

N° d'ordre : 41973



Thèse

**Développement de croisements de raidisseurs composites:
Technologie, modélisation et optimisation.**

Development of composite crossing of stiffeners.
Technology, modelling and optimisation.

Présentée par :

Maxime KOWALSKI

pour obtenir le grade de Docteur de l'Université de Lille 1

Discipline : Mécanique

Soutenue le 03/12/2015 devant la commission d'examen

Président du jury : Laurent GUILLAUMAT

Jury :

Sébastien COMAS	Professeur des universités, Ecole Centrale Nantes	Rapporteur
Pierre OUAGNE	Maître de conférences, HDR, Université d'Orléans	Rapporteur
Laurent GUILLAUMAT	Professeur des universités, Arts et Métiers Paris Tech	Examineur
Chung-Hae PARK	Professeur des universités, Ecole des mines de Douai Angers	Examineur
Damien SOULAT	Professeur des Universités, ENSAIT, Roubaix	Directeur
Xavier LEGRAND	Maître de conférences, HDR, ENSAIT, Roubaix	Encadrant

Remerciements.

J'adresse tout d'abord mes remerciements à l'Union Européenne, qui, par le biais du programme de recherche et d'innovation « FP7 », a permis le financement du projet « MAPICC 3D ». Ce projet m'a offert l'opportunité de travailler dans le domaine de la recherche dans un contexte industriel et international.

Je remercie Sébastien COMAS (Professeur des Universités à Centrale Nantes) et Pierre OUAGNE (Maitre de conférences, HDR à l'université d'Orléans) pour avoir accepté de rapporter cette thèse. Merci également à Laurent GUILLAUMAT et Chung-Hae PARK d'avoir accepté d'être examinateur.

Je souhaite remercier Xavier LEGRAND, Maître de Conférences à l'ENSAIT, pour m'avoir accompagné, soutenu et fait confiance depuis maintenant près de cinq ans. Merci beaucoup de m'avoir offert cette opportunité.

Je tiens à exprimer ma plus profonde reconnaissance à Damien SOULAT, Professeur des Universités à l'ENSAIT, pour avoir encadré cette thèse. Je tenais à le remercier tout particulièrement pour la qualité de son encadrement, que ce soit sur les aspects scientifiques et techniques mais également pour sa bienveillance sur le plan humain.

Mes remerciements vont à l'ensemble du personnel de l'ENSAIT et du GEMTEX, et plus particulièrement à Marcel GEVAERT, technicien de mécanique, pour son implication et ses conseils avisés lors du développement technologique du démonstrateur.

Je remercie les doctorants ou désormais docteurs du GEMTEX (entre autres Boris DUCHAMP, Vanessa PASQUET, Jean-Vincent RISICATO et Jérôme VILFAYAU) pour m'avoir accompagné dans la bonne humeur durant ces travaux. Un grand merci à Ahmad LABANIEH pour avoir pris le temps de m'initier aux éléments finis et au maniement du logiciel Abaqus. Enfin un gros « clin d'œil » à Nicolas TRIFIGNY et notre « colloc' rue Macquart », si emblématique et caractéristique de ces années de thèse.

Outre ces collègues devenus pour la plupart amis, je tiens à remercier mes amis de longues dates comme Charles HUSQUIN ou Romain TRIBOUT, mais également Jonathan LEBLOND particulièrement présent lors de cette longue période de rédaction. Un grand merci à tous mes amis proches que je n'ai pu citer mais qui m'ont soutenu et accompagné durant ces années.

Un merci tout particulier à Adrienne LECA pour tous les moments partagés lors de ces années GEMTEX.

Enfin je tiens à remercier toute ma famille pour son soutien et son amour inconditionnel. Une pensée toute particulière pour mon grand-père, Jean, qui, de par son implication dans mon éducation, a énormément contribué à mon parcours.

Table générale des matières.

Remerciements.	3
Table générale des matières.	4
Introduction générale.....	10
Chapitre I. Etat de l'art des matériaux composites : renforts, matrices et procédés associés.....	13
Table des matières.	14
Table des figures.....	16
Liste des tableaux.	17
I. Définition du croisement de raidisseurs.	18
A. La fonction des raidisseurs.	18
B. Les attentes des partenaires du projet MAPICC.	18
C. Les raidisseurs composites.	19
D. Cahier des charges de la pièce MAPICC.	21
II. Introduction aux matériaux composites.	22
A. Définition.	22
B. Historique.	22
C. Classification.	23
1. Classification selon la forme des composants.....	23
2. Classification selon la nature des composants.....	23
D. Les composites à matrices organiques et à renfort fibreux.	24
III. Matrices et procédés de mise en œuvre composites.	25
A. Les résines.	25
1. Les résines thermodurcissables.....	25
2. Les résines thermoplastiques.	26
3. Conclusion.	27
B. Les procédés de mise en œuvre.....	28
1. La mise en œuvre de résines thermodurcissables.	28
a. Conditionnement des résines thermodurcissables.....	28
b. Procédés de mise en œuvre des résines thermodurcissables.	28
2. La mise en œuvre de résines thermoplastiques.	31
3. Conclusion.	32
IV. Renforts fibreux et moyens de production associés.....	33

A.	Présentation.....	33
1.	Aspect multi-échelle.....	33
2.	Caractéristiques et propriétés des renforts fibreux.....	34
B.	Architectures de renfort.....	34
1.	Echelle microscopique.....	35
2.	Echelle mésoscopique et macroscopique.....	36
a.	Classification.....	37
b.	Les structures bidimensionnelles.....	39
c.	Les structures tridimensionnelles, assemblage de structures bidimensionnelles.....	45
d.	Les structures tridimensionnelles.....	48
e.	Conclusion.....	54
C.	Matériaux de renfort.....	54
1.	Fibres de verre.....	55
2.	Fibres de carbone.....	55
3.	Fibres aramides.....	56
4.	Conclusion.....	57
V.	Conclusion.....	58
VI.	Bibliographie.....	59
Chapitre II. Développements de préformes complexes, caractérisation et mise en œuvre de croisements de raidisseurs composites.....		
	Table des matières.....	67
	Table des figures.....	68
	Liste des tableaux.....	70
I.	Développement de préformes complexes.....	72
A.	Définition du cahier des charges.....	73
B.	Pré-étude mécanique.....	75
1.	Introduction.....	75
2.	Méthode.....	76
3.	Résultats.....	77
4.	Cahier des charges structurel du renfort.....	80
C.	Structure proposée.....	81
1.	Structure tressée.....	81
2.	Structure « 4 Directions ».....	82
3.	Structure « tissée interlock ».....	83

4.	Conclusion.....	85
II.	Développement du procédé et du démonstrateur de structuration de renfort.....	86
A.	Analyse fonctionnelle du procédé de structuration.....	86
B.	Description du procédé de structuration MAPICC.....	87
C.	Analyse fonctionnelle du démonstrateur.....	87
1.	FP1 : Arrangement.....	88
A.	Respecter la géométrie.....	89
b.	Réguler la tension.....	89
c.	Maintenir les éléments fibreux.....	91
2.	FP2 : Structuration.....	92
a.	Créer la foule.....	93
b.	Insérer les éléments fibreux - Compacter la structure créée.....	94
D.	Présentation du démonstrateur développé.....	95
1.	Maintien des éléments fibreux.....	95
2.	Respect de la géométrie.....	96
3.	Réguler la tension.....	97
4.	Créer la foule.....	98
5.	Insérer les éléments fibreux / Compacter la structure.....	99
E.	Paramétrisation du procédé : application au démonstrateur.....	100
III.	Production de préformes paramétrisées.....	101
A.	Description des étapes de production.....	101
B.	Production d'échantillons.....	102
IV.	Mise en œuvre composite.....	105
A.	Principes de mise en œuvre thermoplastique.....	105
B.	Définition de la valeur des paramètres de mise en œuvre.....	106
C.	Développement du moule.....	108
D.	Procédés de mise en œuvre retenu.....	111
V.	Analyse de raidisseurs composites.....	112
A.	Méthodologie.....	112
1.	Objectifs.....	112
2.	Paramètres de caractérisation.....	112
3.	Protocole d'acquisition des coupes.....	113
4.	Protocole d'acquisition de clichés numériques.....	114
5.	Grille de caractérisation et paramètres.....	115

