 – Évolution de la déformation d’une éprouvette Biax40_45 lors d’un essai de traction

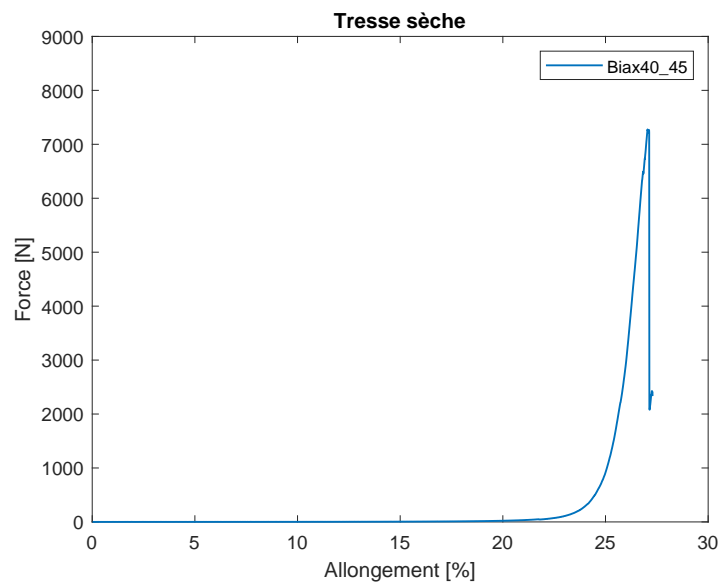


FIGURE 3.17 – Évolution de la courbe Force-Allongement d’une éprouvette lors d’un essai de traction

Cet essai met en évidence le comportement fortement non linéaire d'une tresse. La résistance à la traction ne se fait sentir qu'après un allongement important. Durant cette phase, la contrainte est quasi nulle et laisse place au réarrangement des fils de biais. Cela produit une réduction importante du diamètre de la tresse. La réduction du diamètre est accompagnée d'une diminution conséquente de l'angle des fils de biais. Cette valeur tend à une valeur limite qui représente l'angle de verrouillage (*Locking Angle*). Une augmentation de la résistance à la traction est alors observée. Cette augmentation suit à la fois une loi géométrique sinusoïdale liée à l'évolution de l'angle de tressage, mais aussi des efforts internes de friction et d'entrelacement de fils et finalement de la résistance des fils. En effet, la rupture de l'éprouvette débute par la rupture des fils au niveau de la fixation des tenons. La résistance à la traction ne se résume alors pas à la partie « efficace » de l'éprouvette ayant le diamètre le plus fin mais à l'endroit de la réduction de diamètre où se trouve la plus grande concentration de contrainte.

Pour comparer les différentes éprouvettes, les courbes Force-allongement de chaque comparaison sont illustrées dans les figures 3.18, 3.19 et 3.20.

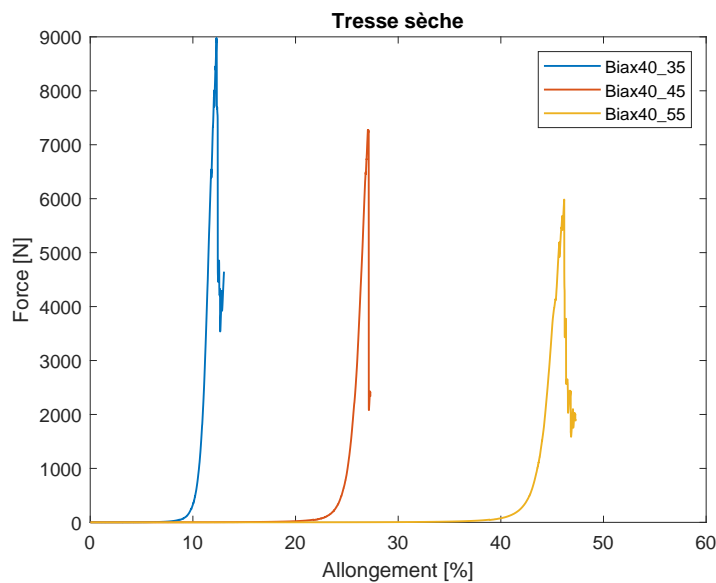


FIGURE 3.18 – Courbe Force-Allongement des éprouvettes de diamètre 40 mm et d'angles de tressage différents

3. Caractérisation expérimentale des renforts tressés

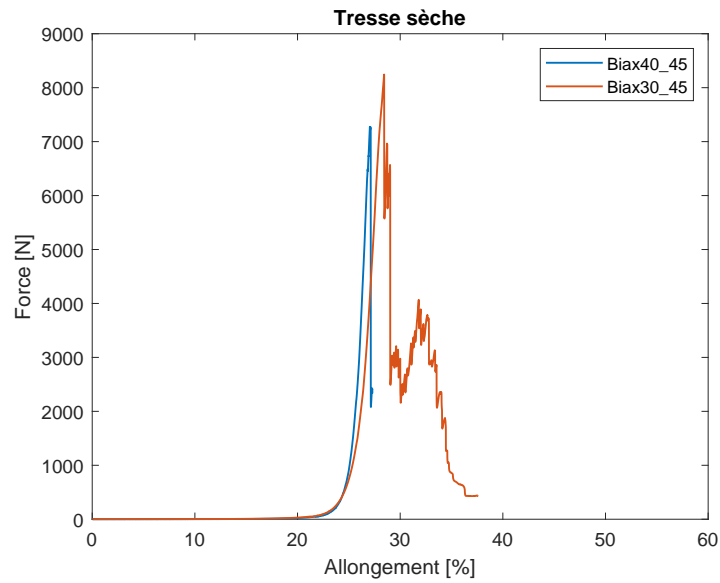


FIGURE 3.19 – Courbe Force-Allongement des éprouvettes d'angle de tressage de 45 degrés et de diamètres 30 mm et 40 mm

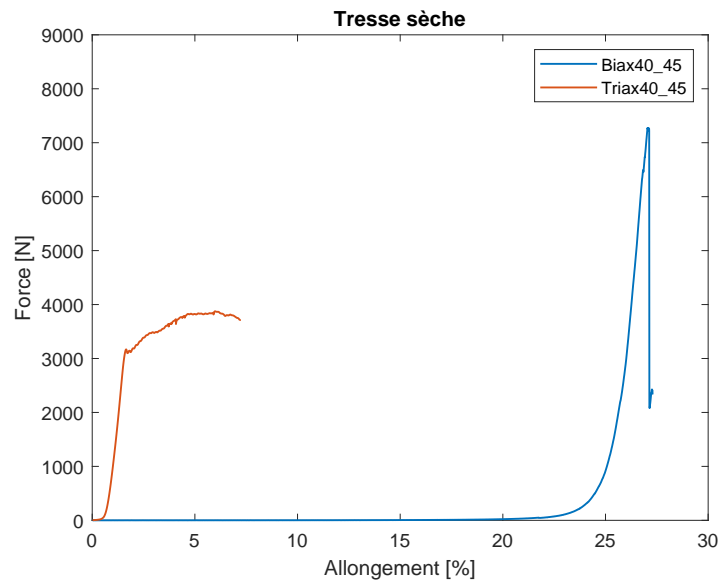


FIGURE 3.20 – Courbe Force-Allongement des éprouvettes d'angle de tressage de 45 degrés bi et triaxiale

De plus, les valeurs des rigidités atteintes sont données dans le graphique 3.21. Ces valeurs sont relevées par la pente de la partie linéaire élastique de la courbe Force-Allongement.

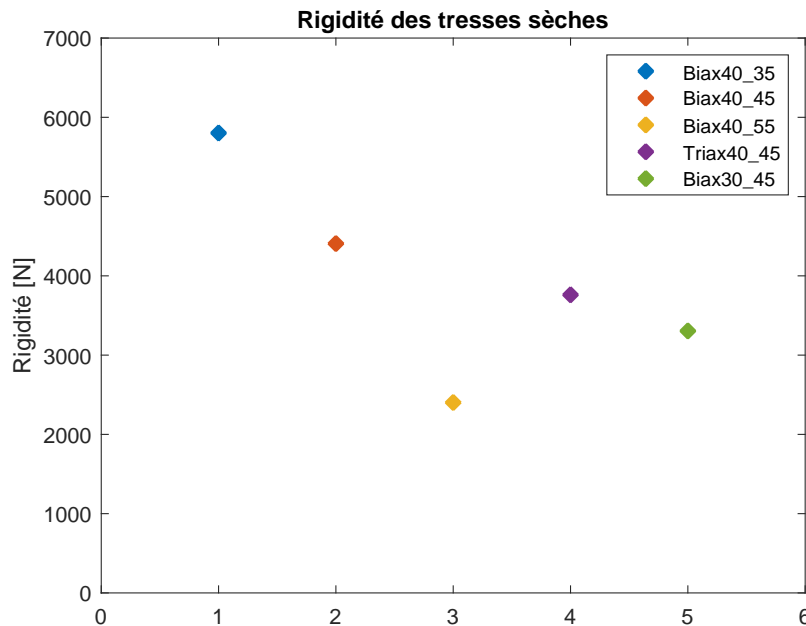


FIGURE 3.21 – Comparaison des rigidités des éprouvettes

Toutes les courbes ont le même profil de déformation. Cependant, l'allongement nécessaire pour obtenir un début de résistance est très différent. L'effort de tension n'augmente de manière directe que dans la tresse triaxiale *Triax40_45*. La charge est d'abord immédiatement appliquée sur les fils droits présents dans cette dernière.

D'après la figure 3.18 comparant les tresses biaxiales de diamètre 40 mm, il est remarqué que plus l'angle de tressage est petit, moins la déformation est importante mais plus l'effort est élevé. La courbe comparant les tresses des diamètres 30 mm et 40 mm ayant le même angle de tressage s'allongent de manière quasi similaire. La différence des diamètres entre ces deux tresses est marquée par l'effort à la rupture qui est légèrement plus élevé dans la *biax30_45*. En effet, étant donné que la rupture des éprouvettes testées ici est survenue au niveau des tenons en acier, la tresse de diamètre 30 mm, fixée à un tenon de diamètre 30 mm, a pu résister plus longtemps que celle au diamètre 40 mm, fixée par un tenon au diamètre 40 mm. Cela s'explique par les écarts différents entre le diamètre réduit et le diamètre initial dans les deux tresses. En effet, pour un même allongement, la tresse dont le diamètre est 40 mm a un écart, entre son diamètre initial et son diamètre réduit, plus important que celui de la tresse à 30 mm de diamètre.

La limite de rupture dans cet essai est peu significative puisque celle-ci intervient en limite d'encastrement. De plus, dans certaines éprouvettes, les tenons se sont décrochés petit à petit ce qui a créé des glissements de l'éprouvette au niveau de sa fixation aux mors. La partie efficace de l'éprouvette, où la tresse présente son *Locking Angle*, n'est pas affectée par cette rupture de fils. Toutefois, les informations données par les courbes de cet essai indiquent une relation entre l'angle de tressage et la rigidité. Ainsi, plus l'angle

3. Caractérisation expérimentale des renforts tressés

de tressage est faible et plus la rigidité maximale est importante. Il en est de même pour la relation entre l'angle de tressage final obtenu par déformation, l'angle de verrouillage, et la rigidité maximale. Ces valeurs sont données dans le tableau 3.23.

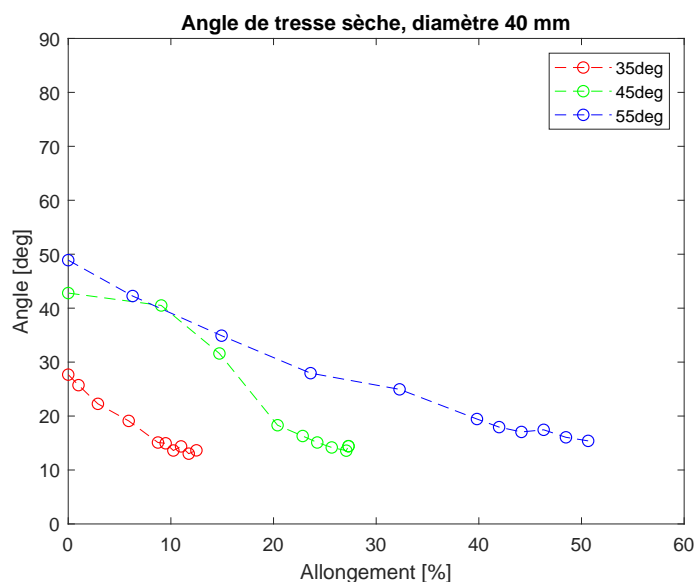


FIGURE 3.22 – Evolution de l'angle des tresses au cours de l'essai de traction

	35 deg 40 mm	45 deg 40 mm	55 deg 40 mm	45 deg UD	45 deg 30 mm
<i>Locking angle</i> [Degrés]	10,7	14,2	16,1	42,7	16,8

FIGURE 3.23 – Tableau des *Locking Angle*

Les valeurs du *Locking Angle* sont relevées à l'aide du logiciel de mesure *ImageJ*. L'angle est déterminé en faisant une moyenne pour des fils de biais centrés sur le diamètre afin d'éviter les effets de forme due à la forme cylindrique de la tresse.

Une réduction considérable de l'angle de tressage est constatée [Figure 3.22]. Cependant cette réduction est bien plus faible pour la tresse triaxiale disposant de fils droit [Figure 3.24]. Ces fils garantissent l'intégrité de la structure en empêchant le glissement relatif des fils de biais. Vu qu'ils sont immédiatement soumis à l'effort de traction qui est exercé directement dans leur direction, leur rupture justifie la chute rapide de la tension illustrée dans la courbe. Une poursuite de l'essai pourrait résulter éventuellement en une deuxième augmentation de la force due à l'alignement des fils de biais qui n'ont pas encore subi de rupture. On observe aussi que plus l'angle de tressage initial est grand, plus le *Locking angle* le sera aussi. La tresse atteint alors un état rigide peu déformable.

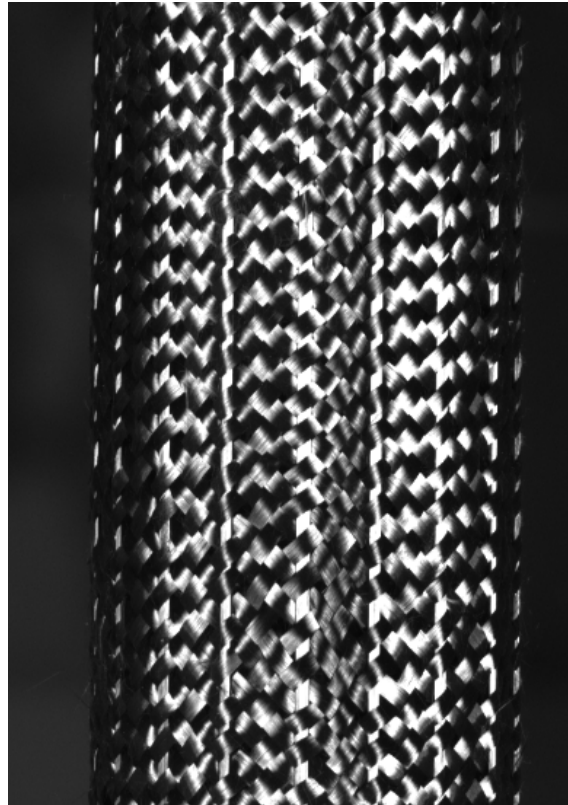


FIGURE 3.24 – Tresse triaxiale

Le comportement des tresses est marqué par de grandes déformations. L'étude montre l'impact des différents paramètres sur une tresse « libre » sèche. Cette étude préliminaire nous mène à nous intéresser au comportement global d'un tube composite de tresse.

3.3.4 Comportement sous traction uniaxiale des tresses composites

A partir des renforts tubulaires de diamètre 40 mm fabriqués par la machine de tressage, des composites sont mis en œuvre par procédé RTM comme décrit dans la section 2.2.4. Afin d'évaluer l'influence de l'angle de tressage sur le comportement de ces composites, des éprouvettes des différents angles étudiés (35°, 45° et 55°) ont été caractérisées par essai de traction. L'essai est réalisé à l'aide du banc de traction de marque MTS suivant le protocole expliqué dans le Chapitre 2. Comme pour les tresses tubulaires sèches, des tenons en acier sont collés sur chaque côté des éprouvettes et des bagues de serrage sont utilisées pour renforcer leur maintien dans les mors. Les éprouvettes testées sont toutes de longueur 200 mm et de diamètre 40 mm. Une éprouvette de chaque configuration est testée : Biax40_35, Biax40_45, Biax40_55 et Triax40_45.



FIGURE 3.25 – Tube en composite avec tenons pour essai de traction

En raison des irrégularités du procédé de mis en œuvre des composites, dont la maîtrise n'est pas facile, quelques bulles d'air peuvent être présentes dans la résine remettant en cause la résistance mécanique des tubes. Le comportement élastique global des tubes n'est pas remis en cause mais sa limite élastique ne sera pas prise en compte dans cette étude.

Courbes Force-Déformation

A l'inverse des tresses sèches, ayant un profil force-déformation exponentiel, le tube composite présente une caractéristique mécanique plus similaire à celles des matériaux continus. Il est possible de tracer une pente à l'origine donnant une approximation de la rigidité du matériau.

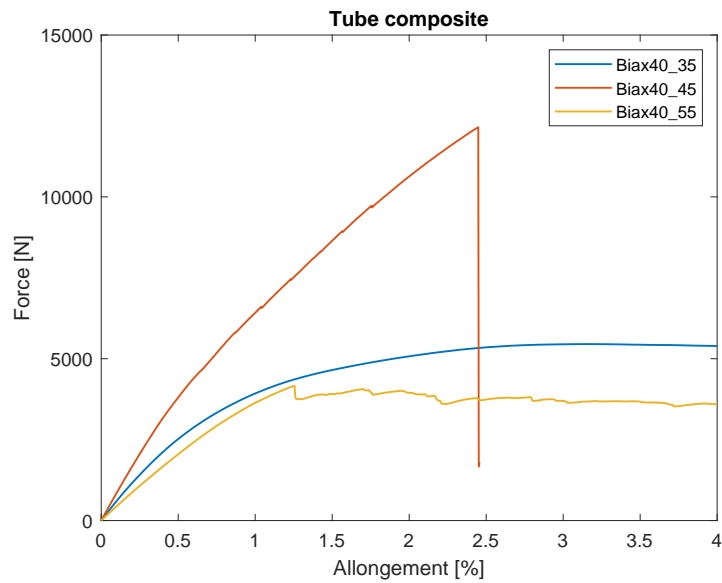


FIGURE 3.26 – Courbe Force-Allongement de tubes composites

3. Caractérisation expérimentale des renforts tressés

Le tube ayant un angle de tressage à 45° présente une rupture brutale contrairement aux autres angles de tressage. Il présente aussi une pente (rigidité) à l'origine plus élevée que les autres angles [Graphe 3.26], qu'ils soient supérieurs ou inférieurs.

Si l'on observe le faciès de rupture de l'éprouvette, on aperçoit un biseau à 45° de l'angle de tressage [Figure 3.27]. Il n'est donc pas étonnant de relever une rigidité importante sur les matériaux ayant des fibres à 45 degrés par rapport à l'axe de tirage.



FIGURE 3.27 – Faciès de rupture d'un tube composite d'angle de tressage de 55 degrés

L'ajout de fils droits dans la direction longitudinale qui est la direction de l'effort permet d'augmenter la rigidité du tube composite [Graphe 3.28]. Cette raideur de maintien de la tresse [Section 3.3.3] se retrouve dans le tube composite.

Les tubes à 35 et 55 degrés ne présentent pas de rupture brutale directement après la rupture de résine. Si on prend le cas de l'éprouvette biax40_35 [Graphe 3.29], on distingue plusieurs zones dans sa courbe Force-Allongement. Le début du chargement montre une première partie de déformation élastique. Ensuite la résine se dégrade progressivement et laisse place au cisaillement et au glissement des fils, ce qui justifie la deuxième partie plate dans la zone plastique de la courbe. La force est presque constante, l'éprouvette résiste grâce au frottement entre les fils de biais, qui sont en train de s'aligner dans la direction de l'effort jusqu'à atteinte de l'angle de verrouillage. Une fois cet angle atteint, une augmentation rapide de la force est observée. Cette deuxième partie de rigidification de la courbe est due à la résistance mécanique des fils de biais qui sont maintenant alignés dans la direction de l'effort. La chute de tension à la fin de la courbe n'est pas causée par la rupture du fil mais par l'arrêt automatique de l'essai étant donné que la capacité de charge du banc d'essai utilisé est de 20 kN. La figure 3.30 montre l'éprouvette biax40_35 après déformation.

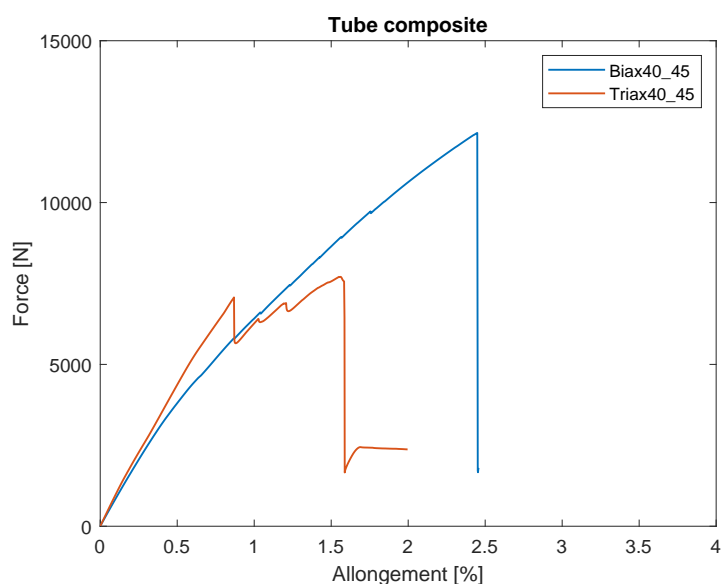


FIGURE 3.28 – Courbe Force-Allongement des tubes composites d'angle de tissage de 45 degrés avec et sans fils droits

Ce comportement est similaire au comportement d'un renfort tissé observé dans les travaux de [BOI 05b]. Un essai de *Picture frame* est réalisé sur un échantillon tissé pour identifier son comportement en cisaillement. Cet essai montre que les fils subissent dans un premier temps une rotation qui donne globalement un cisaillement plan sur le tissu. La rigidité est initialement faible et augmente au fur et à mesure que les fils entrent en contact les uns avec les autres jusqu'à ce que l'angle de cisaillement limite (*Locking angle*) soit atteint. Les fils subissent une compression latérale entre eux. A partir de ce moment une augmentation rapide de l'effort est observée.

3. Caractérisation expérimentale des renforts tressés

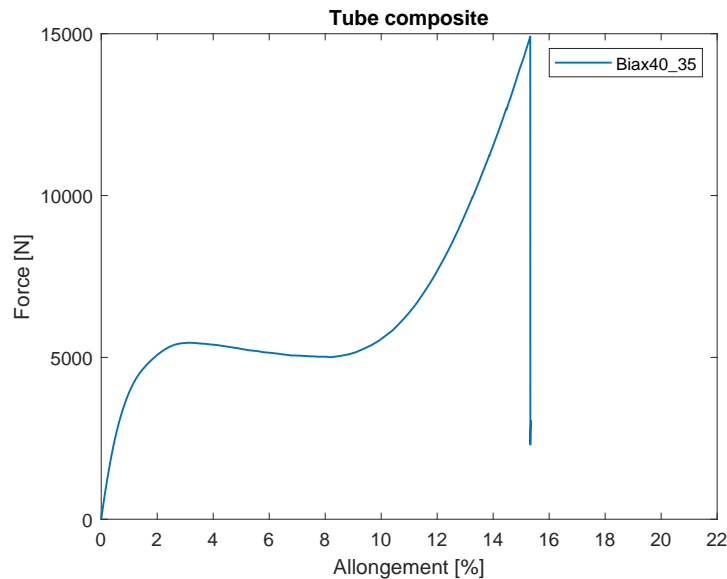


FIGURE 3.29 – Courbe Force-Allongement d'un tube composite d'angle de tressage de 35 degrés

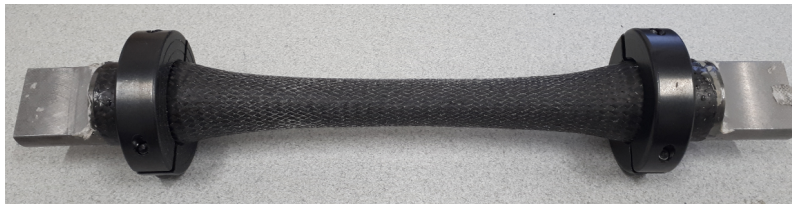


FIGURE 3.30 – Eprouvette après allongement

3.4 Bilan

Les résultats de la caractérisation expérimentale du comportement mécanique du renfort tressé ont été présentés dans ce chapitre. Des essais ont été réalisés à l'échelle mésoscopique et macroscopique de la tresse.

Dans un premier temps, le comportement en traction et en flexion de la mèche Carbone 12k a été analysé. Les données obtenues serviront à identifier les paramètres du modèle de comportement du matériau dans les chapitres suivants.

A l'échelle macroscopique, une caractérisation des tresses sèches et des tresses composites a été réalisée. Plusieurs éprouvettes de structures tressées sèches et composites ont été élaborées à partir de la machine de tressage et du procédé RTM. Ces éprouvettes ont été fabriquées suivant des configurations différentes relatives aux paramètres procédés et géométriques utilisés. Leur caractérisation mécanique a permis d'évaluer les relations entre ces paramètres et le comportement mécanique final du renfort. Les renforts tressés secs ont été testés par des essais de traction biaxiale en étudiant l'influence de l'angle de

tressage sur leur comportement sous tension appliquée suivant deux axes perpendiculaires. Une partie des résultats de cet essai est utilisée pour identifier les paramètres du comportement transverse du matériau servant à définir son modèle de comportement pour la partie simulation numérique. Les tresses tubulaires sèches et les tubes composites ont été également caractérisés par des essais de traction uniaxiale. Les courbes Force-Déformation ont été étudiées et ont permis de mettre en évidence l'influence des paramètres de tressage sur la rigidité de la structure tressée et sa réponse aux différentes sollicitations appliquées.

Chapitre 4

Modélisation du comportement d'une mèche

Sommaire

4.1	Introduction	86
4.2	Mécanique des milieux continus en grandes transformations	86
4.2.1	Description du mouvement	86
4.2.2	Tenseur gradient de la transformation	87
4.2.3	Mesure des déformations	88
4.2.4	Mesure des contraintes	89
4.2.5	Indifférence matérielle et principe d'objectivité	90
4.3	Modèle de comportement d'une mèche constituée de fibres	92
4.3.1	Lois hypoélastiques	92
4.3.2	Dérivée objective adaptée au suivi de la direction des fibres	94
4.3.3	Comportement du matériau équivalent au matériau fibreux	96
4.4	Implémentation de la loi de comportement dans Abaqus	98
4.4.1	Schéma d'intégration temporelle	98
4.4.2	Schéma implicite	99
4.4.3	Schéma explicite aux différences centrées	100
4.4.4	Implémentation de la loi de comportement dans Abaqus/Explicit	101
4.5	Bilan	103

4.1 Introduction

Dans ce chapitre, un rappel des bases de la mécanique des milieux continus en grandes transformations est d'abord présenté pour pouvoir décrire les formulations du modèle de comportement utilisé pour la mèche. Cette dernière est représentée comme un matériau solide homogène. La loi de comportement du matériau homogène équivalent à un matériau fibreux est alors définie. A l'échelle microscopique, la mèche, étant composée de plusieurs fibres, est hétérogène. Son comportement doit donc prendre en compte le comportement des fibres la constituant et des interactions entre elles. La loi décrite dans cette partie est une loi hypoélastique qui a déjà été utilisée dans des études sur le comportement des renforts tissés et qui a permis d'avoir des résultats de calcul très satisfaisants [BAD 08a] [NAO 15b]. Le principe de l'implémentation de cette loi dans Abaqus/Explicit est également abordé.

4.2 Mécanique des milieux continus en grandes transformations

Afin de décrire le modèle utilisé pour étudier le comportement de la mèche, quelques définitions de base et les grandeurs utilisées en mécanique des milieux continus sont rappelées dans cette section.

4.2.1 Description du mouvement

Le mouvement d'un point peut être décrit comme son passage de sa position initiale dans une configuration initiale C_0 , à sa position à un instant t dans une configuration C_t . La configuration à l'instant t est appelée configuration actuelle. Elle peut représenter soit sa position finale ou une configuration intermédiaire entre l'initiale et la finale.

La fonction qui définit le mouvement est $x(X;t)$ qui va donner la position x à un instant t d'un point référencé par X . Elle définit donc la transformation qui fait passer de la configuration de référence C_0 à la configuration actuelle déformée C_t [Figure 4.1].

En mécanique des solides, en général, la configuration de référence C_0 correspond à l'état initial du solide lorsqu'il est non déformé, cela permet d'associer ces deux configurations dans le même système d'axe. Les coordonnées de la position du point dans la configuration C_0 sont alors appelées coordonnées matérielles ou lagrangiennes, tandis que les coordonnées qui sont associées à la configuration C_t sont nommées coordonnées spatiales ou eulériennes. Dans la suite de cette section, les différentes quantités décrites seront écrites à l'un ou l'autre de ces référentiels. La mention de la dépendance au temps sera aussi omise en considérant que $t > 0$.

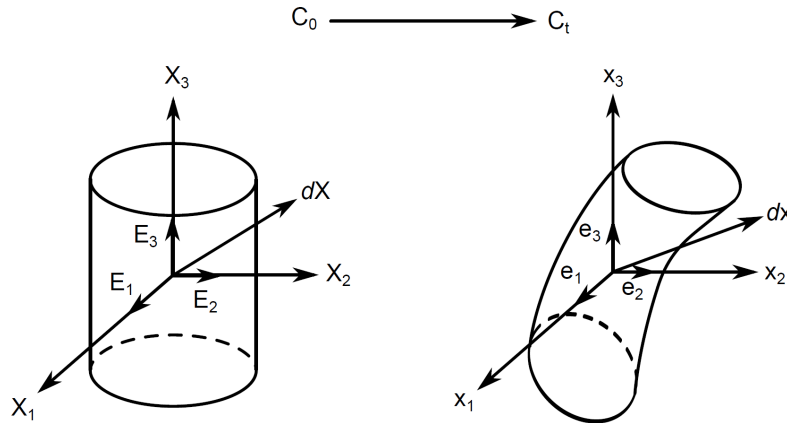


FIGURE 4.1 – Transformation d'une configuration de référence à une configuration déformée actuelle

4.2.2 Tenseur gradient de la transformation

Soit un milieu continu qui occupe un volume Ω_0 dans la configuration de référence (c'est-à-dire à l'état naturel non déformé et non contraint d'un matériau) et un volume Ω dans la configuration actuelle. La transformation de ce milieu est décrite par l'application χ bijective qui, à chaque position initiale $\underline{X} \in \Omega_0$, fait correspondre une position actuelle $\underline{x} \in \Omega$ ¹ :

$$\underline{x} = \chi(\underline{X}) \quad (4.1)$$

Le tenseur gradient de la transformation est le tenseur jacobien de l'application. Il est aussi appelé transformation homogène tangente ou application linéaire tangente. Le vecteur $d\underline{x}$ va prendre alors la forme :

$$d\underline{x} = \frac{\partial \chi}{\partial \underline{X}} d\underline{X} = \underline{\underline{F}} d\underline{X} \quad (4.2)$$

La transformation d'un élément de volume élémentaire peut être définie en considérant un élément de volume dV dans la configuration de référence $d\Omega_0 \in C_0$ ou $dV \in C_0$. Le volume élémentaire dv qui lui correspond dans la configuration courante $dv \in C_t$ est donné par le jacobien de la transformation qui est le déterminant du tenseur gradient de la transformation :

$$dv = J dV \quad \text{avec} \quad J = \det(\underline{\underline{F}}) \quad (4.3)$$

La transformation d'un élément de surface de normale \underline{N} , $dA = dAN$ en configuration initiale en un élément de surface $d\underline{a} = d\underline{an}$ de normale \underline{n} est donnée par la formule de Nanson suivante :

$$d\underline{an} = J \underline{\underline{F}}^{-T} \underline{N} dA \quad (4.4)$$

1. Dans toute cette partie, et sauf mention contraire, les grandeurs écrites en minuscule seront relatives à la configuration actuelle tandis que les grandeurs écrites en majuscule seront relatives à la configuration initiale.

4.2.3 Mesure des déformations

Les transformations locales du milieu étudié sont décrites par le tenseur gradient de déformation. Elles sont composées de rotation de corps rigide et de déformations matérielles. Le théorème de la décomposition polaire du gradient de la transformation le formalise. Selon ce théorème, on peut écrire de manière unique :

$$\underline{\underline{F}} = \underline{\underline{R}} \cdot \underline{\underline{U}} = \underline{\underline{V}} \cdot \underline{\underline{R}} \quad (4.5)$$

Avec $\underline{\underline{R}}$ le tenseur de rotation (orthogonal direct), $\underline{\underline{U}}$ et $\underline{\underline{V}}$ des tenseurs symétriques définis positifs nommés tenseurs de déformation pure. Aussi, le produit scalaire de deux vecteurs élémentaires de la configuration déformée permet d'étudier les variations de longueur et d'angle à l'intérieur du solide :

$$\begin{aligned} d\underline{\underline{u}} \cdot d\underline{\underline{v}} &= du_i dv_i = F_{ij} dU_j F_{ik} dV_k = dU_j F_{ji}^T F_{ik} dV_k \\ &= d\underline{\underline{U}} \cdot \underline{\underline{F}}^T \cdot \underline{\underline{F}} \cdot d\underline{\underline{V}} \\ &= d\underline{\underline{U}} \cdot \underline{\underline{C}} \cdot d\underline{\underline{V}} \end{aligned} \quad (4.6)$$

Cela introduit le tenseur de Cauchy-Green droit $\underline{\underline{C}} = \underline{\underline{F}}^T \cdot \underline{\underline{F}} = \underline{\underline{U}}^2$. C'est la mesure du produit scalaire des vecteurs déformés. On écrit alors la variation du produit scalaire entre la configuration initiale non-déformée et la configuration déformée :

$$\begin{aligned} d\underline{\underline{u}} \cdot d\underline{\underline{v}} - d\underline{\underline{U}} \cdot d\underline{\underline{V}} &= d\underline{\underline{U}} \cdot \underline{\underline{C}} \cdot d\underline{\underline{V}} - d\underline{\underline{U}} \cdot d\underline{\underline{V}} \\ &= d\underline{\underline{U}} \cdot (\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{I}}) \cdot d\underline{\underline{V}} \\ &= d\underline{\underline{U}} \cdot 2\underline{\underline{E}} \cdot d\underline{\underline{V}} \end{aligned} \quad (4.7)$$

Le tenseur des dilatations de Green-Lagrange est défini par $\underline{\underline{E}} = 1/2(\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{I}})$. On le confond avec le tenseur des déformations linéarisé $\underline{\underline{\epsilon}}$ lors des petites déformations. Sur la configuration initiale sont définis les tenseurs $\underline{\underline{C}}$ et $\underline{\underline{E}}$, dits « lagrangiens ». Leurs équivalents dans la configuration actuelle sont dit « eulériens² » et sont exprimés comme tel :

$$\begin{aligned} \underline{\underline{b}} &= \underline{\underline{F}} \cdot \underline{\underline{F}}^T = \underline{\underline{F}}^2 \\ \underline{\underline{a}} &= \frac{1}{2} (\underline{\underline{I}} - \underline{\underline{b}}^{-1}) \end{aligned} \quad (4.8)$$

Ils sont nommés, respectivement, tenseur de Cauchy-Green gauche et tenseur d'Euler-Almansi.