B.	Résultats : Echantillons de « caractérisation ».....	117
1.	Echelle macroscopique.....	117
2.	Echelle mésoscopique.....	120
3.	Echelle microscopique.....	125
C.	Résultats : Echantillons en « verre-polypropylène ».....	128
1.	Echelle macroscopique.....	128
2.	Echelle mésoscopique.....	129
3.	Echelle microscopique.....	131
D.	Conclusion.....	133
VI.	Conclusion.....	135
VII.	Bibliographie.....	136
Chapitre III. Modélisation géométrique et mécanique de croisements de raidisseurs composites.		
	138
	Table des matières.....	139
	Table des figures.....	141
	Liste des tableaux.....	143
I.	Modélisation géométrique: introduction et état de l'art.....	144
A.	Introduction.....	144
1.	Echelles de modélisation et homogénéisation(s).....	144
2.	Objectifs et démarches de modélisation.....	146
3.	Caractéristiques principales des modèles géométriques mésoscopiques.....	147
B.	Etat de l'art: Modèles géométriques mésoscopiques.....	149
1.	Modèles géométriques pour structures tissées 2D.....	149
2.	Modèles géométriques pour structures tissées 3D.....	150
C.	Etat de l'art : modeleurs pour structures textiles.....	154
II.	Développement du modèle géométrique.....	158
A.	Présentation.....	158
B.	Hypothèses de modélisation.....	158
C.	Traitement statistique des paramètres d'entrée.....	161
D.	Méthodologie de modélisation.....	164
1.	Définition des paramètres de modélisation.....	164
2.	Algorithme de définition des sections des éléments fibreux.....	165
3.	Reconstruction du modèle.....	170

E.	Définition du VER et conclusion	173
III.	Modélisation mécanique : théorie	175
A.	Loi de comportement.....	175
B.	Changements de base	177
C.	Comportement élastique des matériaux anisotropes.	177
1.	Matériau triclinique.....	178
2.	Matériaux monocliniques.....	178
3.	Matériaux orthotropes.....	178
4.	Matériaux unidirectionnels.	179
5.	Matériaux isotropes.	180
6.	Conclusion.	180
D.	Principe d'homogénéisation.....	181
E.	Approche microscopique de la détermination des modules d'élasticité.....	181
1.	Modèle mécanique/rhéologique.....	183
2.	Modèles à inclusion.....	183
a.	Théorie d'Eshelby.	183
b.	Modèle de Mori-Tanaka	183
c.	La « SC-method ».....	184
3.	Modèles semi-empiriques.....	184
a.	Loi des Mélanges modifiée.....	184
b.	Modèle de Ekvall	184
c.	Modèle d'Halpin-Tsai.....	185
d.	Modèle de Chamis.....	185
4.	Expressions retenues.....	186
IV.	Modélisation mécanique : Méthode des éléments finis.....	187
A.	Modèles géométriques utilisés.	188
B.	Gestion des contacts.	189
C.	Mise en données de matériaux.....	190
D.	Gestion des directions matérielles.....	191
E.	Conditions aux limites.	193
F.	Maillage.....	194
G.	Approche numérique de la définition des modules d'élasticité.	195
V.	Evaluation du comportement mécanique de croisements de raidisseurs composites.	197
A.	Evaluation du comportement mécanique mésoscopique	197

1.	Résultats représentatifs.	197
a.	Etude de la branche.....	197
b.	Etude de l'interface.	201
2.	Résultats prédictifs : perspective.	202
B.	Evaluation du comportement mécanique macroscopique de croisements de raidisseurs.	206
1.	Réponse à une traction selon l'axe 3.....	208
2.	Réponse à une compression selon l'axe 3.....	210
3.	Réponse à un cisaillement plan (1,3).	212
4.	Réponse à une flexion autour de l'axe 1.	215
C.	Conclusion.	216
VI.	Conclusion.	218
VII.	Références.....	219
	Conclusion générale et perspectives.....	224

Introduction générale.

Dans une société qui tend à se globaliser et où l'individu devient de plus en plus mobile, le domaine des transports connaît depuis plusieurs décennies d'importants développements liés à une explosion des trafics. Parmi ces développements, la réduction de la masse des véhicules est devenue l'un des principaux leviers permettant un gain d'énergie à l'utilisation. Dans une politique mondiale de développement durable et de réduction de l'emprunte CO₂, et avec l'augmentation du prix de l'énergie, on comprend aisément l'intérêt des industriels à participer à cette course à la réduction de masse.

Ainsi, on assiste à la démocratisation de l'utilisation des matériaux composites, qui, avec des propriétés d'inaltérabilité et de faible masse permettent de se substituer aux matériaux métalliques. Depuis quelques années, le marché des matériaux composites ne cesse de croître. Ainsi en 2012, le marché mondial des composites représentait 9,2 millions de tonnes de matière (tous produits confondus) pour un chiffre d'affaire évalué à 81,6 milliards d'euros (*JEC 2012*). De nombreux secteurs d'activité intègrent ces nouveaux matériaux dans la conception de leurs produits: l'aéronautique où ils sont déjà incontournables (les composites représentent plus de la moitié de la masse à vide des derniers programmes d'Airbus et de Boeing); l'automobile ou encore le ferroviaire.

Néanmoins, ces matériaux composites fabriqués généralement à partir de résines thermodurcissables et de fibres de carbone, sont aujourd'hui réservés à des applications à hautes valeurs ajoutées à cause leur coût et cadence de production élevés.

C'est dans cette optique que le programme de recherche MAPICC 3D a vu le jour. Financé dans le cadre du programme de financement Européen de recherche et d'innovation « FP7 », ce projet est l'acronyme de « One-shot Manufacturing on large scale of 3D up graded panels and stiffeners for lightweight thermoplastic textile composite structures ». L'objectif de ce programme est de développer des matériaux et procédés permettant de produire des pièces composites thermoplastiques tout en optimisant les coûts (-25% par rapport à l'état de l'art) et cadence (-30%, c'est-à-dire de 5 à 20 m²/h en fonction de la complexité) de production. Plus particulièrement, le projet se focalise sur les thématiques suivantes :

- Développement de fils comêlés thermoplastiques composés d'un matériau de renfort, d'une matrice et potentiellement de matériau(x) fonctionnalisant.
- Développement de procédés permettant un design de pièces composites sur-mesure en fonction d'un cahier des charges mécanique.
- Développement de procédés permettant la production « one shot » de panneaux et de raidisseurs.
- Développements d'outils de modélisation permettant la prédiction du comportement final des matériaux composites et permettant une optimisation du design de la pièce composite.
- Scale-up des procédés/technologies développés afin de permettre un développement industriel respectant les contraintes de couts et cadences.
- Démonstration de la subsitution de pièces métalliques par des pièces composites thermoplastiques dans des applications industrielles.

MAPICC 3D regroupe 20 partenaires répartis sur 10 pays, il est composé de 7 grands groupes, 6 petites et moyennes entreprises (PME), 6 structures académiques et une association. Chacun des acteurs

possède un domaine d'activité et des compétences représentant les différents maillons de la chaîne de production composite :



Coexpair (BE)
Utilisateur final
aéronautique



Université de Milan (IT)
Laboratoire de recherche



MecaCorp (FR)
Utilisateur final
Automobile.



Université de DRESDE (DE)
Laboratoire de recherche :
Procédés textiles.



ALSTOM (FR)
Utilisateur final
Ferroviaire.



ARMINES (FR)
Laboratoire de recherche :
modélisation et
caractérisation des
composites.



Volvo trucks (SWE)
Utilisateur final
constructeur de camion.



Université de ZAGREB (CR)
Laboratoire de recherche :
caractérisation.



ESI (DE)
Editeur de logiciels de
modélisation physique des
composites.



Steiger (CH)
Procédés textiles



Tencate (NE)
Composite.



Université de RIGA (LV)
Laboratoire de recherche :
Caractérisation et
modélisation des
composites.



REDEN (NE)
Simulation numérique des
composites.



FINERIS (LV)
Utilisateur final



PD Glasseide (DE)
Producteur de fils comelés.



GEMTEX (FR)
Laboratoire de recherche :
Procédés textiles

Les travaux de cette thèse s'inscrivent dans le Workpackage 2 du projet portant sur le développement de préformes 3D. Il s'agit ici de développer des structures de renfort 3D pour raidisseurs composites répondant à un cahier des charges mécanique. Un procédé de production, ainsi qu'un démonstrateur permettant de prouver la faisabilité se doivent également d'être développés. Ces travaux s'effectuent au sein du laboratoire GEMTEX (EA n°2461 – ENSAIT de Roubaix) dont le directeur est Vladan KONCAR (également coordinateur scientifique du programme MAPICC), sous la direction de Damien SOULAT et co-encadrés par Xavier LEGRAND.

Le manuscrit est divisé en trois chapitres.

Dans un premier chapitre, une étude bibliographique est proposée, permettant situer et de comprendre la démarche propre aux travaux décrits dans ce manuscrit. Dans un premier temps, les

objectifs, contraintes et problématiques du projet MAPICC sont présentés, permettant de définir un cahier des charges des pièces à développer. Cela permet de définir en quoi une substitution des pièces métalliques est nécessaire, conduisant ainsi au développement de nouvelles pièces composites. Dans cette optique, nous développerons dans une seconde partie ce que sont les matériaux composites : l'assemblage d'une matrice et d'un renfort. Un état de l'art complet des renforts, de leurs moyens de production, des matériaux utilisés et des procédés de mise en œuvre des composites sera ensuite présenté.

Un deuxième chapitre est ensuite dédié au développement de pièces composites. Ce développement passe dans un premier temps par l'élaboration d'une structure de renfort permettant au composite de se doter d'un comportement mécanique répondant au cahier des charges de la pièce. Ce cahier des charges, par le biais d'une pré-étude mécanique, sera détaillé. Dans un deuxième temps, une nouvelle technologie de structuration permettant de produire la structure précédemment définie sera développée et présentée. Des préformes, dépendant de paramètres liés au procédé ou au matériau, seront ensuite produites via ce procédé puis mises en œuvre. Enfin les pièces composites élaborées seront caractérisées et optimisées par comparaison avec le cahier des charges initialement défini. Des liens entre paramètres procédés, paramètres matière et paramètre pièces seront mis en évidence.

Enfin dans le troisième chapitre, sera présenté le développement du modèle géométrique, outil permettant l'optimisation de nos renforts pour croisements de raidisseurs. Dans cette optique, un état de l'art de la modélisation géométrique est tout d'abord présenté. Cette étude bibliographique permet de positionner le développement de notre propre modèle géométrique en fonction des paramètres d'entrée (résultats de caractérisation), de la nature de la pièce et de nos objectifs. Après avoir rappelé la théorie de la modélisation du comportement des matériaux, la démarche d'évaluation du comportement mécanique homogène reposant sur la méthode des éléments finis sera présentée puis appliquée à nos modèles. Des analyses multi-échelles des résultats numériques permettront d'optimiser les structures de renforts développées. Enfin, une comparaison entre solutions composites et métalliques permettra d'évaluer la plus-value apportée par le composite dans le cas de panneaux auto-raidis.

A noter que dans ce manuscrit, les références, figures, tableaux et équations sont référencés par chapitre.

Chapitre I. Etat de l'art des matériaux composites : renforts, matrices et procédés associés.

Ce chapitre constitue une introduction générale permettant de situer et de comprendre la démarche propre aux travaux décrits dans ce manuscrit. Nous présenterons dans un premier temps les objectifs, contraintes et problématiques du projet MAPICC, permettant de définir un cahier des charges des pièces à développer. Cela permettra de définir en quoi une substitution des pièces métalliques est nécessaire, nous conduisant ainsi au développement de nouvelles pièces composites. Dans cette optique, nous développerons dans une seconde partie ce que sont les matériaux composites : l'assemblage d'une matrice et d'un renfort. Un état de l'art complet des renforts, de leurs moyens de production, des matériaux utilisés et des procédés de mise en œuvre des composites sera ensuite présenté.

Table des matières.

Table des matières.	14
Table des figures.....	16
Liste des tableaux.	17
I. Définition du croisement de raidisseurs.	18
A. La fonction des raidisseurs.	18
B. Les attentes des partenaires du projet MAPICC.	18
C. Les raidisseurs composites.	19
D. Cahier des charges de la pièce MAPICC.	21
II. Introduction aux matériaux composites.	22
A. Définition.....	22
B. Historique.	22
C. Classification.....	23
1. Classification selon la forme des composants.....	23
2. Classification selon la nature des composants.....	23
D. Les composites à matrices organiques et à renfort fibreux.	24
III. Matrices et procédés de mise en œuvre composites.	25
A. Les résines.	25
1. Les résines thermodurcissables.....	25
2. Les résines thermoplastiques.	26
3. Conclusion.	27
B. Les procédés de mise en œuvre.	28
1. La mise en œuvre de résines thermodurcissables.	28
a. Conditionnement des résines thermodurcissables.....	28
b. Procédés de mise en œuvre des résines thermodurcissables.	28
2. La mise en œuvre de résines thermoplastiques.	31
3. Conclusion.	32
IV. Renforts fibreux et moyens de production associés.	33
A. Présentation.	33
1. Aspect multi-échelle.....	33
2. Caractéristiques et propriétés des renforts fibreux.	34
B. Architectures de renfort.....	34
1. Echelle microscopique.....	35

2.	Echelle mésoscopique et macroscopique.	36
a.	Classification.....	37
b.	Les structures bidimensionnelles.	39
c.	Les structures tridimensionnelles, assemblage de structures bidimensionnelles.	45
d.	Les structures tridimensionnelles.	48
e.	Conclusion.	54
C.	Matériaux de renfort.....	54
1.	Fibres de verre.....	55
2.	Fibres de carbone.	55
3.	Fibres aramides.	56
4.	Conclusion.	57
V.	Conclusion.....	58
VI.	Bibliographie.....	59

Table des figures.

Figure I-1 - Assemblage panneau-raidisateurs métalliques [2]	18
Figure I-2 - Applications industrielles des raidisseurs développés.....	19
Figure I-3 - Croisement de raidisseurs métalliques longitudinaux et transversaux dans un tube [3]...	19
Figure I-4 - Raidisseurs composites rectilignes de différentes sections [6]	20
Figure I-5 - Panneaux auto-raidis produits via le procédé AUTOSTRUCT [8]	20
Figure I-6 - Matériau composite à renfort fibreux [15]......	24
Figure I-7 - Procédés de mise en œuvre : A - moulage au contact [33]; B – moulage sous vide [33]; C - Infusion [34]	30
Figure I-8: Principe du procédé RTM [47].	30
Figure I-9: Comparatif des différents procédés de mise en œuvre des résines thermodurcissables [33].	32
Figure I-10 - Représentation des différentes échelles du renfort fibreux [15].	33
Figure I-11 - Les différentes structures textiles mises en œuvre.	35
Figure I-12 - Représentation d'éléments fibreux de base (a, fil à fibre discontinue ; b, fil à filament continu ; c, mèche)	36
Figure I-13- Classification des structures textiles proposée par Ko [59].....	37
Figure I-14 - Classification des structures textiles proposée par Lee [60].	38
Figure I-15 - Classification des structures textiles proposée par Fukuta et Aoki [61].....	38
Figure I-16 - Classification des structures 3D [62].....	39
Figure I-17 - Représentation des tissus 2D (a, toile ; b, sergé ; c, satin).....	40
Figure I-18 - Vue schématique de côté (a) et du dessus (b) d'un métier à tisser [66]	41
Figure I-19 - Illustration de la maille cueillie (a) et maille jetée (b) [65]	43
Figure I-20 - Représentation des architectures de base des tresses.....	43
Figure I-21 - Illustration d'une tresse tri-axiale [72].....	44
Figure I-22 - Illustration d'un métier à tresser [15].....	44
Figure I-23 - Représentation de stratifiés a [-45/45/-452/45/-45] et b [0/452/90/-45/0] [80].....	46
Figure I-24 - Représentation d'un stratifié renforcé par couture [92]	46
Figure I-25 - Représentation d'un stratifié renforcé par Z-pinning [15].....	47
Figure I-26 - Représentation d'un NCF [92].....	48
Figure I-27 - Représentation d'une tresseuse interlock [113].....	49
Figure I-28 - Procédé de tressage « 2-step ». [116]	49
Figure I-29 - Procédés de tressage « 4-step », mis en mouvement par procédé cartésien (a) [123] ou système de doubles jeu de roues à encoches (b) [124].	50
Figure I-30 - Tissus Interlock Layer-to-layer (a), Though-Thickness (b), Orthogonal (c).	51
Figure I-31 - Vue schématique d'un métier à tisser 3D possédant plusieurs ensouples [15]	52
Figure I-32 - Tissage double foule pour réalisation d'un profilé rectangulaire [154]	53
Figure I-33 - Procédé RAIDOUTILS [15]	53
Figure I-34 - Tricotage 3D [92].....	54