Lorsque l'on parle de certaines lois de comportement (viscoélastique ou hypoélastique), la vitesse de déformation intervient et est à prendre en compte. La différentielle de l'équation 4.2 par rapport au temps nous donne :

2. Un tenseur sera dit lagrangien (resp. eulérien) lorsque ses quantités d'entrée et de sortie sont exprimées dans la configuration initiale (resp. actuelle). Un tenseur dont la quantité d'entrée et la quantité de sortie ne sont pas exprimées dans la même configuration sera dit bipoint.

$$d\dot{\underline{x}} = \underline{\dot{F}} \cdot d\underline{X} = \underline{\dot{F}} \cdot \underline{F}^{-1} \cdot d\underline{x} = \underline{l} \cdot d\underline{x} \quad (4.9)$$

Soit \underline{l} représente le tenseur gradient de vitesse. Il se décompose en deux termes : le tenseur taux de déformation \underline{d} symétrique et le tenseur taux de rotation $\underline{\omega}$ antisymétrique :

$$\begin{aligned} \underline{l} &= \underline{d} + \underline{\omega} \\ \text{avec } \underline{d} &= \frac{1}{2}(\underline{l} + \underline{l}^T) \\ \text{et } \underline{\omega} &= \frac{1}{2}(\underline{l} - \underline{l}^T) \end{aligned} \quad (4.10)$$

Dans la configuration actuelle c'est le tenseur taux de déformation qui permet de mesurer la vitesse de déformation. Elle s'obtient dans la configuration initiale de la manière suivante :

$$\underline{\dot{E}} = \frac{1}{2}\underline{\dot{C}} = \underline{F}^T \cdot \underline{d} \cdot \underline{F} \quad (4.11)$$

4.2.4 Mesure des contraintes

On considère un solide déformable coupé virtuellement en deux sous domaines avant et après sa transformation [Figure 4.2]. L'équilibre de chacun de ces deux sous domaines nécessite que des forces internes existent à la frontière entre les deux. Soit un élément de surface infinitésimal ds situé à la frontière entre les deux sous domaines. Cet élément est soumis à un effort df . Le vecteur contrainte s'exprime alors localement par :

$$\underline{t} = \frac{d\underline{f}}{ds} \quad (4.12)$$

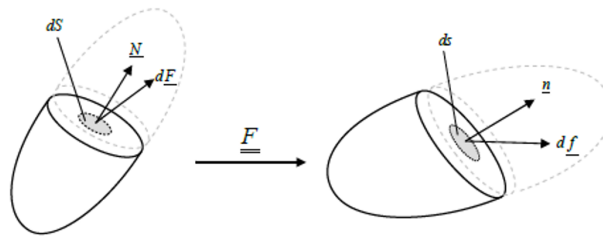


FIGURE 4.2 – Solide déformable

D'après le théorème de Cauchy, le vecteur contrainte dépend seulement, au point considéré, et de façon linéaire, de la normale \underline{n} à la surface élémentaire ds considérée. On définit alors un tenseur d'ordre 2 qui est nommé tenseur des contraintes de Cauchy $\underline{\underline{C}}$, tel que :

$$\underline{t} = \underline{\underline{C}} \cdot \underline{n} \quad (4.13)$$

Les vecteurs \underline{t} et \underline{n} dans l'équation précédente sont exprimés dans la configuration actuelle. Il est démontré, par l'équation du moment du principe fondamental de la dynamique, que le tenseur des contraintes de Cauchy est symétrique, Il représente donc les efforts internes définis en configuration actuelle. D'après 4.12 et 4.13, l'effort exercé sur la surface élémentaire est exprimé comme suit :

$$d\underline{f} = \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{n} ds \quad (4.14)$$

Il est aussi possible d'exprimer d'autres mesures d'efforts internes de la même manière que pour les différentes mesures de déformation décrites précédemment. En considérant $d\underline{S}$, $d\underline{F}$ et \underline{N} respectivement l'élément de surface, l'effort exercé et la normale de la surface en configuration initiale, deux tenseurs de contraintes $\underline{\underline{P}}$ et $\underline{\underline{S}}$ peuvent être définis par :

$$\begin{aligned} d\underline{f} &= \underline{\underline{P}} \cdot \underline{N} dS \\ d\underline{F} &= \underline{\underline{S}} \cdot \underline{N} dS \end{aligned} \quad (4.15)$$

Le tenseur $\underline{\underline{P}}$ est appelé premier tenseur de Piola-Kirchhoff (ou le tenseur de Boussinesq) et le tenseur $\underline{\underline{S}}$ est appelé second tenseur de Piola-Kirchhoff (ou tenseur de Piola Lagrange). Ces deux tenseurs sont identiques dans les petites déformations. On peut aussi introduire le tenseur des contraintes de Kirchhoff qui est le tenseur eulérien $\underline{\underline{\tau}} = J\underline{\underline{\sigma}}$. Ce tenseur symétrique a un rôle important dans la formulation des problèmes en grandes déformations. Les relations entre ces différents tenseurs décrits sont exprimées par :

$$\begin{aligned} \underline{\underline{\tau}} &= J\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{F}} \underline{\underline{S}} \underline{\underline{F}}^T = \underline{\underline{P}} \underline{\underline{F}}^T \\ \underline{\underline{S}} &= \underline{\underline{F}}^{-1} \underline{\underline{P}} = \underline{\underline{F}}^{-1} \underline{\underline{\tau}} \underline{\underline{F}}^{-T} = J \underline{\underline{F}}^{-1} \underline{\underline{\sigma}} \underline{\underline{F}}^{-T} \end{aligned} \quad (4.16)$$

D'après les définitions des termes lagrangien et eulérien qui ont été abordées précédemment, le tenseur des contraintes de Cauchy $\underline{\underline{\sigma}}$, permettant d'obtenir le vecteur contrainte en configuration actuelle en fonction de la normale en configuration actuelle, est eulérien. Par contre, le second tenseur de Piola-Kirchhoff $\underline{\underline{S}}$, permettant d'avoir le vecteur contrainte en configuration initiale en fonction de la normale en configuration initiale est lagrangien. Quant aux tenseurs de Kirchhoff $\underline{\underline{\tau}}$ et le premier tenseur de Piola-Kirchhoff $\underline{\underline{P}}$, ils ne sont ni eulériens ni lagrangiens et sont dits tenseurs bipoints.

4.2.5 Indifférence matérielle et principe d'objectivité

Une loi de comportement doit s'exprimer de manière indépendante de l'observateur, c'est le principe de l'indifférence matérielle. Ainsi, les grandeurs prises en compte devraient respecter le principe d'objectivité. Cette objectivité reflète l'indépendance de ces grandeurs dans le référentiel (ou repère) choisi. En d'autres termes, le changement de référentiel d'observation des rotations et translations ne doit pas modifier ces grandeurs fondamentales [F.]. On peut alors citer comme grandeurs [LEM 09] :

- tout scalaire;

- tout tenseur de la configuration de référence C_0 , comme le tenseur Green-Lagrange de déformation $\underline{\underline{E}}$ ainsi que le second tenseur des contraintes $\underline{\underline{S}}$ de Piola-Kirchhoff;
- toute dérivée temporelle d'un tenseur défini dans la configuration de référence C_0 comme $\underline{\underline{\dot{E}}}$ et $\underline{\underline{\dot{S}}}$.

Néanmoins, on souligne que les dérivées temporelles des grandeurs définies dans la configuration actuelle déformée C_t ne sont pas objectives. De cette manière, la dérivée $\underline{\underline{\dot{\sigma}}}$ du tenseur des contraintes de Cauchy n'est pas objective. Tout comme les dérivées temporelles $\underline{\underline{\dot{F}}}$ du gradient de la transformation et $\underline{\underline{\dot{P}}}$ du premier tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff. Cependant, il existe plusieurs dérivées temporelles objectives comme Jaumann ou Green-Naghdi [section 4.3.1]. Ces dernières seront détaillées dans la suite de ce chapitre.

Après ce rappel de quelques notions de base de la mécanique des milieux continus, une description de la loi de comportement utilisée sera l'objet de la deuxième partie de ce chapitre.

Il est alors important de choisir la dérivée objective adaptée au modèle de comportement à mettre en place.

Soit $\underline{\underline{Q}}$ la rotation qui définit un repère dit « repère tourné » par rapport au repère de référence. La dérivée objective dans la rotation $\underline{\underline{Q}}$ est la dérivée pour un observateur qui est fixe dans le repère tourné. Le tenseur objectif qui sera utilisé désormais pour les exemples est le tenseur des contraintes de Cauchy $\underline{\underline{\sigma}}$.

$$\underline{\underline{\sigma}}^\nabla = \underline{\underline{Q}} \cdot \left(\frac{d}{dt} (\underline{\underline{Q}}^T \cdot \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{Q}}) \right) \cdot \underline{\underline{Q}}^T \quad (4.18)$$

Cette dérivée peut être écrite sous une autre forme. En recalculant la dérivée temporelle directe de $\underline{\underline{\sigma}}$, on fait apparaître les vecteurs de la base du repère tourné $\{\underline{e}_i\} = \{\underline{e}_1; \underline{e}_2; \underline{e}_3\}$ ainsi que le spin de ce repère $\underline{\underline{\Omega}} = \dot{\underline{\underline{Q}}} \cdot \underline{\underline{Q}}^T$ tel que $\dot{\underline{e}}_i = \underline{\underline{\Omega}} \cdot \underline{e}_i$. Soit donc :

$$\begin{aligned} \underline{\underline{\sigma}} &= \sigma_{ij} \underline{e}_i \otimes \underline{e}_j \\ \dot{\underline{\underline{\sigma}}} &= \dot{\sigma}_{ij} \underline{e}_i \otimes \underline{e}_j + \sigma_{ij} \dot{\underline{e}}_i \otimes \underline{e}_j + \sigma_{ij} \underline{e}_i \otimes \dot{\underline{e}}_j \\ &= \dot{\sigma}_{ij} \underline{e}_i \otimes \underline{e}_j + \sigma_{ij} (\underline{\underline{\Omega}} \cdot \underline{e}_i) \otimes \underline{e}_j + \sigma_{ij} \underline{e}_i \otimes (\underline{\underline{\Omega}} \cdot \underline{e}_j) \\ &= \underline{\underline{\sigma}}^\nabla + \underline{\underline{\Omega}} \cdot \underline{\underline{\sigma}} + \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{\Omega}}^T \\ &= \underline{\underline{\sigma}}^\nabla + \underline{\underline{\Omega}} \cdot \underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{\Omega}} \end{aligned} \quad (4.19)$$

La dérivée objective $\underline{\underline{Q}}$ peut s'écrire comme suit :

$$\underline{\underline{\sigma}}^\nabla = \dot{\underline{\underline{\sigma}}} + \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{\Omega}} - \underline{\underline{\Omega}} \cdot \underline{\underline{\sigma}} \quad (4.20)$$

En mécanique des milieux continus, il faut faire un choix pour cette rotation $\underline{\underline{Q}}$. En effet, il n'est pas facile de suivre de manière précise la matière avec une simple rotation, compte tenu de ses déformations. Il n'est possible que de suivre au mieux la matière. Pour remédier à ce genre de difficultés, différentes dérivées objectives alternatives existent. Notamment les dérivées de Jaumann et les dérivées de Green Naghdi qui sont très fréquemment utilisées dans les codes de calcul. [Tableau 4.3].

La dérivée de Green Naghdi utilise la rotation $\underline{\underline{R}}$ qui est issue de la décomposition polaire du gradient de la transformation : $\underline{\underline{F}} = \underline{\underline{R}} \cdot \underline{\underline{U}}$. Quant à la dérivée de Jaumann, elle utilise la rotation du repère corotationnel $\underline{\underline{R}}_s$ qui est défini par son spin $\underline{\underline{W}}$ qui est égal au tenseur des taux de rotation :

$$\underline{\underline{W}} = \frac{1}{2} (\underline{\underline{\nabla}} \underline{\underline{v}} - \underline{\underline{\nabla}} \underline{\underline{v}}^T) = \dot{\underline{\underline{R}}}_s \cdot \underline{\underline{R}}_s^T \quad (4.21)$$

	Taux de contrainte	Loi en taux
Dérivée de Jaumann du tenseur de Cauchy	$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla J} = \underline{\underline{\dot{\sigma}}} - \underline{\underline{W}} \cdot \underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{W}}^t$	$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla J} = \underline{\underline{C}}^{\sigma J} : \underline{\underline{D}}$
Dérivée de Jaumann du tenseur de Kirchhoff	$\underline{\underline{\tau}}^{\nabla J} = \underline{\underline{\dot{\tau}}} - \underline{\underline{W}} \cdot \underline{\underline{\tau}} - \underline{\underline{\tau}} \cdot \underline{\underline{W}}^t$	$\underline{\underline{\tau}}^{\nabla J} = \underline{\underline{C}}^{\tau J} : \underline{\underline{D}}$
Dérivée de Truesdell du tenseur de Cauchy	$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla \tau} = \underline{\underline{\dot{\sigma}}} + \text{div}(\underline{\underline{v}})\underline{\underline{\sigma}} - (\underline{\underline{D}} + \underline{\underline{W}}) \cdot \underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\sigma}} \cdot (\underline{\underline{D}} + \underline{\underline{W}})^t$	$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla \tau} = \underline{\underline{C}}^{\sigma \tau} : \underline{\underline{D}}$
Dérivée de Green-Naghdi du tenseur de Cauchy	$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla G} = \underline{\underline{\dot{\sigma}}} - \underline{\underline{\Omega}} \cdot \underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{\Omega}}^t$ $\underline{\underline{\Omega}} = \underline{\underline{\dot{R}}} \cdot \underline{\underline{R}}^t$	$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla G} = \underline{\underline{C}}^{\sigma G} : \underline{\underline{D}}$

FIGURE 4.3 – Dérivées objectives et lois de comportement associée [BEL 00] [FLO 13]

4.3.2 Dérivée objective adaptée au suivi de la direction des fibres

D'après les travaux de Hagège et al [HAG 04] [BOI 05a], les dérivées objectives classiques, comme celle citées avant (dérivée de Green Naghdi et Jaumann) ne sont pas adaptées au suivi des propriétés anisotropiques du matériau et donc ne satisfont pas à l'objectivité de la loi de comportement. Dans les travaux de Hagège, une nouvelle dérivée objective, qui est propre aux mèches, a été appliquée aux renforts tricotés [HAG 04] [BOI 05a] et ensuite aux tissés par [BAD 08c]. Cette dérivée objective, qui sera utilisée dans ce travail, s'appuie sur la rotation des fibres, correspondant de cette manière au repère d'isotropie transverse de la mèche. Ainsi, il est possible de distinguer les composantes des rigidités longitudinales et des rigidités transverses. La base $\{\underline{\underline{f}}_i\} = \{\underline{\underline{f}}_1; \underline{\underline{f}}_2; \underline{\underline{f}}_3\}$ est alors définie comme base liée à la direction des fibres $\underline{\underline{f}}_1$. Soit aussi $\underline{\underline{\Phi}}$ la rotation de la fibre. La dérivée objective basée sur cette rotation [Figure 4.4] s'écrit sous la forme :

$$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla \Phi} = \underline{\underline{\Phi}} \cdot \left(\frac{d}{dt} (\underline{\underline{\Phi}}^T \cdot \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{\Phi}}) \right) \cdot \underline{\underline{\Phi}}^T = \underline{\underline{\dot{\sigma}}} + \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{\Omega}}_{\Phi} - \underline{\underline{\Omega}}_{\Phi} \cdot \underline{\underline{\sigma}} \quad (4.22)$$

où $\underline{\underline{\Omega}}_{\Phi} = \underline{\underline{\dot{\Phi}}} \cdot \underline{\underline{\Phi}}^T$ le spin correspondant à la rotation des fibres.

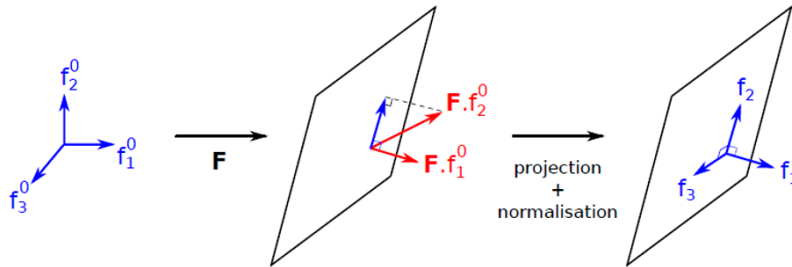


FIGURE 4.4 – Définition de la rotation suivant la direction des fibres [BAD 08c]

Cette rotation est calculée selon la démarche suivante [BAD 08c] :

Dans un premier temps, la direction actuelle des fibres \underline{f}_1 , qui est une direction matérielle, est calculée à partir de la direction initiale (qui est connue) \underline{f}_1^0 et du gradient de la transformation \underline{F} :

$$\underline{f}_1 = \frac{\underline{F} \cdot \underline{f}_1^0}{\left\| \underline{F} \cdot \underline{f}_1^0 \right\|} \quad (4.23)$$

Ensuite, la direction matérielle \underline{f}_2 est projeté dans le plan normal à \underline{f}_1 pour construire la base orthonormée dont la direction 1 est confondue avec la direction des fibres. La direction \underline{f}_2 s'exprime donc par :

$$\underline{f}_2 = \frac{\underline{F} \cdot \underline{f}_2^0 - ((\underline{F} \cdot \underline{f}_2^0) \cdot \underline{f}_1) \underline{f}_1}{\left\| \underline{F} \cdot \underline{f}_2^0 - ((\underline{F} \cdot \underline{f}_2^0) \cdot \underline{f}_1) \underline{f}_1 \right\|} \quad (4.24)$$

Puis la direction \underline{f}_3 est calculée par le produit vectoriel des deux premières.

$$\underline{f}_3 = \underline{f}_1 \times \underline{f}_2 \quad (4.25)$$

Enfin, la matrice de rotation est obtenue, décrivant ainsi la direction actualisée des fibres dans la mèche et donc la base dite « matérielle ».

$$\underline{\Phi} = \left[\left\{ \underline{f}_1 \right\} \left\{ \underline{f}_2 \right\} \left\{ \underline{f}_3 \right\} \right] \quad (4.26)$$

Cette rotation permet alors de respecter le principe de l'objectivité et de l'indifférence matérielle. La loi de comportement hypoélastique spécifique aux matériaux fibreux peut ainsi s'écrire sous la forme :

$$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla \Phi} = \underline{\underline{C}}^{\nabla \Phi} : \underline{\underline{D}} \quad (4.27)$$

4.3.3 Comportement du matériau équivalent au matériau fibreux

La mèche, qui est constituée de fibres, est considérée comme un matériau continu. En effet, il est supposé que l'assemblage de ces fibres, qui sont généralement orientées longitudinalement, est assez compact pour qu'elles ne se déplacent pas de manière individuelle. Latil et al. confirment bien cette approche continue dans leur travaux [LAT 11] où la déformation microscopique des fibres et leur mouvement dans une mèche ont été observés par la réalisation d'essais mécaniques à l'intérieur d'un tomographe à rayons X. La mèche, considérée comme matériau homogène équivalent présente une direction privilégiée qui est la direction longitudinale des fibres. Une analyse par tomographie réalisée par Badel [BAD 08a] à l'échelle microscopique des renforts a permis de montrer que la distribution des fibres dans une section transverse d'une mèche est quasi-isotrope quand le renfort est sous sollicitation. Le comportement mécanique de la mèche sera donc supposé isotrope transverse.



FIGURE 4.5 – Isotropie transverse de la mèche de renfort tissé. Image tomographique

Ce comportement est caractérisé par le tenseur d'élasticité tangent eulérien $\underline{\underline{C}}$ qui s'écrit sous la forme générale [DAN 94] :

$$\underline{\underline{C}} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{23} & C_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & & \\ & \text{sym} & & & \frac{C_{22}-C_{23}}{2} & \\ & & & & & C_{44} \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

Où les constantes de rigidités sont égales à :

$$\begin{cases} C_{11} & = \frac{1-\nu_{23}\nu_{32}}{E_2^2\Delta} \\ C_{22} & = \frac{1-\nu_{12}\nu_{21}}{E_1E_2\Delta} \\ C_{12} & = \frac{\nu_{12}(1+\nu_{32})}{E_1E_2\Delta} \\ C_{23} & = \frac{\nu_{23}+\nu_{21}\nu_{12}}{E_1E_2\Delta} \\ C_{23} & = G_{12} \\ \Delta & = \frac{1-2\nu_{12}\nu_{21}(1+\nu_{32})-\nu_{23}\nu_{32}}{E_1E_2^2} \end{cases} \quad (4.29)$$

Dans notre cas, le coefficient de Poisson est considéré nul ce qui signifie que $C_{12} = 0$:

$$\underline{\underline{C}} = \begin{bmatrix} E^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & G_{12} & 0 & 0 \\ & sym & & & \frac{C_{22}-C_{23}}{2} & 0 \\ & & & & & G_{31} \end{bmatrix} \quad (4.30)$$

Le modèle de comportement d'un matériau homogène équivalent doit prendre en compte deux aspects majeurs qui représentent la particularité du comportement d'un renfort fibreux réel.