Liste des tableaux.

Tableau I-1 - Tableau récapitulatif des différentes résines thermodurcissables	26
Tableau I-2 - Récapitulatif des différentes résines thermoplastiques.	27
Tableau I-3 - Systèmes d'insertion propres au tissage.....	42
Tableau I-4 - Eléments technologiques d'un métier à tresser [15].....	45
Tableau I-5 - Classification des fibres de verre selon leur propriété principale et leur composition. ..	55
Tableau I-6 - Propriétés mécaniques des filaments de verre E et S [14].	55
Tableau I-7 - Classification des fibres de carbone [151].....	56
Tableau I-8 - Propriétés mécaniques des fibres de carbone [14].....	56
Tableau I-9 - Propriétés mécaniques des fibres para-aramides [14].	56
Tableau I-10 - Comparaison des différents matériaux de renfort.	57

I. Définition du croisement de raidisseurs.

Comme présenté dans l'introduction, le projet financeur MAPICC 3D, acronyme de "One-shot Manufacturing on large scale of 3D up graded panels and stiffeners for lightweight thermoplastic textile composite structures" a pour objectif principal de pouvoir produire à terme des panneaux composites auto-raidis. Ce paragraphe définit dans un premier temps la fonction du raidisseur, puis présente les besoins propres au projet MAPICC pour finalement introduire son application composite. Cela permet de définir le cahier des charges de la pièce à développer.

A. La fonction des raidisseurs.

Les structures de grandes tailles telles que les panneaux (également appelés parois) présentent généralement une flexibilité trop importante. De ce fait, dans l'optique de pouvoir absorber des contraintes mécaniques ciblées plus importantes, ces panneaux sont renforcés localement par des raidisseurs. Le raidisseur est une pièce fonctionnelle qui est fixée sur un panneau afin de le rigidifier lorsqu'il est soumis à des efforts de type traction, compression, cisaillement, flexion, etc... L'ajout de raidisseur(s) permet de limiter le phénomène de flambement [1]. Son principe de fonctionnement réside dans le fait d'augmenter le moment quadratique de l'assemblage [1]. Habituellement métalliques, ces raidisseurs sont des poutres rectilignes de sections variées et qui sont fixées sur le panneau.

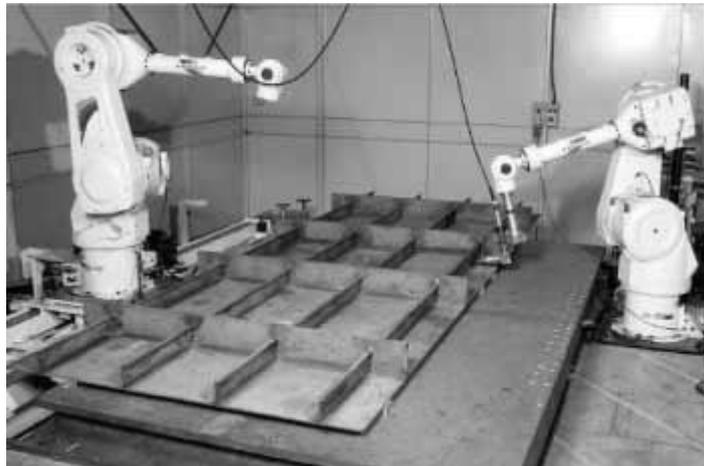


Figure I-1 - Assemblage panneau-raisseurs métalliques [2]

Ces structures (ensemble panneau-raisseurs, voir figure 1) sont généralement soumises à des sollicitations complexes et combinées (traction, torsion, flexion, compression et cisaillement). Pour absorber ces sollicitations, une géométrie particulière de renforcement, c'est-à-dire une disposition particulière des raidisseurs sur le panneau est nécessaire : l'objectif étant de limiter le mode de travail de chacun des raidisseurs à de la traction, de la compression et du cisaillement [1].

B. Les attentes des partenaires du projet MAPICC.

Ainsi les utilisateurs finaux du consortium, de par leurs applications, ont défini leur besoin et donc leur géométrie de renforcement (fig. 2). Mecaplast, équipementier automobile, souhaite développer des

racks à batterie pour véhicules électriques, celui-ci serait articulé autour d'un squelette auto-raidi (fig. 2-a). Volvo Trucks souhaite raidir selon une géométrie complexe un panneau situé à l'arrière de la cabine du camion (fig. 2-b). Alstom souhaite renforcer des panneaux de rames (fig. 2-c). Enfin Coexpair, sous-traitant aéronautique, souhaite développer un raidisseur ayant une section F (fig. 2-d). La tête du F permet d'accueillir un panneau facilitant l'assemblage.

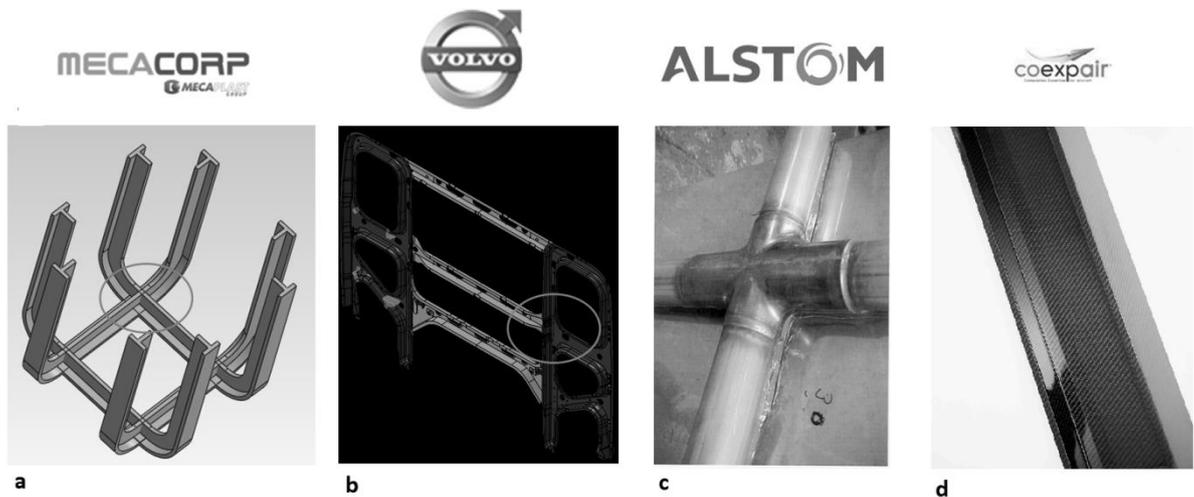


Figure I-2 - Applications industrielles des raidisseurs développés

On note que les applications Mecaplast, Volvo Trucks et Alstom proposent des géométries de renforcement complexes avec notamment des croisements de raidisseurs. La géométrie actuelle des raidisseurs étant généralement limitée à des raidisseurs rectilignes, il est nécessaire pour répondre à ce type d'applications d'assembler des raidisseurs rectilignes. La solution la plus répandue aujourd'hui, illustrée en figure 3, consiste à « enjamber » le raidisseur longitudinal et à fixer le raidisseur transverse sur la paroi entre deux raidisseurs longitudinaux [3]. Cette solution étant destinée principalement à l'usage de renforts métalliques.