Le premier est lié au comportement longitudinal de la mèche, c'est un point très important car il va piloter les principaux aspects de la transformation du matériau fibreux. La rigidité de cette dernière est beaucoup plus importante dans la direction longitudinale que dans les autres directions ce qui nécessite de devoir suivre correctement cette direction afin d'éviter de cumuler des erreurs importantes. Cet aspect implique donc d'utiliser une dérivée objective qui est basée sur le suivi des directions matérielles.

Le deuxième point important est lié au comportement transverse du matériau, c'est-à-dire au niveau du plan normal à la direction des fibres. Les mèches ayant une rigidité très importante dans la direction longitudinale, leurs déformations seront plus concentrées dans les directions transverses. Cela peut être remarqué dans beaucoup de mécanismes de sollicitations (Traction biaxiale, cisaillement plan, compression,..). Il est donc important de prendre en compte ces directions pour la définition d'un modèle de comportement fiable de la mèche. Dans les travaux de Badel [BAD 08a], le comportement transverse est considéré comme la combinaison d'une compaction (augmentation de la densité de la mèche) et une distorsion (changement de la forme de la section de mèche) ce qui se traduit par un découplage entre une transformation sphérique et une transformation déviatorique. Au niveau du tenseur de déformation, cela correspond à la décomposition en une composante sphérique $\epsilon_s = \frac{\epsilon_{22}+\epsilon_{23}}{2}$ et une composante déviatorique $\epsilon_d = \frac{\epsilon_{22}-\epsilon_{23}}{2}$. Enfin, pour prendre en compte la faible rigidité de flexion des mèches, le module de cisaillement est considéré très faible par rapport au module d'Young. En effet,

d'après [GAS 00], un milieu continu doit avoir un module de cisaillement faible ou nul pour avoir un comportement à rigidité de flexion faible.

Finalement, comme défini par Badel [BAD 08a], la forme finale du tenseur de comportement est la suivante :

$$\underline{\underline{C}} = \begin{bmatrix} E^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{A+B}{2} & \frac{A-B}{2} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{A-B}{2} & 0 & 0 & 0 \\ & & & G & 0 & 0 \\ & sym & & & B & 0 \\ & & & & & G \end{bmatrix} \quad (4.31)$$

Où :

- E^* est le module d'Young apparent tel que $E^* = E_0 \frac{S_0}{S}$, S_0 est la section initiale, S est la section actuelle et E le module d'Young de la mèche non déformée.
- G est le module de cisaillement.
- $A = A_0 e^{-p\varepsilon_s} \cdot e^{m\varepsilon_{11}}$ et $B = B_0 e^{-p\varepsilon_s}$. A_0 et B_0 sont des coefficients élastiques qui correspondent respectivement aux rigidités relatives à la variation de la surface (partie sphérique) et à la variation de la forme (partie déviatorique) des sections des mèches. p est le facteur qui représente l'augmentation de ces deux rigidités.

4.4 Implémentation de la loi de comportement dans Abaqus

L'implémentation d'une loi de comportement spécifique dans Abaqus/Explicit est possible par l'utilisation de sous-routines utilisateur VUMAT (Vectorized User Material). Les informations nécessaires aux lois de comportement des milieux continus sont ainsi définies comme paramètres d'entrée de la sous-routine.

4.4.1 Schéma d'intégration temporelle

Un schéma d'intégration temporelle itératif est utilisé pour résoudre les équations de la dynamique pour un problème non-linéaire. L'échelle de temps continu est échantillonnée par incréments espacés d'un pas de temps défini. On donne alors l'équation de la dynamique pour l'incrément i :

$$\begin{aligned} M\ddot{u} + C\dot{u} &= f_{ext} - f_{int} \\ M\ddot{u}^{(i)} + C\dot{u}^{(i)} &= f_{ext}^{(i)} - f_{int}^{(i)} \end{aligned} \quad (4.32)$$

Avec \mathbf{M} la matrice de masse, \mathbf{C} la matrice d'amortissement et u étant le déplacement des noeuds. f_{int} et f_{ext} sont les efforts internes et externes aux noeuds. Afin d'obtenir l'équation précédente, la linéarisation donne nécessairement un résidu r :

$$r = f_{ext}^{(i+1)} - f_{int}^{(i+1)} - M\ddot{u}^{(i+1)} \quad (4.33)$$

Pour chaque incrément de temps, le déplacement, la vitesse et l'accélération calculés sont définis par le schéma d'intégration temporelle. Les schémas les plus couramment utilisés sont ceux de Newmark [NEW 59]. Dans un premier temps, le déplacement et la vitesse sont développés en série de Taylor jusqu'au jerk (dérivée de l'accélération). Deux coefficients de pondération lui sont appliqués :

$$u^{(i+1)} = u^{(i)} + \Delta t^{(i)} \dot{u}^{(i)} + \frac{(\Delta t^{(i)})^2}{2} \ddot{u}^{(i)} + \beta (\Delta t^{(i)})^2 \dot{\ddot{u}}^{(i)} \quad (4.34)$$

On suppose l'accélération linéaire sur l'incrément, d'où la forme du jerk suivante :

$$\dot{\ddot{u}}^{(i)} = \frac{\ddot{u}^{(i+1)} - \ddot{u}^{(i)}}{\Delta t^{(i)}} \quad (4.35)$$

Cette formulation du jerk incluse dans les formules précédentes, on obtient alors les expressions classiques du déplacement et de la vitesse du schéma de Newmark :

$$\begin{aligned} u^{(i+1)} &= u^{(i)} + \Delta t^{(i)} \dot{u}^{(i)} [(1 - 2\beta)\ddot{u}^{(i)} + 2\beta\ddot{u}^{(i+1)}] \\ \dot{u}^{(i+1)} &= \dot{u}^{(i)} + \Delta t^{(i)} [(1 - 2\gamma)\ddot{u}^{(i)} + \gamma\ddot{u}^{(i+1)}] \end{aligned} \quad (4.36)$$

La stabilité ainsi que la précision du schéma d'intégration est définie par les paramètres β et γ que l'on choisit. Si le déplacement, lors du pas d'incrément $i+1$, peut se calculer directement avec le déplacement, la vitesse et l'accélération de l'incrément i , on dit que c'est un schéma explicite. Sinon c'est un schéma dit implicite.

4.4.2 Schéma implicite

Pour un schéma implicite, il est nécessaire alors de prédire une solution à partir des données de l'incrément i qui sont connus. C'est en fait une première estimation que l'on peut faire via les équations 4.32 et 4.33 :

$$u^{(i+1)} = C^{-1} .x \quad (4.37)$$

Cela implique de réaliser l'inversion de la matrice de raideur tangente. Afin de corriger cette prédiction en contrôlant le résidu, l'algorithme itératif de Newton-Raphson est mis en place. La résolution permet de converger vers une solution satisfaisant l'équation d'équilibre. Le point fort de cette méthode est que l'équilibre est vérifié contrairement à un schéma explicite. La condition de cette stabilité se résume au cas où $2\beta \geq \gamma \geq \frac{1}{2}$ et la précision du second-ordre est obtenue pour $\gamma = \frac{1}{2}$. Si ces valeurs seuil ne sont pas respectées, le schéma est conditionnellement stable. Ainsi l'incrément de temps doit respecter les critères suivants qui dépendent de ω^{max} , la fréquence naturelle maximum du système étudié :

$$\begin{cases} \Delta t \leq \frac{\omega^{crit}}{\omega^{max}} \\ \omega^{crit} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\gamma - 2\beta}} \end{cases} \quad (4.38)$$

Usuellement on utilise les schémas suivants :

Schéma	β	γ	Stabilité
Accélération moyenne	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{2}$	inconditionnelle
Accélération linéaire	$\frac{1}{6}$	$\frac{1}{2}$	conditionnelle
Fox-Goodwin	$\frac{1}{12}$	$\frac{1}{2}$	conditionnelle

FIGURE 4.6 – Schéma implicites classiques dérivés du schéma de Newmark [BOR 12]

4.4.3 Schéma explicite aux différences centrées

Pour les valeurs $\beta = 0$ et $\gamma = \frac{1}{2}$, les formules de Newmark s'écrivent ainsi :

$$\begin{aligned}
 u^{(i+1)} &= u^{(i)} + \Delta t^{(i)} \dot{u}^{(i)} + \frac{(\Delta t^{(i)})^2}{2} \ddot{u}^{(i)} \quad \text{a)} \\
 \dot{u}^{(i+1)} &= \dot{u}^{(i)} + \frac{\Delta t^{(i)}}{2} (\ddot{u}^{(i)} + \ddot{u}^{(i+1)}) \quad \text{b)}
 \end{aligned}
 \tag{4.39}$$

Malgré le fait que l'accélération \ddot{u}^{i+1} intervienne dans l'expression du calcul de vitesse, le déplacement à l'incrément i est néanmoins calculable, d'où l'appellation explicite. Avec l'expression de l'accélération dans la formule 4.39a et en substituant dans 4.39b on obtient les relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 \dot{u}^{(i)} &= \frac{u^{(i+1)} - u^{(i-1)}}{2\Delta t} \\
 \ddot{u}^{(i)} &= \frac{u^{(i+1)} - 2u^{(i)} + u^{(i-1)}}{(\Delta t)^2}
 \end{aligned}
 \tag{4.40}$$

Si l'on a $\beta = 0$ et $\gamma = \frac{1}{2}$, les dérivées du déplacement sont alors approchées par différences centrées. On parle alors de schéma explicite aux différences centrées.

L'équation de la dynamique 4.32 permet de calculer l'accélération \ddot{u}^i . Etant donné qu'aucun algorithme de convergence n'est utilisé pour calculer la solution à chaque pas de temps, ce schéma explicite est plus facilement implémentable. En revanche, sa stabilité est conditionnée. En effet le pas de temps choisi doit rester inférieur à une valeur critique $\Delta t_{crit}^{(i)}$. Concrètement, il correspond au temps de propagation d'une onde de compression au travers d'un élément. Il dépend du plus petit élément de la discrétisation par éléments finis, également de la densité et de la rigidité du matériau. Au vu de la non linéarité possible du matériau, le temps critique devra être redéfini pour chaque pas de temps. On peut appliquer un coefficient de sécurité afin qu'il ne soit pas dépassé.

Abaqus effectue le calcul de ce pas de temps de la manière suivante :

$$\Delta t_{crit}^{(i)} = \min_{(elements)} (L^e \sqrt{\frac{\rho}{\lambda^e} + 2\mu^e}) \quad (4.41)$$

Avec :

- L^e , la plus petite dimension d'un élément.
- ρ la densité de l'élément.
- λ^e et μ^e , coefficient de Lamé de la mécanique des milieux continus.

Ce calcul convient pour les matériaux non-linéaires faiblement anisotropes. Dans notre cas, où une tresse est fortement anisotrope, un pas de temps critique est calculé et imposé à Abaqus par la formulation suivante :

$$\Delta t_{crit}^{(i)} = \sqrt{\frac{\rho}{E}} \min_{(elements)} (L^e) \quad (4.42)$$

Avec E une estimation du module d'élasticité maximal de notre matériau.

4.4.4 Implémentation de la loi de comportement dans Abaqus/Explicit

La loi de comportement hypoélastique est implémentée dans le logiciel de calcul par éléments finis Abaqus/Explicit. Pour ce faire, le comportement du matériau en grandes transformations est codé en FORTRAN dans une subroutine VUMAT. Cette dernière est appelée par Abaqus à chaque incrément et à chaque point d'intégration pour calculer les contraintes.

Données d'entrée/sortie - Base de calcul

La dérivée objective utilisée par Abaqus/Explicit en grandes transformations est la dérivée de Green Naghdi. Elle est basée sur la rotation polaire \underline{R} issue de $\underline{F} = \underline{R} \cdot \underline{U}$. Les grandeurs fournies par la VUMAT sont écrites dans la base tournante associée. Elle est notée $\{\underline{e}_i\}$ et vérifie $\underline{e}_i = \underline{R} \cdot \underline{e}_i^0$. Les résultats de sortie doivent aussi être écrits dans cette base.

Les données d'entrée qui sont passées en paramètres de la Vumat sont :

$$[F^{n+1}]_{\underline{e}_i^0}; [U^{n+1}]_{\underline{e}_i^0}; [\sigma^n]_{\underline{e}_i^n}; [\Delta \epsilon]_{\underline{e}_i^{n+1/2}} \quad (4.43)$$

Les tenseurs qui caractérisent la cinématique de la transformation à t^{n+1} sont projetés dans la base initiale. Et ceux qui caractérisent l'état de contraintes du matériau à t^n et l'incrément de déformation sur le pas de temps sont projetés dans la base tournante. La donnée de sortie est :

$$[\sigma^{n+1}]_{\underline{e}_i^{n+1}} \quad (4.44)$$

Adaptation des données

Etant donné que \underline{F} et \underline{U} sont données à t^{n+1} , il faut travailler dans la configuration de fin d'incrément pour calculer l'incrément de contrainte. Soit $\underline{\Delta R} = \underline{R}^{n+1} \cdot (\underline{R}^{n+1/2})^T$ la rotation entre cette configuration et celle à mi-incrément et $\underline{T}_{\Delta R}$ la transformation correspondante : $\underline{T}_{\Delta R} = \underline{\Delta R} \cdot \underline{S} \cdot \underline{\Delta R}^T$. On utilise la relation suivante [BAD 08a] :

$$[D^{n+1}]_{e_i^{n+1/2}} = [T_{\Delta R}(\underline{D}^{n+1/2})]_{e_i^{n+1}} \quad (4.45)$$

dont est obtenu successivement :

$$\begin{aligned} \Delta t [D^{n+1/2}]_{e_i^{n+1/2}} &= \Delta t [T_{\Delta R}(\underline{D}^{n+1/2})]_{e_i^{n+1}} \\ \text{soit } [\Delta \underline{\epsilon}^{n+1/2}]_{e_i^{n+1/2}} &= [T_{\Delta R}(\underline{\Delta \epsilon}^{n+1/2})]_{e_i^{n+1}} \end{aligned} \quad (4.46)$$

Avec cette relation, il est possible d'utiliser directement l'incrément de déformation donné par le code. De la même manière, pour les tenseurs de comportement de quatrième ordre, on a :

$$[C^{n+1/2}]_{f_i^{n+1/2}} = [T_{\Delta R}(\underline{C}^{n+1/2})]_{f_i^{n+1}} \quad (4.47)$$

Ensuite, les différents tenseurs sont projetés dans la base $\{\underline{f}_i\}$. Il faut donc procéder à un changement de base entre $\{e_i\}$ et $\{f_i\}$. Ce changement est traduit par la rotation $\underline{\Phi}$ [BAD 08a] :

$$\underline{\Phi} = \sum_{i,j} \underline{f}_i \otimes e_j = \sum_{i,j} (\underline{f}_i \cdot e_k) e_k \otimes e_j \quad (4.48)$$

Nous venons de préciser tous les ingrédients nécessaires à l'implémentation de la formule d'actualisation des contraintes adaptée au matériau à une direction de fibres. On présente dans le paragraphe suivant l'algorithme implémenté dans la VUMAT.

Algorithme de l'implémentation

L'algorithme utilisé pour l'implémentation de la loi dans la VUMAT pour actualiser les contraintes est présenté dans ce qui suit [BAD 08a].

- Calcul de l'inverse du tenseur des déformations pures droit : $[U^{n+1}]_{e_i^0}^{-1}$
- Calcul du tenseur de rotation : $[R^{n+1}]_{e_i^0} = [F^{n+1}]_{e_i^0} [U^{n+1}]_{e_i^0}^{-1}$
- Calcul de la base de calcul actuelle $\{e_i^{n+1}\}$ avec $[e_i^{n+1}]_{e_i^0} = [\underline{R}^{n+1}]_{e_i^0} [e_i^0]_{e_i^0}$
- Calcul de la base matérielle actuelle $\{f_i^{n+1}\}$
- Calcul de la matrice de rotation $[\Phi^{n+1}]_{e_i^0}^{n+1}$ avec l'équation 4.48

- Dédution de l'incrément de contrainte matériel à partir de l'incrément de contrainte fourni par le code : $[\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^{n+1}]_{f_i^{n+1}} = [\boldsymbol{\Phi}]_{e_i^{n+1}}^T [\Delta\boldsymbol{\varepsilon}]_{e_i^{n+1}} [\boldsymbol{\Phi}]_{e_i^{n+1}}$. L'équation 4.46 est utilisée.
- Actualisation du tenseur de contrainte $[\boldsymbol{\sigma}^{n+1}]_{f_i^{n+1}} = [\boldsymbol{\sigma}^n]_{f_i^{n+1}} + [C^{n+1/2}]_{f_i^{n+1/2}} [\Delta\boldsymbol{\varepsilon}]_{f_i^{n+1/2}}$. Les équations 4.46 et 4.47 sont utilisées.
- Retour du tenseur de contrainte en projection dans la base de calcul actuelle : $[\boldsymbol{\sigma}^{n+1}]_{e_i^{n+1}} = [\boldsymbol{\Phi}^n]_{e_i^{n+1}} + [\boldsymbol{\sigma}^{n+1}]_{f_i^{n+1}} [\boldsymbol{\Phi}]_{e_i^{n+1}}^T$.

4.5 Bilan

Les bases de la mécanique des milieux continus utiles à la formulation de la loi de comportement ont d'abord été rappelées dans ce chapitre. Les aspects du modèle de comportement hypoélastique utilisé dans cette étude sont par la suite décrits.

La première caractéristique de ce modèle est liée au comportement longitudinal du matériau. Elle implique d'utiliser une dérivée objective en rotation basée sur le suivi de la direction des fibres dans la mèche. Le deuxième aspect du modèle concerne le comportement transverse du matériau qui prend en compte les déformations subies par les mèches dans la direction normale à celle des fibres. Une description du principe de fonctionnement du code de calcul Abaqus/Explicit et de l'implémentation de la subroutine VUMAT dans Abaqus/Explicit est également présentée dans ce chapitre. Il est important de comprendre le fonctionnement des codes de calcul surtout quand il s'agit de simuler le comportement d'un matériau élastique non-linéaire. Cela permet d'avoir une idée globale de l'algorithme et des différents obstacles pouvant être rencontrés au cours du calcul.

Le modèle de comportement étant entièrement défini, le chapitre suivant a pour objectif de présenter la mise en place d'un modèle de simulation qui inclue, en plus de la modélisation de la géométrie, l'identification des paramètres du comportement du matériau définis dans ce chapitre. Il abordera également les différentes étapes essentielles à la réalisation d'une simulation à l'échelle mésoscopique du comportement mécanique d'un renfort tressé.

Chapitre 5

Modelisation et simulation numérique

Sommaire

5.1	Introduction	106
5.2	Modélisation géométrique du renfort tressé	106
5.2.1	Tomographie aux rayon X	106
5.2.2	Modèle géométrique	111
5.2.3	Le maillage	115
5.3	Identification des paramètres du matériau	116
5.3.1	Module d'Young longitudinal	116
5.3.2	Paramètres du comportement transverse	116
5.3.3	Autres données de calculs	117
5.4	Simulation du comportement en traction biaxiale du renfort tressé	118
5.5	Bilan	122

5.1 Introduction

Outre la définition d'un modèle qui décrit le comportement très spécifique d'une mèche de renforts, pour mettre en place un modèle de simulation mésoscopique par éléments finis du comportement mécanique des renforts tressés, une modélisation géométrique doit être réalisée. Pour ce faire, la géométrie du renfort tressé étudié est reconstruite à partir des images de tomographie aux rayons X. Cette méthode non destructive, décrite dans ce chapitre, permet d'observer à l'échelle mésoscopique ou même microscopique un échantillon de renfort tressé et de générer une géométrie réaliste de la tresse. Une fois le modèle géométrique déterminé, la loi de comportement est implémentée dans le logiciel de calcul par éléments finis Abaqus/Explicit. L'identification des paramètres du modèle de comportement du matériau est abordée dans ce chapitre, ainsi que toutes les étapes pratiques permettant la réalisation du calcul à l'échelle mésoscopique sur Abaqus.

5.2 Modélisation géométrique du renfort tressé

Un calcul à l'échelle mésoscopique est très dépendant de la qualité et la précision de la géométrie initiale du modèle. Cependant, les logiciels CAO classiques sont limités pour pouvoir reproduire de manière convenable la géométrie du renfort en raison des architectures assez complexes des structures textiles que ce soit des tissus ou des tresses. Plusieurs outils numériques performants [COU 08] [LOM 06] [SHE 07] ont été donc développés pour décrire ce type d'architectures mais les géométries générées impliquent des simplifications géométriques qui peuvent impacter le résultat de l'analyse. Dans cette étude, et afin de pouvoir rester fidèle à la vraie géométrie du renfort étudié, la micro-tomographie aux rayons X est utilisée pour réaliser la modélisation géométrique.

5.2.1 Tomographie aux rayons X

La tomographie par absorption de rayons X est une méthode non destructive qui permet de reconstruire des images en 3D ou en coupe d'un objet. L'objet 3D est reconstruit à partir de la multitude d'images en coupe. La tomographie utilise le principe de la radiographie. L'image obtenue est contrastée en fonction des propriétés d'atténuation des rayons à travers l'objet. De nombreuses radiographies sous des angles différents permettent, via des algorithmes mathématiques, de reconstruire la géométrie interne de l'échantillon. Cette partie va énoncer les principes de la technique de tomographie. La tomographie est une technique parfaitement applicable aux tresses.

Principe physique

La loi de *Beer-Lambert* donne une relation, empirique, entre l'intensité de rayon transmis au travers une matière, l'épaisseur de la matière traversée et la propriété d'atténuation de ce dernier. Soit I l'intensité émise, dI le faisceau transmis, dx l'élément d'épaisseur et μ (en m^{-1}) le coefficient d'absorption linéique du matériau.

$$dI = I\mu dx \quad (5.1)$$

Plus généralement, on donne la loi donnant l'intensité des rayons transmis au travers d'une paroi d'épaisseur x par faisceau incident d'intensité de départ I_0 :

$$I = I_0 e^{-\mu x} \quad (5.2)$$

De manière équivalente, cette relation est valable pour calculer le nombre de photons transmis N le long d'un trajet s . Le rapport de transmittance s'exprime alors de la façon suivante :

$$\frac{N}{N_0} = \exp\left(\int_0^s \mu(s) ds\right) \quad (5.3)$$

Dans le cas général le coefficient d'absorption μ n'est pas constant. Mais si le matériau est homogène, la transmittance dépend alors de l'épaisseur traversée. Ces variations donnent les contrastes d'une photographie par rayon X. C'est la radiographie X.

Reconstruction tomographique

Le principe de la tomographie consiste en la reconstruction du volume d'un objet en un ensemble de radiographies qui représentent des coupes perpendiculaires à l'axe de rotation de l'objet. Tel un scanner médical, plusieurs radiographies sous différents angles de vue sont réalisées afin d'avoir un jeu de radios qui correspond à un tour complet de l'échantillon. La carte du coefficient local d'absorption peut être construite en tout point de l'échantillon à partir de ce jeu de radios. Contrairement au scanner médical, dans le tomographe, le dispositif est fixe et c'est l'objet qui tourne. Il existe différents types de tomographes [BAR 00] [MAI 14]. Ils sont tous constitués d'une platine rotative, une source et un détecteur de rayons X comme illustré dans la Figure 5.1 suivante.

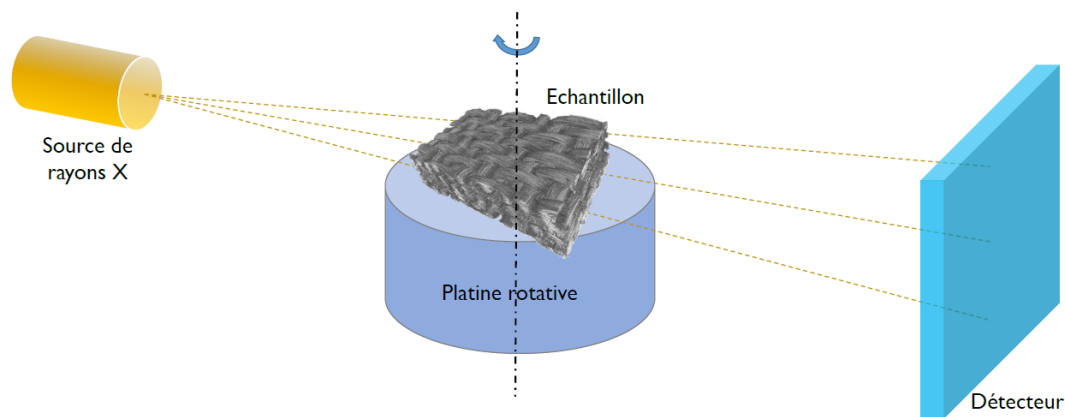


FIGURE 5.1 – Schéma de principe d'un tomographe à rayon X [NAO 15b]

Ces trois constituants vont conditionner la résolution de l'image finale. Cette résolution est assurée par les particularités de la source. La précision de la mécanique de la platine de rotation doit être suffisante pour éviter d'altérer la résolution. Les rayons X sont convertis par le détecteur en lumière visible par un matériau luminescent. L'image qui est formée est agrandie et projetée sur un capteur CCD.

L'acquisition d'un scan est effectuée par l'enregistrement d'une suite de radiographies à intervalle angulaire régulier sur 180°. L'image reconstruite dans une coupe comporte $m \times n$ pixels avec un coefficient d'absorption local μ_{ij} pour chaque pixel. Le nombre de photons transmis, c'est-à-dire l'intensité mesurée dans la position 1 par le détecteur k est noté N_{1k} [Figure 5.2]. Cette intensité est proportionnelle à la somme des coefficients d'absorption sur chaque pixel de la partie hachurée :

$$\ln\left(\frac{N_0}{N_{1k}}\right) \propto \sum_j \mu_{1j} \quad (5.4)$$

Le même processus est répété pour tout élément sensible du détecteur et pour chaque position angulaire successive. Un système d'équations linéaires est obtenu dans lequel le logarithme des intensités est donné par les mesures dans chaque radiographie avec les μ_{ij} comme inconnues. L'algorithme qui résout ce système permet la reconstruction de la carte du coefficient d'absorption local. La technique de reconstruction fait appel en pratique à une projection dans le plan de Fourier puis à une transformée inverse en utilisant un algorithme de rétroprojecton filtrée par exemple [KAK 02].

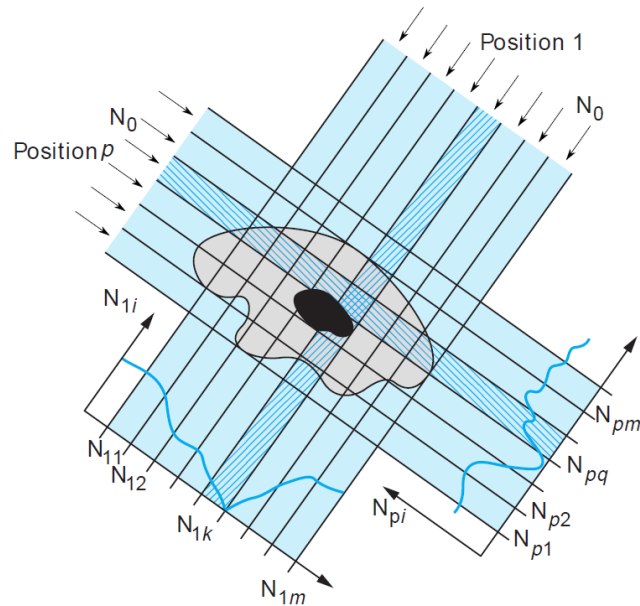


FIGURE 5.2 – Acquisition des données en tomographie à rayon X [NAO 15b]

Le dispositif utilisé dans cette étude pour l'acquisition des images de tresses est un tomographe de laboratoire situé au laboratoire MATEIS de l'INSA de Lyon. Il est constitué d'un tube à émission des rayons X avec une cible molybdène ou tungstène. La résolution et la taille du focus sont réglables de 1 à 5 μm . Le détecteur utilisé dans ce tomographe comporte 1500 x 1900 éléments sensibles de 127 x 127 μm . [Figure 5.3]

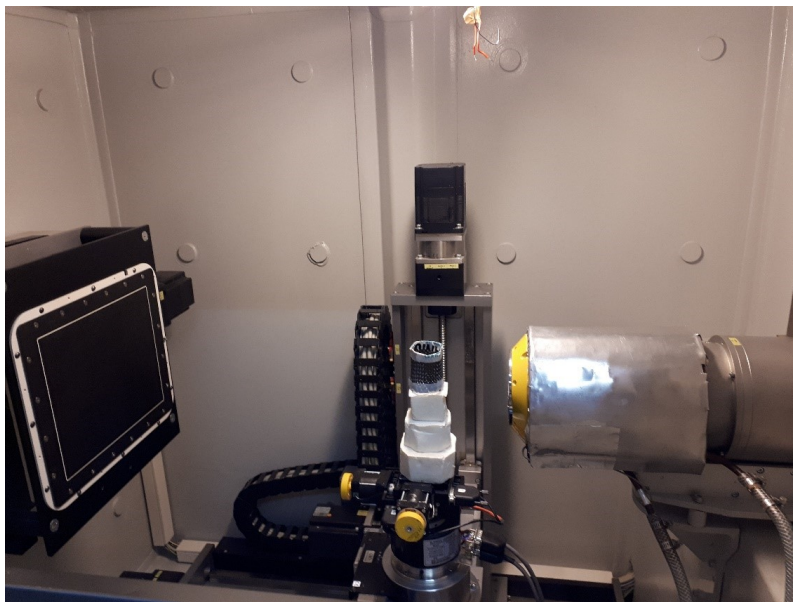


FIGURE 5.3 – Tomographe utilisé à l'INSA de Lyon

La forme conique de la source de rayons X permet d'obtenir une large gamme de résolutions de $1.5 \mu\text{m}$ à $80 \mu\text{m}$ en plaçant l'éprouvette à différentes distances entre le détecteur et la source. Les tailles des voxels utilisées dans la pratique est de l'ordre du micromètre. D'où le nom de micro-tomographie. Le voxel est un élément de volume (Volume element). La résolution utilisée pour un scan résulte d'un compromis entre la résolution nécessaire pour l'observation des plus petits éléments et la taille de l'objet. Au cours de l'acquisition du scan, l'ensemble de l'objet à observer doit obligatoirement rester dans le champ de vision du détecteur pour éviter qu'une radiographie ne corresponde à un objet tronqué. La dimension maximale de l'échantillon doit donc être contenue dans le cylindre de reconstruction.

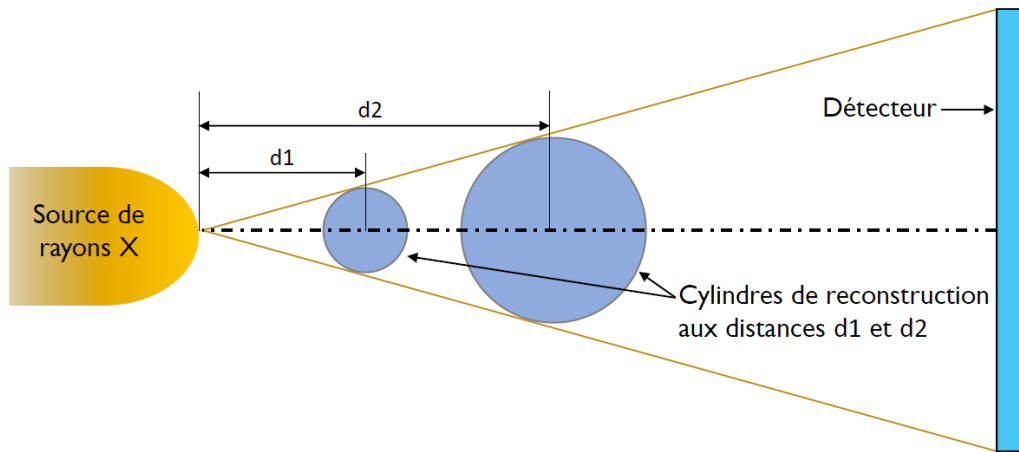


FIGURE 5.4 – Illustration du compromis taille/résolution pour un tomographe à source conique [NAO 15b]

5.2.2 Modèle géométrique

A l'aide du tomographe de l'INSA de Lyon, un empilement de 1200 images en coupe d'un échantillon de renfort tressé est réalisé. L'échantillon est une tresse plate coupée des tresses tubulaires élaborée dans le Chapitre 2. Ses dimensions sont de 13 mm x 12 mm et son angle de tressage est de 55°. A partir des images obtenues par tomographie, il est possible d'observer à l'échelle mésoscopique la géométrie réelle de l'échantillon et de l'exploiter. Les données des coupes obtenues permettent aussi de visualiser en 3D la tresse utilisée.

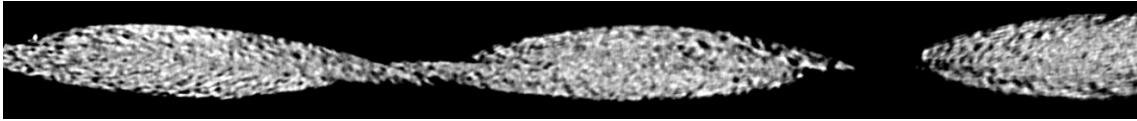


FIGURE 5.5 – Coupe de l'échantillon tressé dans le plan (xy)



FIGURE 5.6 – Coupe de l'échantillon tressé dans le plan (yz)

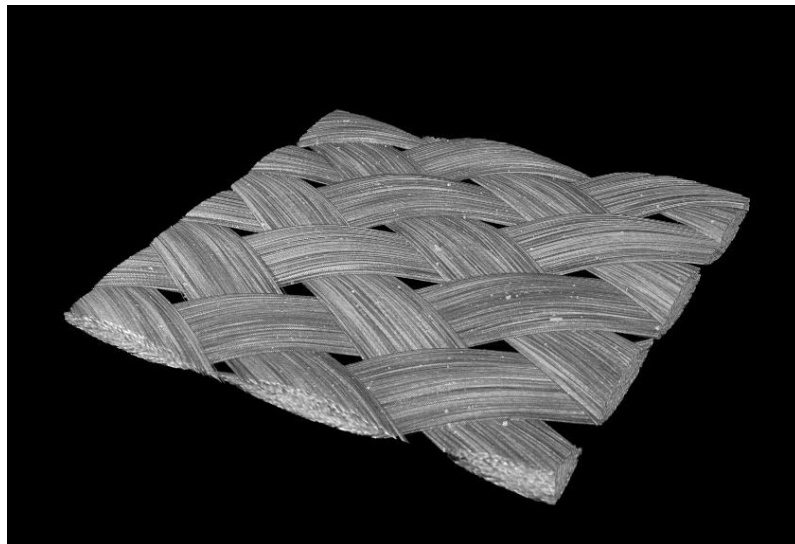


FIGURE 5.7 – Vue 3D à partir des coupes 2D d'un échantillon de tresse

Simuler le comportement mécanique d'une tresse sous sollicitations nécessite de modéliser en 3D sa géométrie. Une attention particulière doit être prêtée au respect des dimensions de la section des mèches, de la longueur des mèches et leur embuvage et des

angles d'entrelacement. La construction du modèle géométrique dans cette étude se base sur les images en coupes de la tomographie réalisée.

Dans les travaux de Naouar [NAO 15b], des modèles éléments finis aussi proches que possible de la réalité ont été générés directement à partir d'images de tomographie d'un renfort tissé interlock. En raison de la géométrie complexe de ce type de renfort 3D, des techniques de traitement d'images ont été utilisées pour effectuer une segmentation. C'est-à-dire de pouvoir séparer les mèches de trame des mèches de chaîne pour les identifier en évitant toute interpénétration. A partir de ces images segmentées, un maillage est généré en utilisant des méthodes qui permettent de s'adapter au mieux à la forme de la mèche et de bien décrire les surfaces de contacts entre ces mèches. Cette technique utilisée par [NAO 15b] permet de réaliser un traitement automatique de l'intégralité du volume de l'échantillon directement à partir de la tomographie aux rayons X sans utiliser de modeleurs géométriques pour générer un modèle. Les simulations réalisées à partir de cette méthode ont donné de meilleurs résultats que celles issues de géométries idéalisées de type *TexGen* [NAO 15b].

La géométrie du renfort tressé utilisé ici n'est pas aussi complexe que celle d'un tissu interlock. Les images de tomographie obtenues permettent de bien distinguer les sections des fils de biais à modéliser. Dans cette étude, la modélisation est donc réalisée à l'aide du logiciel CAO (*Conception Assistée par Ordinateur*) CATIA V5 de Dassault System en utilisant les images issues de la tomographie aux rayons X pour pouvoir modéliser la géométrie réelle des mèches de la tresse. 48 coupes dans le plan (xy) avec un espacement régulier et deux coupes dans le plan (yz) sont choisies et utilisées pour la reconstruction de la géométrie. Le logiciel CATIA V5 dispose d'un atelier nommé « *Sketch Tracer* ». Il permet de charger des images afin d'en décalquer une esquisse. Ces images de coupe sont dimensionnées et positionnées dans le repère 3D selon les vues correspondantes [Figures 5.8 et 5.9]. Sur chaque image, une esquisse du contour de la section de chaque mèche est tracée. L'objectif est de modéliser chaque mèche de manière indépendante. Cette technique permet d'obtenir la section réelle des mèches le long de la tresse, en respectant les effets de l'entrelacement sur leurs sections et l'embuvage des mèches le long de la structure.