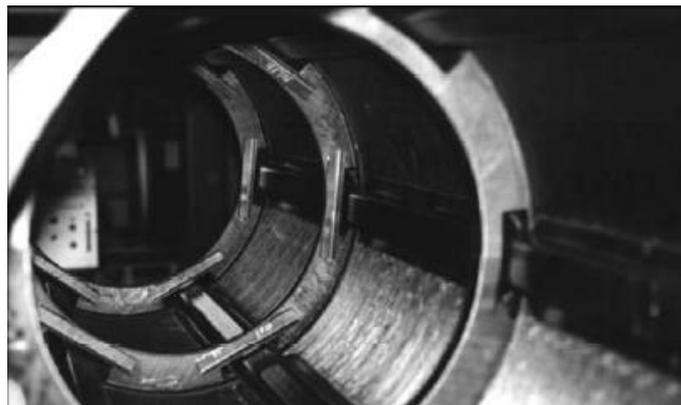


Figure I-3 - Croisement de raidisseurs métalliques longitudinaux et transversaux dans un tube [3]

C. Les raidisseurs composites.

De par la politique d'allégement des structures menée par les acteurs du domaine des transports, une solution composite pour ces panneaux auto-raidis a été retenue. En effet les matériaux composites jouissent d'excellents rapports performance/masse [4][5], bien supérieurs à ceux des solutions

métalliques utilisées jusqu'alors. Dans cette optique, pour comparer les performances mécaniques des matériaux, il convient de s'intéresser aux valeurs spécifiques (rapportées à la masse volumique) de modules et contraintes à la rupture. Ainsi la valeur du module d'élasticité spécifique d'un matériau composite haute performance peut atteindre 7 à 8 fois celle d'un matériau métallique classique (205 MN m/kg pour un matériau carbone haut module contre 26.9 MN m/kg pour l'acier [4]).

La thématique de développement de raidisseurs est forte dans le domaine des composites. Des sociétés spécialisées commercialisent d'ailleurs ce type de pièces: on peut citer Bi-team [6] ou Sigmatec [7]. Ces pièces sont des poutres rectilignes de sections variées (figure 4).

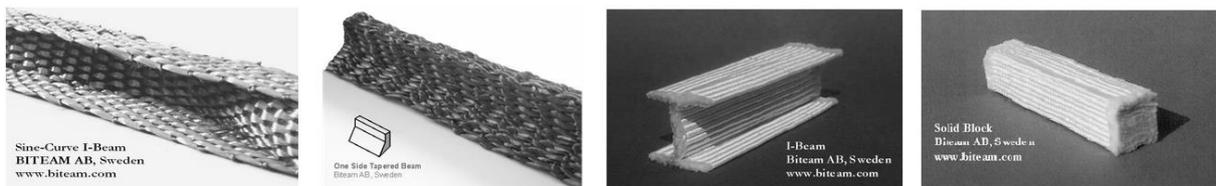


Figure I-4 - Raidisseurs composites rectilignes de différentes sections [6]

Aujourd'hui, que ce soit à l'échelle industrielle ou laboratoire, les raidisseurs composites produits ou en cours de développement sont des raidisseurs rectilignes. Pour répondre à des attentes de renforcements complexes, on se doit donc d'assembler ces raidisseurs rectilignes afin d'obtenir des croisements de raidisseurs. Cet assemblage de raidisseurs rectilignes en vue d'obtenir des croisements de raidisseurs est généralement inclus dans l'étape d'assemblage entre les raidisseurs et le panneau. C'est la disposition des raidisseurs rectilignes (certains en positions longitudinales et d'autres en positions transverses) sur le panneau qui va définir le croisement de raidisseurs.

Contrairement aux éléments métalliques qui sont rivetés sur les panneaux, les raidisseurs composites sont généralement collés ou cocuits, évitant ainsi les perçages nuisant aux performances du matériau. Le procédé AUTOSTRUCT (fig. 5) [8] permet par exemple des productions de structures auto-raïdies composites à géométrie complexe. Des préformes différentes (panneau, raidisseurs longitudinaux, raidisseurs transverses) sont assemblées durant l'étape de mise en œuvre du composite (coccuisson).



Figure I-5 - Panneaux auto-raïdies produits via le procédé AUTOSTRUCT [8]

Ce nouveau mode d'assemblage induit néanmoins un nouveau mode de rupture : le décollement post-flambement des raidisseurs. Des études [1] visent à appréhender ce phénomène, et s'accordent à dire que la zone de faiblesse de ces assemblages réside dans les zones d'interface entre les différents composants. De plus, ces assemblages n'assurant pas la continuité du matériau entre les raidisseurs, les efforts ne sont pas transmis de façon optimale dans toute la géométrie du renforcement, diminuant la performance des structures.

Dans une optique d'optimisation des performances des structures auto-raïdiées, il convient donc d'une part de limiter les étapes d'assemblage, et d'autre part d'assurer la continuité du matériau de renforcement. Le développement de raidisseurs à géométrie complexe apparaît donc comme étant une solution permettant d'améliorer le comportement des structures auto-raïdiées composites.

D. Cahier des charges de la pièce MAPICC.

L'objectif du projet MAPICC est la production de panneaux auto-raïdiés composites, notre tâche résidant dans le développement de raidisseurs. Comme introduit précédemment, les raidisseurs développés, dont le but est de se substituer aux assemblages de raidisseurs rectilignes, se doivent donc de répondre au cahier des charges suivant :

- Composite. Pour des nécessités de réduction de masse, on substitue les raidisseurs métalliques par des raidisseurs composite ayant des rapports performances/masse bien supérieurs.
- Géométrie complexe. En assurant la continuité du matériau et en ayant une géométrie de pièce équivalente à celle de la géométrie de renforcement, on optimise les performances de nos structures auto-raïdiées. La production de pièces à géométrie complexe, par opposition aux procédés d'assemblages, est rendue possible par les procédés dits « one-shot » ou « net-shape ».
- Gain de productivité, réduction des coûts de production. L'une des thématiques du programme MAPICC est de réduire les coûts (-38%) et temps (-25%) de production par rapport aux procédés existants. L'objectif est ici de produire de grandes séries à coûts réduits.

Dans l'optique d'appréhender et de situer le développement de nos pièces composites définies précédemment, la suite de ce chapitre présente un état de l'art des matériaux composites, de leurs composants ainsi que leurs moyens de mise en œuvre.

II. Introduction aux matériaux composites.

Les matériaux composites, au même titre que les métaux, les polymères ou les céramiques représentent une famille de matériaux. Cette partie fait office d'introduction au monde des matériaux composites. L'objectif de ce paragraphe est d'avoir une vision globale de ce que sont les matériaux composites et de pouvoir cerner notre domaine d'étude.

A. Définition.

La dénomination de « matériau composite » ou « composite » est aujourd'hui utilisée dans un sens beaucoup plus restrictif que le voudrait sa définition première. Un matériau composite est en effet défini comme un assemblage intime de plusieurs matériaux non miscibles, de natures différentes et dont les propriétés se complètent avec synergie dans le but d'obtenir un matériau hétérogène possédant des performances supérieures à celles de ses composants [9-12].