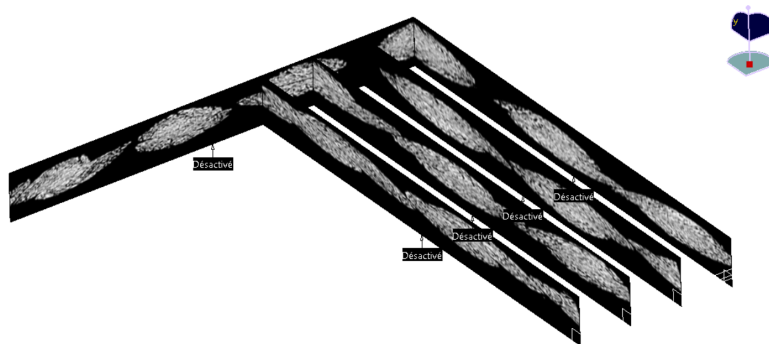


FIGURE 5.8 – Disposition des coupes tomographiques

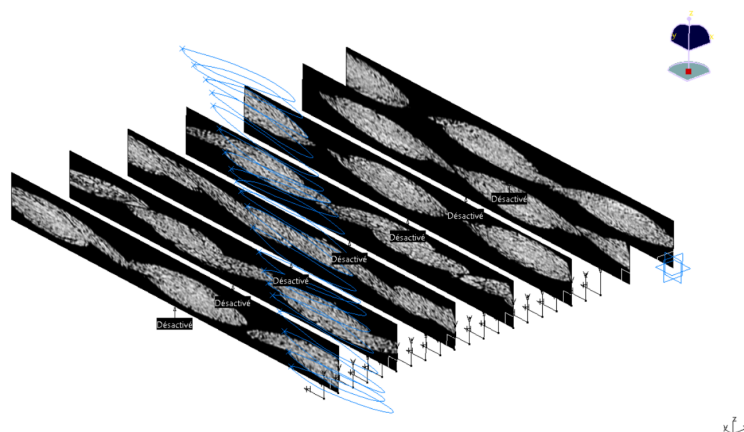


FIGURE 5.9 – Tracé des esquisses décalquées sur les vues en coupe

Pour modéliser une mèche à partir de ces esquisses, la fonction « Surface multi-sections » permet de construire une surface à partir d'un squelette composé d'esquisses préalablement tracées [Figure 5.10]. Ensuite cette surface est remplie pour former un volume : la mèche [Figure 5.11]. Un assemblage est créé à partir de toutes les mèches [Figure 5.12].

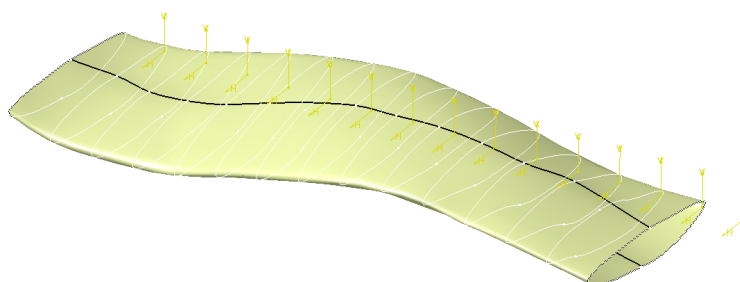


FIGURE 5.10 – Surface multi-section

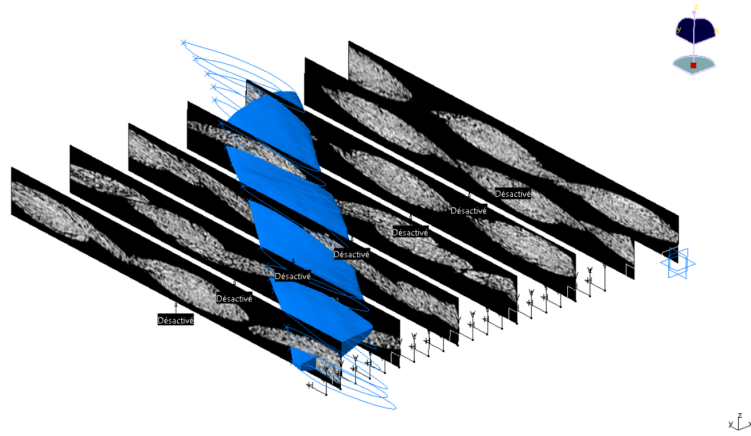


FIGURE 5.11 – Reconstruction d’une mèche à partir des coupes de la tomographie dans CATIA V5

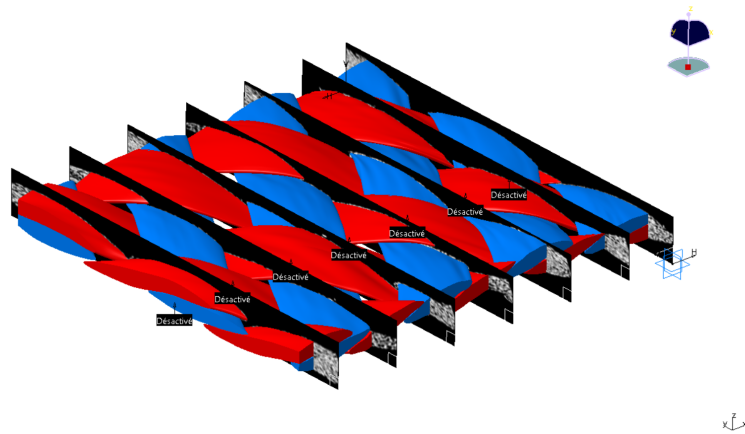


FIGURE 5.12 – Ensemble des mèches formant l’échantillon de tresse

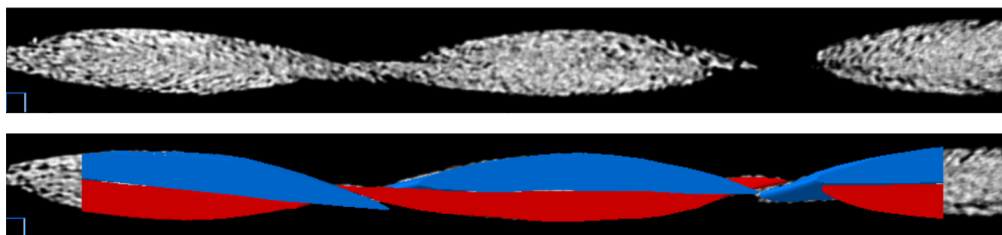


FIGURE 5.13 – Vue en coupe de l’échantillon

Une fois toutes les mèches construites, une étude d’interférence de l’assemblage de la tresse permet d’indiquer les endroits d’interaction volumique. Toutes les tresses étant en contact, cette méthode de reconstruction rend inévitable les interpénétrations entre les mèches. Afin d’utiliser ce modèle géométrique par un logiciel de simulation par élé-

ments finis, les intersections doivent être évitées. On isole alors un volume élémentaire représentatif VER sur lequel on ajuste les mèches afin de supprimer les interpénétrations. Ce VER constitue la plus petite cellule élémentaire qui représente la structure des entrelacements de la tresse et qui permet de reconstituer l'ensemble de la tresse par de simples translations. Compte tenu de la périodicité de la structure tressée, et de la répétabilité du motif d'entrelacement des fils de biais, il est possible de reconstruire la géométrie à partir du VER choisi [Figure 5.14]. Une répétition de ce VER par translations permet de recréer l'échantillon tressé.

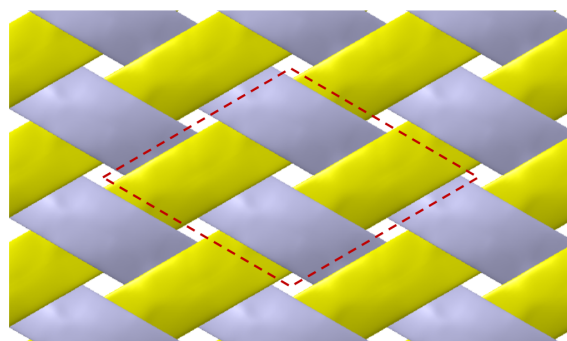


FIGURE 5.14 – Volume élémentaire représentatif de la tresse étudiée

5.2.3 Le maillage

Le maillage représente une étape importante dans le calcul par éléments finis. Il a une grande influence sur la qualité et la précision de l'analyse. Dans cette étude, le maillage est réalisé dans le logiciel Abaqus. Les éléments utilisés sont des éléments tétraédriques linéaires à 4 nœuds. Le maillage tétraédrique permet de suivre au mieux les irrégularités de la mèche construite à partir d'une mèche réelle. Le maillage compte au total 22162 éléments de type C3D4.

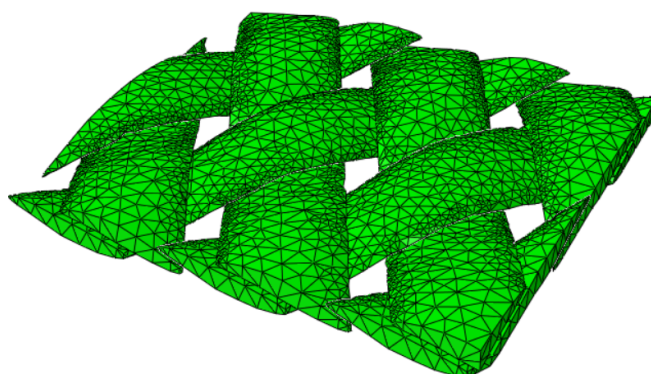


FIGURE 5.15 – Maillage de l'échantillon

5.3 Identification des paramètres du matériau

Il est nécessaire, pour effectuer toute simulation numérique, d'identifier les paramètres du matériau utilisé. D'après ce qui a été présenté dans le Chapitre 4, il est question ici d'identifier le module d'Young représentant le comportement longitudinal du matériau et les paramètres du comportement transverse.

$$\underline{\underline{C}} = \begin{bmatrix} E^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & G_{12} & 0 & 0 \\ sym & & & & \frac{C_{22}-C_{23}}{2} & 0 \\ & & & & & G_{31} \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

Etant donné que les mèches ont une faible rigidité en flexion [cf. essai de flexion Chapitre3], le module de cisaillement à considérer, d'après [GAS 00], doit être faible ou nul. Dans cette étude la valeur considérée est $G = 0,1$ MPa.

5.3.1 Module d'Young longitudinal

Pour déterminer le module d'Young longitudinal, des essais de traction sur une mèche en carbone 12k ont été réalisés [section 3.2]. Il est calculé en fonction de la section initiale de la mèche et sa rigidité K mesurée dans le chapitre 3. En effet, cette dernière est constante tandis que le module d'élasticité varie avec la section des mèches contrairement au module d'un matériau continu équivalent. Le module à implémenter dans la loi de comportement utilisée est un module apparent qui s'exprime comme suit :

$$E = E_0 \frac{S_0}{S} = \frac{k}{S_0} \frac{S_0}{S} \quad (5.6)$$

Tels que S_0 et S sont respectivement les sections initiale et déformée de la mèche. E_0 est le module d'Young de la mèche, déterminé à partir de l'essai de traction de la mèche. Et $\frac{S_0}{S}$ est un facteur correctif calculé au cours du calcul. Le module d'Young identifié est : $E = 94\,550$ MPa

5.3.2 Paramètres du comportement transverse

Les paramètres à identifier ici sont les paramètres du comportement transverse A_0 , B_0 , n et p [Section 4.3.3].

Le comportement transverse dans la loi de comportement utilisée est très spécifique : il prend en compte à la fois la déformation longitudinale suivant la direction des fibres et la déformation transverse. Pour déterminer les paramètres de ce comportement transverse, il faut donc un essai expérimental faisant intervenir toutes ces déformations. Il n'est pas

facile de réaliser ce genre d'essai sur une seule mèche. Pour déterminer ces paramètres, nous nous baserons sur les travaux de [NGU 11] et [BAD 08c]. Dans ces travaux, ces paramètres du comportement transverse ont été identifiés par une méthode inverse en utilisant un essai de traction biaxiale réalisé dans le travail de Buet [BUE 98]. En effet, l'essai de traction biaxiale résulte en un fort écrasement des mèches sous tension, il permet donc d'identifier le comportement transverse des mèches.

Le principe de cette méthode inverse consiste à ajuster les paramètres d'un modèle en comparant ses résultats à un résultat de référence [SCH 92]. Ce résultat de référence est une courbe issue d'un essai expérimental de traction biaxiale. La courbe de traction biaxiale simulée sera comparée à cette courbe de référence. Pour ce faire, un indicateur d'erreur au sens des moindres carrés, basé sur un ensemble de points de la courbe sera utilisé. Cette méthode est associée à un algorithme d'optimisation : l'algorithme de Levenberg-Marquardt.

Cette méthode inverse ne sera pas directement utilisée dans cette thèse, mais les paramètres A_0 , B_0 , n et p identifiés dans les travaux de Badel et Nguyen constituent les paramètres pris comme paramètres de référence pour identifier ceux du matériau utilisé.

En effet, dans cette étude, pour identifier le comportement transverse, l'essai expérimental utilisé est l'essai de traction biaxiale de la tresse à angle de tressage 45° qui est sollicitée dans la direction de ses mèches, c'est-à-dire à 0° - 90° . Cet essai est simulé en utilisant un modèle de renfort sollicité en traction dans les deux directions orthogonales. La méthode utilisée est la méthode essai-erreur. Les paramètres A_0 , B_0 , n et p sont renseignés dans le fichier `.inp` de mise en données. Une fois le calcul terminé, les courbes de force-déplacement sont récupérées et comparées aux courbes expérimentales.

Les valeurs des paramètres sont modifiées et optimisées en fonction de l'allure de la courbe obtenue jusqu'à obtention d'un résultat cohérent avec la courbe expérimentale de l'essai de traction réalisé.

5.3.3 Autres données de calculs

En plus des points importants identifiés dans les sections précédentes, plusieurs données d'entrée de la simulation sont à définir. L'algorithme utilisé pour gérer les contacts entre les mèches dans Abaqus est « general contact ». En ce qui concerne les frottements, un module de Coulomb avec un coefficient de frottement de 0.24 est utilisé. Cette valeur est choisie à partir de la littérature ([LIU 06] [GOR 07]).

Afin de bien définir les orientations matérielles de la loi de comportement dans Abaqus, un repère local est créé sur chaque mèche suivant lequel est affectée une orientation locale à chaque mèche définissant ainsi la direction des fibres \underline{f}_1 [Chapitre 4].

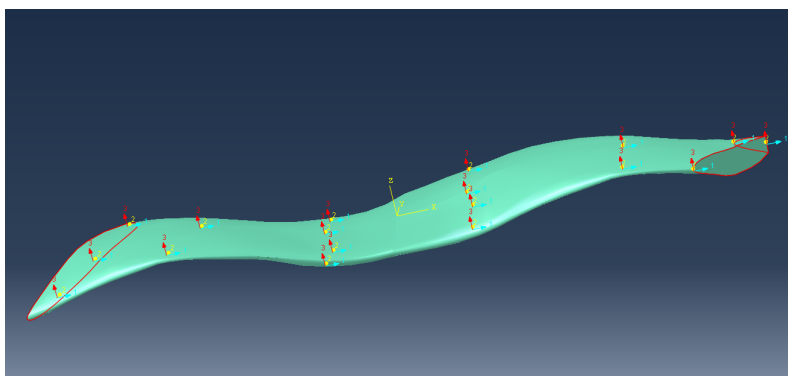


FIGURE 5.16 – Orientations matérielles sous Abaqus

5.4 Simulation du comportement en traction biaxiale du renfort tressé

Les différentes étapes décrites dans les sections précédentes ont permis d'établir un modèle éléments finis basé sur la géométrie réelle d'un renfort tressé plat et une loi de comportement aux paramètres spécifiques du matériau. Ce modèle identifié est utilisé dans cette section pour réaliser une simulation du comportement du renfort tressé soumis à des sollicitations de traction biaxiale. Ce type de sollicitations a fait l'objet de plusieurs modélisations dans la littérature [GAS 00] [BOI 01] [HAN 98]. Il permet d'identifier les caractéristiques du comportement macroscopique du renfort à partir d'une simulation à l'échelle mésoscopique.

L'objectif ici est de simuler l'essai de traction biaxiale en se basant sur les observations obtenues à partir des essais expérimentaux réalisés [Chapitre 3] afin de pouvoir, éventuellement, comparer les résultats expérimentaux aux résultats numériques. Pour des raisons de réduction du temps de calcul, les dimensions de la tresse modélisée sont plus petites que celles de l'éprouvette testée dans l'essai expérimental. On considère que la structure minimisée utilisée est représentative de l'éprouvette entière.

Conditions aux limites

Appliquer des conditions aux limites consiste à définir l'ensemble des chargements mécaniques imposés à la structure (des déplacements ou des efforts). Les conditions aux limites sont ici appliquées en déplacement sur tous les nœuds des bords permettant de contraindre les translations. Un déplacement est imposé de manière biaxiale selon les axes X et Y. Le même déplacement est imposé sur chaque bord dans le sens négatif et positif afin de respecter la reproduction d'une traction biaxiale.

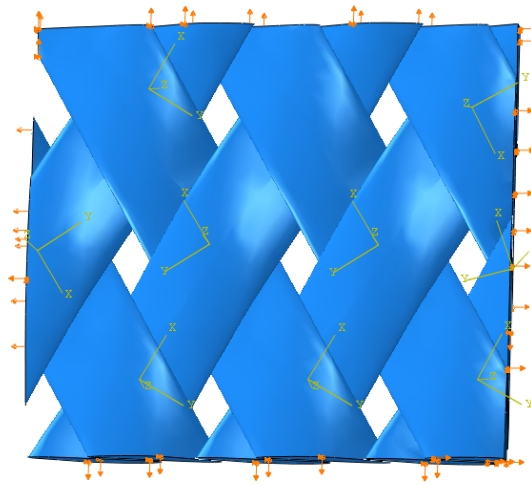


FIGURE 5.17 – Conditions aux limites sous Abaqus

Le déplacement imposé n'est pas une vitesse uniforme. En effet, étant dans le cadre d'une simulation dynamique explicite, passer d'une vitesse nulle à une vitesse imposée crée une augmentation brutale de l'accélération. Il est impératif de limiter les variations de vitesse et d'accélération et réduire ainsi les forces de réaction. C'est pourquoi on impose une trajectoire à pas de temps régulier du 5ème ordre.