Un matériau composite est ainsi composé traditionnellement d'un renfort et d'une matrice. Le renfort que l'on peut assimiler à l'ossature du matériau composite assure la tenue mécanique alors que la matrice assure la cohésion et la transmission des efforts vers le renfort [13]. Des adjuvants ou charges, sont parfois inclus dans la matrice, leur fonction étant d'améliorer les caractéristiques mécaniques et physiques du composite final, soit d'en faciliter la mise en œuvre. La mise en œuvre permet justement d'associer et de mettre en forme les différents composants induisant la création du matériau composite.

Derrière cette appellation générale de matériau composite se cachent des matériaux très différents, ayant des caractéristiques et des spécificités bien distinctes. Les propriétés des matériaux composites résultent ainsi des propriétés de ses constituants, de leur distribution mais aussi de leurs interactions.

B. Historique.

Les matériaux composites sont tout d'abord présents dans notre environnement à l'état naturel. On peut citer par exemple le bois, qui est un composite constitué d'une matrice de lignines et de renforts en fibre de cellulose ou encore l'os constitué d'une matrice en collagène et de renforts en apatite. Bien évidemment, la majorité des matériaux composites sont dits artificiels car résultant de l'activité de l'Homme. Les premières traces de matériaux composites artificiels remontent à la préhistoire et à l'utilisation du torchis : une matrice (à base d'argile) associée à des renforts (fibres végétales ou poils d'animaux).

C'est à partir du XXe siècle, que vont réellement commencer à se développer les matériaux composites : apparaîtront le béton armé, les panneaux de bois agglomérés ou les plastiques renforcés. Ce sont justement ces matériaux composites dits « renforcés » qui vont connaître l'essor le plus important à partir de la seconde guerre mondiale. De par leurs nombreux avantages (légèreté, rigidité et solidité spécifiques, résistance à la corrosion, à la fatigue et à l'impact), ces matériaux constituent une alternative aux traditionnels métaux jusqu'alors employés pour toute pièce structurale. Par abus de langage, ces matériaux composites « renforcés » sont souvent aujourd'hui assimilés aux « matériaux composites » bien qu'ils n'en représentent qu'un sous-groupe. Dans la suite de ce manuscrit, le terme « matériaux composites » désignera par simplification les « matériaux composites renforcés ».

C. Classification.

Les matériaux composites, d'après la littérature sont généralement classés suivant la nature de leurs composants, mais Jean-Marie Berthelot [14] entre autre, propose également une classification des composites selon la forme de ses composants.

1. Classification selon la forme des composants.

Les matériaux composites, suivant la forme de leurs composants sont répertoriés en deux grandes catégories : les matériaux composites à particules et ceux à fibres.

▪ Composites à fibres.

Un matériau est dit matériau composite à fibres si le renfort est présent sous forme de fibres. Ces fibres peuvent être continues ou discontinues (fibres courtes, fibres coupées, etc...) et possèdent ainsi une dimension de renforcement privilégiée. En utilisant ce type de renfort, c'est l'arrangement des fibres (orientation, densité, etc...) qui a une influence directe et majeure sur les propriétés mécaniques du matériau composite ainsi créé. En faisant varier la nature des composants, leurs proportions et surtout la disposition des fibres, il est alors possible de façonner un large éventail de matériaux ayant des caractéristiques finales très différentes.

▪ Composites à particules.

Un matériau est dit matériau composite à particules si le renfort est présent sous forme de particules. Une particule contrairement aux fibres, ne possède pas de dimension privilégiée. Ces particules sont principalement utilisées pour améliorer certaines propriétés telles que la rigidité, la tenue à la température, la résistance à l'abrasion, etc... A noter qu'il est également possible d'utiliser ces particules comme charges.

2. Classification selon la nature des composants.

Les matériaux composites sont traditionnellement classés selon la nature de leur matrice, à savoir organique, métallique ou minérale.

▪ Composites à matrice organique.

Les matériaux composites à matrice organique sont les matériaux composites présentant les plus gros volumes de production. Ils sont présents dans des domaines très variés, allant du loisir, au transport en passant par des structures « légères ». A noter que de par leur nature, ces matériaux ont des plages d'utilisation en termes de température : les matériaux composites à matrice organique ne peuvent généralement pas être utilisés au-dessus de 200 ou 300°C dans le cas de matrices thermodurcissables, et 150°C dans le cas de matrices thermoplastiques (cf [Ch1.III.A]).

▪ Composites à matrice métallique.

Les matériaux composites à matrice métallique sont principalement utilisés dans des domaines de haute technologie. Ce sont des matériaux à très haute valeur ajoutée, ils trouvent principalement leur utilité dans l'aérospatial. On utilise majoritairement des alliages légers d'aluminium, de magnésium ou

encore de titane comme matrice et des fibres minérales (carbone, carbure de silicium, ...), métalliques (bores) ou métallo-minérales (bore/carbure de silicium) comme renfort. Les composites aluminium/fibres de bore ou encore aluminium/fibres de carbone sont les plus connus et répandus d'entre eux. Leur température d'utilisation peut atteindre les 600°C.

- Composite à matrice minérale.

Les matériaux composites à matrice minérale, généralement céramique sont quant à eux principalement utilisés dans des domaines thermiquement exigeants : ils peuvent être utilisés jusqu'à des températures avoisinant les 1000°C. Leur domaine d'application réside principalement dans l'aérospatial, le nucléaire ou les composants thermomécaniques. Les composites à matrice minérale les plus connues sont les associations céramique/céramique utilisés par exemple pour les systèmes de freinage.

D. Les composites à matrices organiques et à renfort fibreux.

Notre domaine d'étude, comme défini dans la partie I, consiste en le développement de pièces composites structurales pour le domaine des transports. Ces raidisseurs sont des pièces fonctionnelles qui sont fixées sur un panneau afin de le rigidifier lorsqu'il est soumis à des efforts particuliers.

Il est évident que le développement de ces pièces passe forcément par une optimisation de ses propriétés mécaniques. En se référant au paragraphe [Ch1.IV], la nature et les caractéristiques des renforts fibreux influent sur le comportement mécanique final de la pièce. Il est ainsi naturel d'opter pour un renfort sous forme de fibres orientées et continues plutôt que sous forme de particules.

Le cahier des charges, détaillé dans la partie [Ch1.I.D] n'explicite pas de températures d'utilisation excessives, le recours à des matrices organiques est donc la voie privilégiée, pour des raisons de coûts et de facilité de mise en œuvre.

Notre domaine d'étude se résume donc exclusivement aux matériaux composites à renforts fibreux et à matrice organique (fig. 6).



Figure I-6 - Matériau composite à renfort fibreux [15].

Le type d'association matrice-renfort dépendant des contraintes de conception (comportement mécanique, coût, etc...), la suite de ce chapitre présente un état de l'art des éléments constitutifs de cette sous-famille des matériaux composites. Dans un premier temps, seront abordés les matrices et procédés de mise en œuvre du composite. Une deuxième partie traitera des renforts et de leurs moyens de production.

III. Matrices et procédés de mise en œuvre composites.

La matrice a pour fonction principale de transmettre au renfort les sollicitations mécaniques extérieures [13]. Pour cela, la matrice vient enrober et rigidifier le renfort, elle joue par la même occasion le rôle de protection face à l'environnement extérieur (résistance thermique, chimique, UV, etc...). Cette matrice est elle-même composée d'une résine à laquelle on peut éventuellement ajouter des charges et/ou additifs. Ces charges et/ou additifs, ajoutés à la résine sous forme d'éléments fragmentaires, de poudres ou liquide, confèrent à la matrice des caractéristiques particulières ou en réduisent le coût de production. D'un point de vue mécanique, on assimile la matrice, ensemble résine-charge, à un matériau homogène [14]. Dans ce paragraphe, seront décrits dans un premier temps les différentes matrices utilisées, puis dans un second temps les différents procédés de mise en œuvre des composites associés.