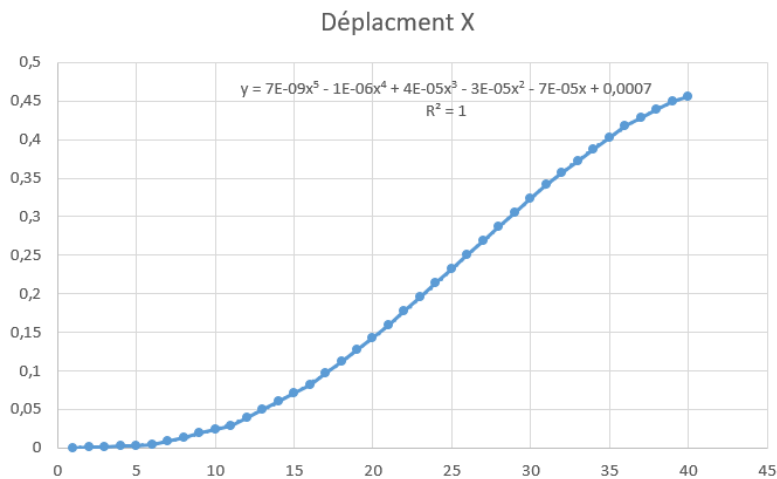


FIGURE 5.18 – Profil de trajectoire du 5ème ordre à pas de temps constant

La figure 5.19 ci-dessous illustre la carte des déplacements des nœuds suivant la direction X et Y à l'issue des premières simulations réalisées par Abaqus/Explicit. Les forces et les déplacements relevés sur les nœuds de chaque bord permettent de tracer les courbes Force-déplacement ramenées à une mèche.

5. Modelisation et simulation numérique

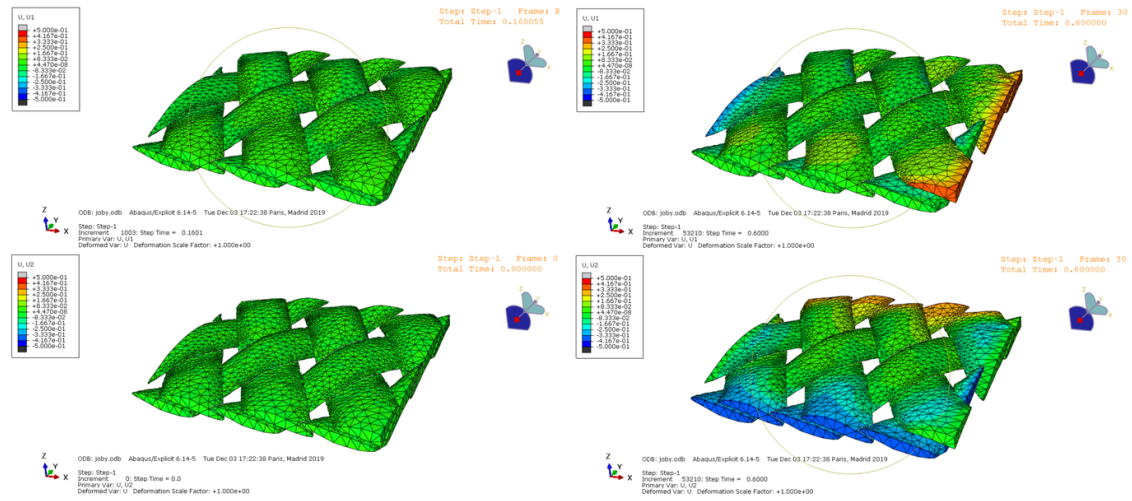


FIGURE 5.19 – Déplacement des nœuds dans l'axe X et Y

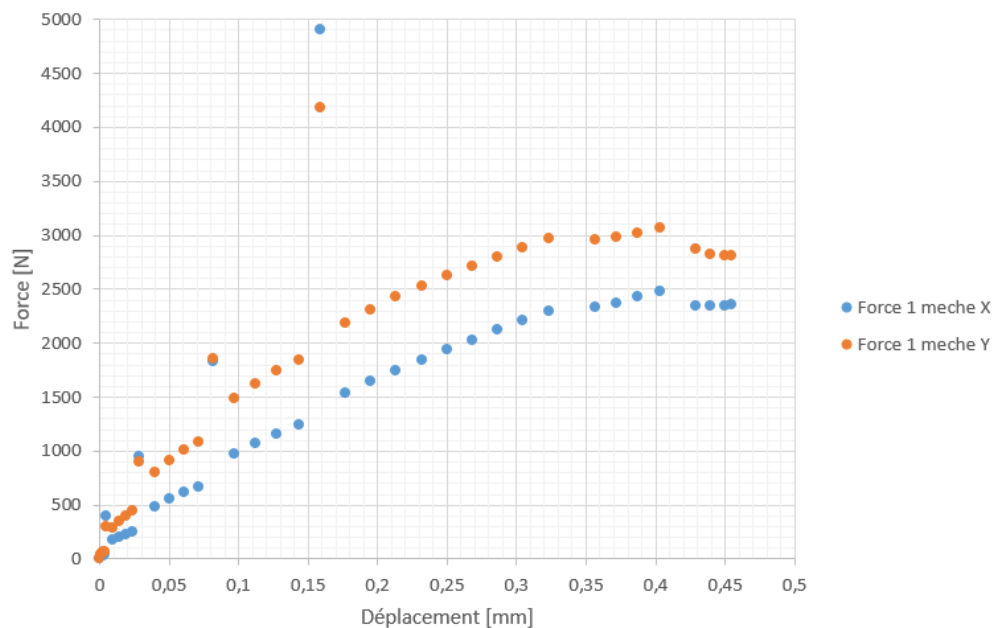


FIGURE 5.20 – Résultats de traction biaxiale sur échantillon numérique de tresse

Dans un premier temps, on observe des points qui ne suivent pas la tendance. Ils correspondent à des aberrations numériques dues à certains contacts. L'effort de tension nécessaire pour imposer un même déplacement est plus important pour les mèches tirées dans le sens longitudinal que transversal. Ce qui peut être lié à la non-symétrie de l'angle de tressage. Selon l'axe X l'angle est de 35° contre 55° selon Y.

Il est toutefois étonnant de retrouver une diminution de la force de tension en fin de trajectoire. Les essais expérimentaux donnent au contraire une force croissante. On peut

alors remettre en cause les effets dynamiques liée à la trajectoire imposée. En effet, un ralentissement de vitesse implique une réduction de force de réaction. Celle-ci se retrouve dominante par rapport à l'éprouvette simulée. La simulation est réalisée pour un déplacement de 0,5mm.

Cette simulation n'est pas comparable avec un essai de traction biaxiale entier. En effet, les effets de glissement et d'élongation supposent de poser des hypothèses simplificatrices lors de l'application des conditions aux limites. De plus, comme vu dans le Chapitre 3, la répartition des contraintes n'est pas homogène sur les éprouvettes de l'essai expérimental de traction biaxiale, ce qui rend la définition de la cinématique dans le modèle très délicate.

La difficulté pour reproduire l'essai expérimental de traction biaxiale réside surtout dans la définition des conditions aux limites sur les mèches. Les mèches dans les éprouvettes expérimentales ne sont pas toutes prises dans les mors. Il est alors important de mieux étudier la cinématique de chargement à imposer pour que les résultats soient exploitables.

Un travail complémentaire est nécessaire pour compléter cette partie de la simulation. Plusieurs pistes peuvent être envisagées pour retravailler ce modèle élément finis :

- L'isolement du Volume Élémentaire représentatif doit prendre en compte l'existence de certaines mèches au niveau de l'éprouvette en croix qui ne sont soumises à aucune tension.
- La cinématique de chargement est à retravailler pour mieux identifier les conditions aux limites qui représentent le plus possible l'essai de traction réalisé
- Il faut essayer de minimiser les aspects dynamiques de la simulation.

Il serait aussi plus intéressant de simuler la structure complète de l'éprouvette des essais de traction bi-axiale. Cette simulation nécessiterait un temps de calcul non négligeable mais permettrait un recalage réel du modèle simulé par élément finis intégrant la loi de comportement hypo-élastique.

5.5 Bilan

Dans ce chapitre, sont abordées les différentes étapes de définition d'un modèle éléments finis pour analyser le comportement mécanique d'un renfort tressé à l'échelle mésoscopique.

Le modèle géométrique utilisé est basé sur les images obtenues par la tomographie aux rayons X qui est une technique non destructive permettant d'observer à l'échelle mésoscopique le renfort. Ce modèle est reconstruit dans le logiciel CATIA V5 à partir de la géométrie réelle des mèches. Il décrit donc de manière précise et cohérente les caractéristiques géométriques des mèches et leur entrelacement.

Pour bien prédire le comportement du renfort étudié, il est important d'identifier les paramètres du modèle de comportement du matériau utilisé. Ces paramètres sont principalement le module d'Young longitudinal et les paramètres du comportement transverse. Le module d'Young est identifié à partir des essais de traction réalisés sur la mèche. Quant aux paramètres du comportement transverse, il n'est pas facile de les déterminer directement sur une mèche. La méthode utilisée est basée sur des essais de traction biaxiale compte tenu du fort écrasement des mèches engendré dans cet essai dans le sens transverse.

L'ensemble de ces aspects permet de définir le modèle de simulation d'un renfort tressé soumis à des chargements de traction biaxiale. Les résultats obtenus ne correspondent pas à ceux des essais expérimentaux. Les conditions aux limites peuvent être mieux définies pour mieux décrire la cinématique réelle de l'essai de traction biaxiale sur les tresses d'angles de tressage 55°.

Conclusions et perspectives

Le procédé de tressage est connu depuis très longtemps mais son utilisation dans l'industrie reste délicate en raison des nombreux paramètres présents au cours du procédé et qui ont un impact non négligeable sur les propriétés du produit fini. Cependant, les structures tressées réalisées à partir de ce procédé sont de plus en plus utilisées comme renforts dans les composites. Plusieurs secteurs industriels exigent des caractéristiques géométriques et mécaniques spécifiques pour leurs pièces composites. Il devient donc nécessaire de mieux maîtriser le procédé et de connaître à l'avance l'influence des paramètres de fabrication pour les optimiser et prédire le comportement des composites en s'appuyant sur des outils de modélisations et simulations numériques.

Le travail de cette thèse s'inscrit dans le cadre d'un projet dont l'objectif est de développer des renforts fibreux pour les composites à haute performance, en s'appuyant sur la technologie de tressage 2.5D qui doit permettre de proposer de nouvelles applications composites en substitution de pièces métalliques, et d'autre part des alternatives à d'autres structures textiles de renfort.

Ce manuscrit présente les travaux réalisés au cours de cette thèse dont l'objectif est d'évaluer l'influence des paramètres géométriques des renforts sur leur comportement mécanique. Ces travaux sont scindés en deux principales parties : une partie expérimentale et une partie numérique.

Dans la partie expérimentale, plusieurs tresses ont été élaborées à l'aide de la machine de tressage radiale Herzog et du bras robotisé qui lui est associé. Des mandrins de différentes formes, rectilignes et complexes ont été utilisés pour fabriquer des tresses en carbone 12K. Le choix a été fait de consacrer la suite de l'étude aux formes tubulaires rectilignes. Les éprouvettes ont été fabriquées selon plusieurs configurations des paramètres d'entrée de la machine en faisant varier l'angle de tressage, le diamètre de la tresse et l'insertion ou non de fils droits.

Les différentes tresses fabriquées ont par la suite été testées par des essais expérimentaux dont les protocoles sont décrits dans ce manuscrit. Ces essais ont été réalisés à l'échelle mésoscopique, celle de la mèche en carbone, puis à l'échelle macroscopique, celle du renfort sec et du composite. Les résultats, présentés dans le chapitre 3 ont permis de mieux observer le comportement du renfort en fonction des paramètres géométriques définis. Ils ont aussi permis d'identifier les paramètres du matériau dans la loi de comportement pour alimenter la partie simulation numérique. Les essais réalisés sont des essais de trac-

tion et flexion à l'échelle de la mèche et des essais de traction biaxiale et uniaxiale sur les renforts secs et composites. Cette caractérisation mécanique des tresses tubulaires montre bien l'influence de la géométrie sur leur comportement et plus particulièrement l'angle de tressage dont la variation permet d'augmenter ou de diminuer la rigidité du matériau et sa déformation.

Dans la partie numérique de ce travail, un modèle de comportement a d'abord été défini. Il consiste en une loi hypoélastique qui permet de mieux décrire les phénomènes physiques observés dans un matériau fibreux. L'anisotropie du matériau est gérée par l'utilisation d'une dérivée objective qui est basée sur le suivi de la direction des fibres. Ce modèle prend en compte deux aspects majeurs du comportement d'une mèche : le comportement longitudinal représenté par le module d'Young longitudinal et le comportement transverse représenté par des coefficients élastiques qui traduisent des phénomènes de déformations de la section des mèches liés à la compaction ou à la tension de celles-ci. Ce modèle de comportement a été implémenté dans Abaqus/Explicit par le moyen d'une subroutine VUMAT. Les paramètres matériau nécessaires à cette loi de comportement ont été identifiés par les essais de traction sur la mèche et l'essai de traction biaxiale sur les renforts. En parallèle à la définition du comportement du matériau, un travail de modélisation a été effectué. Un modèle géométrique a été créé en se basant sur les images de tomographie d'un échantillon de tresse biaxiale. Il a été reconstruit en utilisant le logiciel CAO Catia V5 en prenant en compte la géométrie réelle des sections des mèches et les angles d'entrelacement entre celles-ci. A partir de ce modèle élément fini établi, une simulation du comportement en traction biaxiale a été réalisée.

Les résultats obtenus des premières simulations n'ont cependant pas été suffisamment concluants pour pouvoir être comparés aux essais expérimentaux. La cinématique très particulière observée dans l'essai de traction biaxiale réalisé sur des tresses résulte en une répartition non homogène des contraintes sur l'éprouvette expérimentale. Dans le modèle établi, les conditions aux limites ont été appliquées en posant des hypothèses simplificatrices. La cinématique de chargement à imposer doit être réétudiée pour mieux reproduire l'essai de traction biaxiale sur les tresses. D'autres essais de simulation sont en cours et pourraient, éventuellement, donner des résultats comparables aux essais expérimentaux.

Les travaux réalisés dans cette thèse ont permis, pour l'IFTH, d'explorer la technologie de tressage en forme 2.5D et les possibilités de production à l'aide de la tresseuse radiale robotisée. Plusieurs fils ont été tressés et des prototypes démonstrateurs ont été élaborés, de formes simples rectilignes et de formes complexes, et exposés dans des salons de textile et composite. Les paramètres des réglages de la machine ont été identifiés pour plusieurs angles de tressage et plusieurs types de mandrin. Une exploration a été effectuée de certains défauts pouvant avoir lieu au niveau du recouvrement de la tresse, de l'entrelacement ou du frottement entre les fils ou entre les fils et l'anneau de tressage ou encore au niveau de la géométrie du renfort tressé. Ils peuvent être dus au mécanisme de régulation de la tension, à la qualité du fil ou à l'étape de bobinage des fils.

Plusieurs perspectives peuvent être envisagées pour poursuivre ce travail :

Dans cette thèse, l'étude s'est portée en particulier sur les propriétés élastiques des tresses tubulaires composites. Il serait également intéressant d'étudier le comportement à la rupture et la force maximale en fonction des paramètres des procédés de mise en œuvre. Les résultats de l'essai de traction sur les composites qui sont analysés dans le chapitre 3 montrent que le tube composite subit une dégradation progressive. Une première rigidification s'observe jusqu'à rupture de la résine puis la tresse tubulaire subit un très grand rétrécissement de son diamètre suite à l'allongement et l'alignement des fils qui ne sont plus bloqués par la résine. Cet allongement continue jusqu'à la rupture des fils. Il est essentiel de pouvoir prédire la force à la rupture des composites tressés tubulaires et les travaux de recherche traitant ce phénomène ne sont pas nombreuses.

Par ailleurs, compte tenu des résultats obtenus dans la partie simulation du renfort sec, un travail complémentaire peut être envisagé pour obtenir des résultats plus exploitables. La définition des conditions aux limites doit être retravaillée en prenant en compte la particularité de la cinématique de l'essai de traction biaxiale réalisé sur les tresses plates.

Pour finir, durant le procédé de tressage, les fils subissent plusieurs frottements depuis leur déroulement au niveau de la bobine jusqu'à leur placement sur le mandrin. Ils entrent en contact avec les pièces métalliques du guide fil au niveau du fuseau, avec l'anneau de tressage puis avec les autres fils pendant l'entrelacement. Ces frottements peuvent avoir un impact sur les propriétés géométriques et mécaniques du renfort. Il serait donc intéressant de les modéliser. Il serait également intéressant de définir un modèle de comportement en torsion. En effet les déplacements du mandrin au cours du tressage peuvent induire des torsions des fils de tressage.

Bibliographie

- [AHM 09] AHMADI M., JOHARI M., SADIGHI M., ESFANDEH M.
An experimental study on mechanical properties of GFRP braid-pultruded composite rods. *EXPRESS Polym Lett*, vol. 3, n° 9, 2009, p. 560–8.
- [AYR 08] AYRANCI C., CAREY J.
2D braided composites : a review for stiffness critical applications. *Composite Structures*, vol. 85, n° 1, 2008, p. 43–58, Elsevier.
- [AYR 10] AYRANCI C., CAREY J. P.
Predicting the longitudinal elastic modulus of braided tubular composites using a curved unit-cell geometry. *Composites Part B : Engineering*, vol. 41, n° 3, 2010, p. 229–235, Elsevier.
- [BAD 07] BADEL P., VIDAL-SALLÉ E., BOISSE P.
Computational determination of in-plane shear mechanical behaviour of textile composite reinforcements. *Computational Materials Science*, vol. 40, n° 4, 2007, p. 439–448.
- [BAD 08a] BADEL P.
Analyse mésoscopique du comportement mécanique des renforts tissés de composites utilisant la tomographie aux rayons X. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2008.
- [BAD 08b] BADEL P., VIDAL-SALLE E., MAIRE E., BOISSE P.
Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at the mesoscopic scale. *Composites Science and Technology*, vol. 68, n° 12, 2008, p. 2433-2440.
- [BAD 08c] BADEL P., VIDAL-SALLÉ E., BOISSE P.
Large deformation analysis of fibrous materials using rate constitutive equations. *Computers & Structures*, vol. 86, 2008, p. 1164-1175.
- [BAD 09] BADEL P., GAUTHIER S., VIDAL-SALLÉ E., BOISSE P.
Rate constitutive equations for computational analyses of textile composite reinforcement mechanical behaviour during forming. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 40, n° 8, 2009, p. 997-1007.
- [BAR 00] BARUCHEL J., BUFFIERE J., MAIRE E., MERLE P., PEIX G.
X-Ray Tomography in Material Science. Hermes Science, 2000.
- [BEL 00] BELYTSCHKO T., LIU W. K., MORAN B.
Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures. Wiley, 2000.