A. Les résines.

Les résines utilisées en tant que matrice organique ont des masses volumiques faibles assurant ainsi aux matériaux composites des caractéristiques mécaniques spécifiques élevées. Celles-ci sont généralement des polymères qui vont être amenées à venir modifier leur structure lors de l'opération de mise en œuvre. Deux grandes familles de résines polymères cohabitent : les thermodurcissables et thermoplastiques. La distinction principale réside dans la façon dont le polymère se construit à partir de monomères : l'assemblage ou l'enchaînement des monomères détermine les propriétés mécaniques et physiques du plastique résultant.

1. Les résines thermodurcissables.

Les résines thermodurcissables (TD) ont une structure tridimensionnelle. Lors du chauffage (la réticulation), la polymérisation induit un pontage des monomères, solidifiant la structure et créant de façon définitive un réseau tridimensionnel [16]. Ce réseau, composé de liaisons chimiques fortes entre monomères impose alors les propriétés mécaniques du matériau. De ce fait, les résines thermodurcissables possèdent généralement des propriétés mécaniques mais surtout thermomécaniques élevées et supérieures à celles des thermoplastiques.

Ces résines trouvent principalement leur application dans des pièces structurales. Leur forme liquide favorisant l'imprégnation des renforts à température ambiante, explique également le succès des TD, représentant aujourd'hui 80% du marché mondial des composites [16].

Ces résines thermodurcissables sont subdivisées en trois catégories : les résines polyesters, les résines de condensation et les résines epoxydes. Les résines polyesters sont de loin les résines les plus utilisées (représentant 90% des résines TD en termes de tonnage [14]) : leur faible coût de production et leur facilité d'adaptation aux procédés de mise en œuvre étant leurs principaux avantages. Les résines epoxydes, correspondant à des résines hautes performances, ne représentent que 5% du marché et sont réservées aux domaines des composites à haute valeur ajoutée (aéronautique, aérospatial, etc...).

Le tableau 1 récapitule les différentes résines thermodurcissables.

		Résines polyester	Résines de condensation	Résines époxydes
Exemple(s) de résine		Polyesters condensés Vinylesters Dérivés allyliques	Phénoliques Aminoplastes Furaniques	Epoxydes
Propriétés	Coût de production	+++	++	+
	Facilité de mise en œuvre	+++	+	+
	Stabilité dimensionnelle	++	+++	++
	Retrait au moulage	+	++	+++
	Mouillabilité des renforts	++	++	+++
	Résistance chimique	++	+++	+++
	Résistance thermique	+	++	+++
	Résistance aux UV	+	++	++
Inflammabilité	+	+++	+++	
Caractéristiques	Masse volumique	1200 kg/m ³	1200 kg/m ³	1100 à 1500 kg/m ³
	Module d'élasticité en traction	2.5 à 3.5 GPa	-	3 à 5 GPa
	Module d'élasticité en flexion	3 à 4.5 GPa	3 GPa	4.5 à 6 GPa
	Contrainte à la rupture en traction	50 à 80 MPa	40 MPa	60 à 80 MPa
	Contrainte à la rupture en flexion	90 à 130 MPa	90 MPa	100 à 150 MPa
	Allongement à la rupture en traction	2 à 5%	2.5%	2 à 5%
	Allongement à la rupture en flexion	7 à 9%	-	7 à 9%
	Résistance en compression	90 à 200 MPa	250 MPa	-
	Résistance en cisaillement	10 à 20 MPa	-	30 à 50 MPa
	Température de fléchissement sous 1.8 MPa de charge	60 à 100°C	120°C	290°C
<i>Légende : + mauvais ++ moyen +++ excellent</i>				

Tableau I-1 - Tableau récapitulatif des différentes résines thermodurcissables

2. Les résines thermoplastiques.

Les résines thermoplastiques présentent quant à elles une structure linéaire (ou légèrement ramifiée) enchevêtrée qui ne résulte pas d'une polymérisation. Lors de la mise en forme par chauffage, les monomères se replient puis se bloquent au cours du refroidissement. Pour le matériau obtenu après mise en œuvre, les liaisons entre monomères sont des liaisons physiques faibles de type Van Der Waals: cette transformation est réversible [16]. Cela implique également des matériaux possédant des propriétés mécaniques plus faibles que les thermodurcissables et des propriétés thermomécaniques médiocres. Ainsi 90% des applications composites concernent des thermoplastiques renforcés par

fibres courtes n'ayant aucune fonction structurale. Ceux-ci sont également appelés thermoplastiques armés ou plastiques renforcés. Les contraintes à la rupture et modules de Young de ces matériaux sont multipliés par un facteur de 4 par rapport à ceux de la résine utilisée [14].

Le principal intérêt des matrices thermoplastiques réside dans leur réversibilité permettant le recyclage des matrices usagées mais également la réparation des pièces composites. En fonction des procédés et conditionnements utilisés (cf. partie [B]), les matrices thermoplastiques peuvent également être intéressantes économiquement. Les résines thermoplastiques les plus utilisées sont l'acrylique, le polypropylène (PP) et le polyamide (PA), leurs caractéristiques sont rapportées dans le tableau 2.

	Acrylique	Polypropylène	Polyamide
Masse volumique	1050 kg/m ³	900 kg/m ³	1140 kg/m ³
Contrainte à la rupture	25 – 30 MPa	20 - 35 MPa	60-85 MPa
Module d'élasticité	2.4 - 3.5 GPa	1.1 – 1.4 GPa	1.2 – 2.5 GPa
Température de mise en œuvre (fusion)	130 – 140°C	145-175°C	220°C
Température de fléchissement sous 1.8 MPa de charge	NC	50 – 60 °C	65 – 100 °C

Tableau I-2 - Récapitulatif des différentes résines thermoplastiques.

Néanmoins, même si globalement moins performantes que les thermodurcissables, les résines thermoplastiques possèdent nombre d'avantages. Les pièces composées de résines TP possèdent des valeurs de contraintes et d'allongement à la rupture élevées et possèdent une meilleure résistance à l'impact que les thermodurcissables [17].

Depuis les années 1980, nombre d'études portent sur les applications composites des thermoplastiques [18-20]. On assiste à l'émergence de résines thermoplastiques dites hautes-performances telles que le PEEK, le PES, le PI, le PEI ou encore le PES. Dans les années 90, dans le cadre d'applications aéronautiques, différents travaux [21-22] s'intéressent aux performances de composites PEEK/carbone. Les résines thermoplastiques même si minoritaires dans les applications composites structurales font l'objet d'une attention et d'un attrait croissant. On notera par exemple le développement de résines PEKK par la société ARKEMA.

3. Conclusion.

A l'heure actuelle, les matériaux composites utilisés dans des applications exigeantes telles que l'aéronautique, l'automobile, le transport, l'éolien et le bâtiment sont pour la plupart basés sur des matrices thermodurcissables. Les résines qui servent à les mettre en œuvre, sur base époxy ou polyester principalement, offrent comme avantages une grande fluidité, une bonne adhésion aux fibres et, en fonction des conditions de durcissement, un large éventail de propriétés. Leurs inconvénients majeurs résident dans la difficulté de recycler la matière première et le produit fini en fin de vie. Par ailleurs, les temps de cycle utilisés pour la cuisson des pièces sont relativement longs, donc pénalisants en termes économiques. A noter que dans le cas des époxy et des polyesters, ces matrices sont formulées respectivement avec des amines aromatiques et du styrène dont les valeurs limites d'exposition sont de plus en plus contraignantes.

Les composites à matrices thermoplastiques sont une alternative intéressante en termes de recyclage mais la forte viscosité des thermoplastiques à l'état fondu limite leur utilisation pour la fabrication de composites à renforts continus. Pour cette raison, des procédés et/ou des semi-produits thermoplastiques sont en développement et suscitent une attention particulière des industriels

Dans le cadre du projet MAPICC, l'une des volontés fortes est la réduction des coûts et temps de production. Ces critères sont directement liés à la nature des procédés de mise en œuvre des composites. Dans cette optique, on s'intéresse dans la partie suivante aux différents procédés de mises en œuvre composites des différentes résines décrites ici.