- [BOI 91] BOINOT F., GURLIAT A.
Moulage par injection de résine à basse pression ou procédé RTM. *Techniques de l'ingénieur. Plastiques et composites*, n° A3728, 1991, p. A3728–1, Techniques de l'ingénieur.
- [BOI 01] BOISSE P., GASSER A. H. G.
Analyses of fabric tensile behaviour : determination of the biaxial tension-strain surfaces and their use in forming simulations. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 32, n° 4, 2001, p. 1395–1414.
- [BOI 05a] BOISSE P., GASSER A., HAGÈGE B., BILLOET J. L.
Analysis of the mechanical behavior of woven fibrous material using virtual tests at the unit cell level. *Journal of Materials Science*, vol. 40, n° 22, 2005, p. 5955-5962.
- [BOI 05b] BOISSE P., ZAOUARI B., GASSER A.
A mesoscopic approach for the simulation of woven fibre composite forming. *Composites Science and Technology*, vol. 65, n° 3-4, 2005, p. 429-436.
- [BOR 12] DE BORST R., CRISFIELD M. A., REMMERS J. J. C., VERHOOSSEL C. V.
Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures. Wiley, 2012.
- [BRO 88a] BROOKSTEIN D.
Processing Advanced Braided Composites. *American Society of Mechanical Engineers*, 1988.
- [BRO 88b] BROOKSTEIN D.
Structural Applications of Advanced Braided Composites. *Proceedings SPE/APC '88*, 1988.
- [BUE 98] BUET-GAUTIER K.
Analyse et simulation du comportement mécanique des renforts composites tissés. Thèse de doctorat, Université d'Orléans, 1998.
- [BUE 01] BUET-GAUTIER K., BOISSE P.
Experimental analysis and modeling of biaxial mechanical behavior of woven composite reinforcements. *Experimental Mechanics*, vol. 41, n° 3, 2001, p. 260-269.
- [CAO 08] CAO J., AKKERMAN R., BOISSE P., CHEN J., CHENG H., DE GRAAF E., GORCZYCA J., HARRISON P., HIVET G., LAUNAY J., LEE W., LIU L., LOMOV S., LONG A., DE LUYCKER E., MORESTIN F., PADVOISKIS J., PENG X., SHERWOOD J., STOILOVA T., TAO X., VERPOEST I., WILLEMS A., WIGGERS J., YU T., ZHU B.
Characterization of mechanical behavior of woven fabrics : Experimental methods and benchmark results. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 39, n° 6, 2008, p. 1037–1053.
- [CAR 04] CAREY J., FAHIM A., MUNRO M.
Predicting elastic constants of 2D-braided fiber rigid and elastomeric–polymeric matrix composites. *Journal of reinforced plastics and composites*, vol. 23, n° 17, 2004, p. 1845–1857, Sage Publications Sage CA : Thousand Oaks, CA.

- [CHE 17] CHEUNG B., CAREY J.
Macromechanics of composite materials. *Handbook of Advances in Braided Composite Materials*, p. 307–319 Elsevier, 2017.
- [COO 05] COOPER J. A., LU H. H., KO F. K., FREEMAN J. W., LAURENCIN C. T.
Fiber-based tissue-engineered scaffold for ligament replacement : design considerations and in vitro evaluation. *Biomaterials*, vol. 26, n° 13, 2005, p. 1523–1532, Elsevier.
- [COU 08] COUÉGNAT G.
Approche multiéchelle du comportement mécanique de matériaux composites à renfort tissé. Thèse de doctorat, 2008.
- [COX 94] COX B., DADKHAH M., MORRIS W., FLINTOFF J.
Failure mechanisms of 3D woven composites in tension, compression, and bending. *Acta Metallurgica et Materialia*, vol. 42, n° 12, 1994, p. 3967 - 3984.
- [COX 96] COX B. N., DADKHAH M. S., MORRIS W.
On the tensile failure of 3D woven composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 27, n° 6, 1996, p. 447–458, Elsevier.
- [DAN 94] DANIEL I. M., ISHAI O.
Engineering Mechanics of Composite Materials. Oxford University Press, 1994.
- [DES 05] DESPLENTERE F., LOMOV S. V., WOERDEMAN D. L., VERPOEST I., WEVERS M., BOGDANOVICH A.
Micro-CT characterization of variability in 3D textile architecture. *Composites Science and Technology*, vol. 65, n° 13, 2005, p. 1920-1930.
- [DUP 08] DUPUPET G.
Fibres de carbone. *Techniques de l'ingénieur*, vol. base documentaire : TIB625., 2008, Editions T.I.
- [F.] F. S.
Cours sur les grandes déformations. 1982.
- [FAL 98] FALZON P. J., HERSZBERG I.
Mechanical performance of 2-D braided carbon/epoxy composites. *Composites Science and Technology*, vol. 58, n° 2, 1998, p. 253 - 265. Australasian Special Issue on Manufacturing Processes and Mechanical Properties Characterisation of Advanced Composites.
- [FLO 13] FLORIMOND C.
Contribution à la modélisation mécanique du comportement de mèches de renforts tissés à l'aide d'un schéma éléments finis implicite. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2013.
- [GAS 00] GASSER A., BOISSE P., HANKLAR S.
Mechanical behaviour of dry fabric reinforcements. 3D simulations versus biaxial tests. *Computational Materials Science*, vol. 17, n° 1, 2000, p. 7-20.
- [GIL 93] GILORMINI P., ROUDIER P., ROUGÉE P.
Les déformations cumulées tensorielles. *Comptes rendus de l'Académie des sciences*.

- Série 2, Mécanique, Physique, Chimie, Sciences de l'univers, Sciences de la Terre*, vol. 316, n° 11, 1993, p. 1499–1504, Gauthier-Villars.
- [GOR 07] GORCZYCA-COLE J. L., SHERWOOD J. A., CHEN J.
A friction model for thermostamping commingled glass-polypropylene woven fabrics. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 38, n° 2, 2007, p. 393-406.
- [GOY 05] GOYAL D., TANG X., WHITCOMB J. D., KELKAR A. D.
Effect of various parameters on effective engineering properties of 2×2 braided composites. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, vol. 12, n° 2, 2005, p. 113–128, Taylor & Francis.
- [GU 02] GU H., ZHILI Z.
Tensile behavior of 3D woven composites by using different fabric structures. *Materials & Design*, vol. 23, n° 7, 2002, p. 671-674.
- [GUY 12] GUYADER
Study of braiding conditions of high performance textile architecture : Assesment of elastic properties of 2D and 3D composite shells. Thèse de doctorat, Université Claude Bernard Lyon 1, 2012.
- [GUY 13] GUYADER G., GABOR A., HAMELIN P.
Analysis of 2D and 3D circular braiding processes : Modeling the interaction between the process parameters and the pre-form architecture. *Mechanism and Machine Theory*, vol. 69, 2013, p. 90–104, Elsevier.
- [HAG 04] HAGÈGE B.
Simulation du comportement mécanique des milieux fibreux en grandes transformations : application aux renforts tricotés. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2004.
- [HAN 98] HANKLAR S.
Modélisation mécanique et numérique du comportement des tissus de fibres. Simulation de comportement mésoscopique de la maille élémentaire. Thèse de doctorat, Université Paris 6, 1998.
- [HAR 04] HARRISON P., CLIFFORD M., LONG A.
Shear characterisation of viscous woven textile composites : a comparison between picture frame and bias extension experiments. *Composites Science and Technology*, vol. 64, 2004, p. 1453-1465.
- [HIV 05] HIVET G., BOISSE P.
Consistent 3D geometrical model of fabric elementary cell. Application to a meshing preprocessor for 3D finite element analysis. *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 42, n° 1, 2005, p. 25-49.
- [HIV 08] HIVET G., BOISSE P.
Consistent mesoscopic mechanical behaviour model for woven composite reinforcements in biaxial tension. *Composites Part B : Engineering*, vol. 39, n° 2, 2008, p. 345 - 361.

- [JEC 13] JEC
The Challenging world of composites. JEC Group, 2013.
- [JI 14] JI X., KHATRI A. M., CHIA E. S., CHA R. K., YEO B. T., JOSHI S. C., CHEN Z.
Multi-scale simulation and finite-element-assisted computation of elastic properties of braided textile reinforced composites. *Journal of Composite Materials*, vol. 48, n° 8, 2014, p. 931–949, SAGE Publications Sage UK : London, England.
- [KAK 02] KAK A. C., SLANEY M., WANG G.
Principles of computerized tomographic imaging. *Medical Physics*, vol. 29, n° 1, 2002, p. 107–107, Wiley Online Library.
- [KAW 73] KAWABATTA S., MASAKO N., KAWAI H.
The finite deformation theory of plain weave fabrics, Part I, :the biaxial-deformation theory. *Z of the Textile Institute*, vol. 64, 1973, p. 21–46.
- [KAW 80] KAWABATA S.
The Standardization and Analysis of Hand Evaluation. Textile Machinery Society of Japan, 1980.
- [KEL 16] KELLIE G.
Advances in technical nonwovens. Woodhead Publishing, 2016.
- [KOH 12] KOHLMAN L. W., BAIL J. L., ROBERTS G. D., SALEM J. A., MARTIN R. E., BINIENDA W. K.
A notched coupon approach for tensile testing of braided composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 43, n° 10, 2012, p. 1680 - 1688. CompTest 2011.
- [KOS 94] KOSTAR T. D., CHOU T. W.
Process simulation and fabrication of advanced multi-step three-dimensional braided preforms. *Journal of Materials Science*, vol. 29, n° 8, 1994, p. 2159-2167.
- [KRU 87] KRUESI A. H. H.
Computer controlled resin impregnation for fiber composite braiding. *Int SAMPE Symp Exhib*, , 1987.
- [LAT 11] LATIL P., ORGÉAS L., GEINDREAU C., DUMONT P., DU ROSCOAT S. R.
Towards the 3D in situ characterisation of deformation micro-mechanisms within a compressed bundle of fibres. *Composites Science and Technology*, vol. 71, 2011, p. 480-488.
- [LEB 12] LEBEL L. L., NAKAI A.
Design and manufacturing of an L-shaped thermoplastic composite beam by braid-trusion. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 43, n° 10, 2012, p. 1717 - 1729. <ce :title>CompTest 2011</ce :title>.
- [LEM 09] LEMAITRE J., CHABOCHE J., BENALLAL A., DESMORAT R.
Mécanique des matériaux solides. Dunod, 2009.
- [LEU 13] LEUNG C.
The effect on elastic modulus of rigid-matrix tubular composite braid radius and braid angle change under tensile loading. *Composite Structures*, vol. 100, 2013, p. 135 - 143.

- [LIU 06] LIU L., CHEN J., ZHU B., YU T. X., TAO X. M., CAO J., Eds., *The yarn-to-yarn friction of woven fabrics*, vol. Proceedings of the 9th ESAFORM conference and Glasgow, 2006.
- [LOM 05] LOMOV S., VERPOEST I., ROBITAILLE F.
1 - Manufacturing and internal geometry of textiles. LONG A., Ed., *Design and Manufacture of Textile Composites*, Woodhead Publishing Series in Textiles, p. 1 - 61 Woodhead Publishing, 2005.
- [LOM 06] LOMOV S., BERNAL E., KOISSIN V., PEETERS T.
User's guide for the WiseTex software-Integrated Textile Preprocessor. *Leuven : Department of MTM, Katholieke Universiteit Leuven*, , 2006.
- [MAI 14] MAIRE E., WITHERS P. J.
Quantitative X-ray tomography. *International materials reviews*, vol. 59, n° 1, 2014, p. 1-43, Taylor & Francis.
- [MEM 13] MEMON A., NAKAI A.
Mechanical properties of jute spun yarn/PLA tubular braided composite by pultrusion molding. *Energy procedia*, vol. 34, 2013, p. 818-829, Elsevier.
- [MIC 89] MICHAELI W., ROSENBAUM U.
Structural braiding of complex shaped FRP parts- A new approach for higher productivity. *International SAMPE Symposium and Exhibition, 34 th, Reno, NV, Proceedings. Book 2*, vol. 8, 1989.
- [MIC 96] MICHAELI W., JÜRSS D.
Thermoplastic pull-braiding : pultrusion of profiles with braided fibre lay-up and thermoplastic matrix system (PP). *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 27, n° 1, 1996, p. 3-7, Elsevier.
- [MOU 99] MOURITZ A., BANNISTER M., FALZON P., LEONG K.
Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 30, n° 12, 1999, p. 1445 - 1461.
- [MUN 90] MUNJAL A., SPENCER D., RAHNENFUEHRER E., PICKETT B., MALONEY P.
Design and fabrication of high quality graphite/epoxy braided composite tubes for space structures. *International SAMPE Symposium and Exhibition, 35 th, Anaheim, CA*, 1990, p. 1954-1967.
- [NAO 14] NAOUAR N., VIDAL-SALLE E., SCHNEIDER J., MAIRE E., BOISSE P.
Meso-scale FE analyses of textile composite reinforcement deformation based on X-Ray computed tomography. *Composite Structures*, vol. 116, n° 0, 2014, p. 165 - 176.
- [NAO 15a] NAOUAR N., VIDAL-SALLE E., SCHNEIDER J., MAIRE E., BOISSE P.
3D composite reinforcement meso FE analyses based on X-ray computed tomography. *Composite Structures*, vol. 132, 2015, p. 1094-1104, Elsevier.
- [NAO 15b] NAOUAR N.
Analyse mésoscopique par éléments finis de la déformation de renforts fibreux 2D et 3D à partir de microtomographies X. Thèse de doctorat, 2015.

-
- [NEW 59] NEWMARK N.
A method of computation for structural dynamics. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, vol. 85, 1959, p. 67-94.
- [NGU 11] NGUYEN Q. T.
Analyse expérimentale et numérique de la compaction des renforts fibreux. Application pour la perméabilité. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2011.
- [PAY 13] PAYEN J.
Matériaux non tissés. *Techniques de l'ingénieur Procédés textiles*, vol. base documentaire : TIB572DUO., n° ref. article : n4601, 2013, Editions T.I.
- [POT 06] POTLURI P., CIUREZU D. P., RAMGULAM R.
Measurement of meso-scale shear deformations for modelling textile composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, n° 2, 2006, p. 303-314.
- [RAN 15] RANA S., FANGUEIRO R.
Braided structures and composites : production, properties, mechanics, and technical applications. CRC Press, 2015.
- [SCH 92] SCHNUR D. S., ZABARAS N.
An inverse method for determining elastic material properties and a material interface. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 33, n° 10, 1992, p. 2039-2057, John Wiley & Sons, Ltd.
- [SHE 07] SHERBURN M.
Geometric and mechanical modelling of textiles. Thèse de doctorat, Université de Nottingham, 2007.
- [SHO 10] SHOKRIEH M. M., MAZLOOMI M. S.
An analytical method for calculating stiffness of two-dimensional tri-axial braided composites. *Composite Structures*, vol. 92, n° 12, 2010, p. 2901-2905, Elsevier.
- [TAR 01] TARFAOUI M., AKESBI S.
A finite element model of mechanical properties of plain weave. *Colloids and Surfaces A : Physicochemical and Engineering Aspects*, vol. 187, 2001, p. 439-448.
- [TAT 04] TATE J. S., KELKAR A. D., KELKAR V. A.
Failure analysis of biaxial braided composites under fatigue loading. *ECF15, Stockolm 2004*, 2004.
- [TON 02] TONG L., MOURITZ A. P., BANNISTER M.
3D fibre reinforced polymer composites. Elsevier, 2002.
- [TRU 55a] TRUESDELL C.
Hypo-Elasticity. *Indiana University Mathematics Journal*, vol. 4, 1955, p. 83-133.
- [TRU 55b] TRUESDELL C.
The simplest rate theory of pure elasticity. *Communication of Pure Applied Mechanics*, vol. 8, 1955, p. 123-132.
-

- [UOZ 05] UOZUMI T., KITO A., YAMAMOTO T.
CFRP using braided preforms/RTM process for aircraft applications. *Advanced Composite Materials*, vol. 14, n° 4, 2005, p. 365–383, Taylor & Francis.
- [WEI 10] WEIDMANN D.
Aide-memoire Textiles techniques. Dunod, 2010.
- [WIL 08] WILLEMS A., LOMOV S. V., VERPOEST I., VANDEPITTE D.
Optical strain fields in shear and tensile testing of textile reinforcements. *Composites Science and Technology*, vol. 68, n° 3-4, 2008, p. 807-819.
- [XIA 97] XIAO H., BRUHNS O., MEYERS A.
Hypo-elasticity model based upon the logarithmic stress rate. *Journal of Elasticity*, vol. 47, n° 1, 1997, p. 51–68, Springer.
- [XIA 11] XIAOGANG CHEN LINDSAY WATERTON TAYLOR L.-J. T.
An overview on fabrication of three-dimensional woven textile preforms for composites. *Textile Res. Journal*, vol. 81, 2011, p. 932 - 944.



INSA

FOLIO ADMINISTRATIF

THÈSE DE L'UNIVERSITÉ DE LYON OPÉRÉE AU SEIN DE L'INSA DE LYON

NOM : BOUNASSER

DATE de SOUTENANCE : 29 janvier 2020

Prénoms : Meriem

TITRE : Étude du comportement mécanique des renforts tressés pour les composites

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : AAAALYSEIXXXX

École doctorale : MEGA

Spécialité : Mécanique - Génie Mécanique

RÉSUMÉ :

L'utilisation des composites à renforts fibreux est en continuelle croissance dans plusieurs domaines, tels que les industries aérospatiales, les transports et le génie civil. Cela est dû principalement à leur excellent ratio légèreté/performance. Les structures tressées font partie des structures textiles utilisées comme renforts pour les composites. Leur procédé de fabrication permet la réalisation de formes complexes et de géométries très variées. Cependant, les nombreux paramètres présents tant au niveau des matières utilisées qu'au niveau des procédés de mise en œuvre impliquent la nécessité de bien maîtriser la technologie du tressage afin d'optimiser les paramètres de fabrication et de prédire le comportement final de ces structures de renfort. Ce projet de recherche constitue une étude des paramètres de tressage et du comportement mécanique des structures tressées. Cette étude comporte une partie expérimentale et une partie numérique. Dans la partie expérimentale, plusieurs renforts tressés tubulaires en fibre de carbone sont fabriqués à l'aide d'une machine de tressage radiale 2D couplée à un robot six axes. Des composites à base de ces renforts sont ensuite élaborés par le procédé RTM. Plusieurs essais expérimentaux sont réalisés pour caractériser le comportement des renforts secs et leurs composites afin de pouvoir évaluer l'influence des paramètres géométriques, comme l'angle de tressage, le diamètre de la tresse et le type de la tresse (biaxiale ou triaxiale), sur les propriétés mécaniques des tresses tubulaires. Dans la partie numérique de l'étude, la microtomographie aux rayons X est utilisée pour obtenir le modèle géométrique des renforts tressés. Une analyse par élément finis à l'échelle mésoscopique est réalisée en utilisant une loi de comportement hypoélastique implémentée dans Abaqus/Explicit à l'aide d'une sous-routine Vumat.

MOTS-CLÉS : Renforts tressés, Matériaux composites, Tressage en forme, Propriétés mécaniques, Loi hypoélastique, Analyse mésoscopique, Méthode éléments finis

Laboratoire(s) de recherche : Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Solides
UMR CNRS 5259 - INSA de Lyon
Bâtiment Sophie Germain, Avenue Jean Capelle O,
69100 Villeurbanne Cedex FRANCE

Directeur de thèse : Emmanuelle VIDAL-SALLE

Président du jury : Sébastien COMAS CARDONA

Composition du jury : Marie-Ange BUENO
Damien SOULAT
Sébastien COMAS CARDONA

Naim NAOUAR
Philippe MAILLER
Emmanuelle VIDAL-SALLE