B. Les procédés de mise en œuvre.

La mise en œuvre du composite correspond à la phase d'association entre matrice et renfort en vue de la réalisation du matériau composite. De manière générale, cette mise en œuvre peut-être divisée en deux étapes : la disposition du renfort et de la matrice dans un moule puis la solidification de cette matrice. Derrière ces procédés se cachent de nombreuses problématiques telles que les cadences de production, les proportions matrice/renfort, le moulage (remplissage, présence de bulle d'air, retrait, géométrie de la pièce, etc...). Pour y répondre, divers procédés ont été développés, cette partie a pour objectif d'en décrire les principaux.

1. La mise en œuvre de résines thermodurcissables.

a. Conditionnement des résines thermodurcissables.

Lors de la mise en œuvre de composites, l'une des étapes les plus importantes consiste à venir disposer le renfort et la matrice dans le moule. Pour cela deux solutions existent, correspondant à deux conditionnements différents de la résine.

La première est l'utilisation de procédés LCM [23-24], acronyme de « Liquid Composite Molding », c'est-à-dire « Moulage par transfert de résine ». Il s'agit ici de faire migrer de la résine liquide (son état initial) dans le moule où sont déjà disposés les renforts. Au sein des LCM, deux technologies majeures cohabitent l'injection et l'infusion, détaillées ultérieurement. On utilise généralement ces méthodes LCM pour les productions de grandes séries de pièces.

La seconde consiste à utiliser des semi-produits tels que les pré-imprégnés ou les « compounds ». Les pré-imprégnés (ou « prepregs » en anglais) sont des renforts déjà imprégnés de résine généralement dissoute dans un solvant. Les volumes de résine représentent généralement 20 à 50% du volume total des pré-imprégnés. Les « compounds », ou « composés de moulage », sont quant à eux des rouleaux ou feuilles composés majoritairement de résine destinés à être disposés dans le moule. Lors de l'étape de mise en œuvre, et donc de chauffage, la résine contenue dans ces semi-produits va fluer et remplir le moule. Le principal intérêt à l'utilisation de semi-produits réside dans la maîtrise des proportions renfort-matrice et ce indépendamment du procédé de mise en œuvre utilisé. On supprime également toute opération de manipulation de résine, dégageant pour certaines des émanations toxiques.

b. Procédés de mise en œuvre des résines thermodurcissables.

Généralement, la littérature [25] propose une classification technologique des procédés de mise en œuvre selon deux familles : les procédés de moulage sans pression et ceux par compression.

Les procédés sans pression, également appelés « procédés à moule ouvert » sont des technologies de moulage faciles à mettre en œuvre et ne nécessitant que peu d'équipements. Ces méthodes permettent la réalisation de petites séries de pièces sans restriction de formes ou de dimensions. La pultrusion et l'enroulement filamenteux même si souvent associés à cette catégorie sont quant à elles des méthodes nécessitant des investissements plus importants. Ces méthodes sont présentées ci-dessous :

- Le moulage au contact (fig. 7-A) est le procédé de mise en œuvre le plus simple, le plus économique et le plus artisanal : on enduit de résine liquide le renfort disposé dans le demi-moule en utilisant un pinceau. Un ébullage est effectué avec un rouleau cannelé. L'ensemble est mis à solidifier en étuve ou à température ambiante. Après durcissement de la résine, la pièce est démoulée et détournée. Le principal inconvénient est que la proportion et la répartition des renforts et résines dépend uniquement de l'habileté de l'opérateur.
- Le moulage sous vide (fig. 7-B). Même procédé que le moulage au contact, on utilise cependant une bache à vide pour aspirer l'excès de résine et d'air. Avant solidification, un tissu absorbant est placé sous une bache étanche dans laquelle on fait un vide partiel à l'aide d'une pompe. Cela plaque la bache contre le stratifié et chasse partiellement l'excès de résine et les bulles. La quantité de résine utilisée et donc la proportion renfort/résine n'est pas maîtrisée.
- L'infusion (fig. 7-C) [26-27]. Le renfort est disposé dans le demi-moule, un contre moule recouvert d'une membrane étanche est ajouté. La résine liquide est acheminée par dépression : une pompe à vide crée une dépression entre le moule et le contre moule poreux, étalant et débullant ainsi la résine. Cette technique nécessite une résine peu visqueuse. Différentes études [28-32] sur ce procédé de mise en œuvre, principalement effectuées par l'ajout de capteurs in-situ, ont permis d'obtenir des informations mécaniques et physiques au cours du procédé d'infusion (température, évolution du front de résine, retrait chimique, déformations, etc...). Ces études montrent globalement que pour ce procédé, la quantité et la répartition de la résine sont maîtrisées, la compaction et l'imprégnation des renforts sont bonnes. L'infusion demeure une méthode avec une bonne reproductibilité et une bonne homogénéité des caractéristiques des pièces produites. Néanmoins, les cadences de production sont lentes.
- L'enroulement filamenteux : le renfort imprégné de résine est enroulé autour d'un mandrin, selon le mouvement relatif du mandrin et du système d'alimentation on distingue l'enroulement circulaire hélicoïdal et polaire
- La pultrusion. Dans ce procédé, les renforts passent par un bain de résine catalysée puis traversent une filière chauffée. Ce procédé, très productif et très qualitatif nécessite cependant des investissements importants et n'autorise qu'une direction de renfort (direction de production).

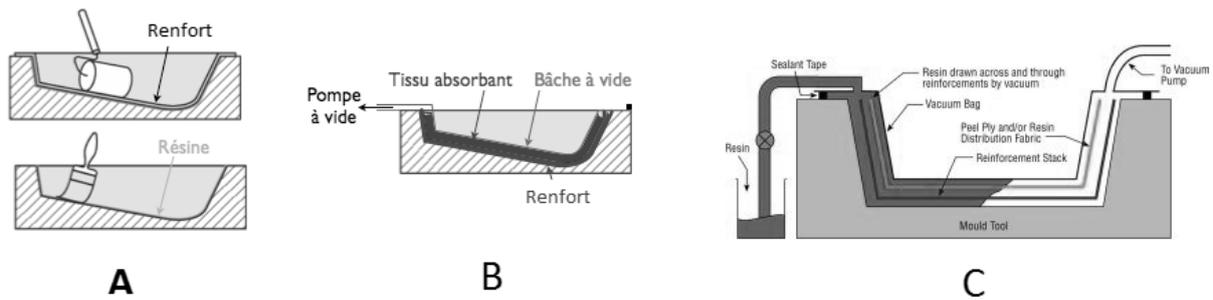


Figure I-7 - Procédés de mise en œuvre : A - moulage au contact [33]; B – moulage sous vide [33]; C - Infusion [34]

Les procédés par compression, également appelés « procédés à moule fermé » sont des technologies mécanisées reposant sur le fait de venir déposer le renfort ainsi que sa matrice entre le moule et son contre-moule rigide. Différentes déclinaisons existent et son présentées ci-dessous :

- L'injection est une technique de mise en oeuvre principalement représentée par les procédés RTM (fig. 8) [35-36] ou « moulage par injection basse pression de résine liquide ». Ceux-ci sont opérés via des outillages (moule et contre moule) rigides. Les renforts sont placés dans l'entrefer du moule. Le moule refermé, la résine catalysée est injectée à l'intérieur avec une faible pression (1.5 à 4 bars). Vient ensuite la phase de cuisson. Les principaux paramètres influant sur les futures propriétés mécaniques et géométriques de la pièce sont les phases d'injection et de cuisson [37-41]. L'injection influe directement sur l'imprégnation des renforts et peut être responsable de « zones sèches », créant ainsi d'importantes différences de comportement au sein du matériau composite [42]. La cuisson quant à elle, de par les différences de dilatation des différents matériaux mis en œuvre impose des contraintes résiduelles provoquant des écarts de géométrie de la pièce [42]. Dans l'optique de mieux maîtriser ces étapes, des études récentes [43-45] incorporent entre autre des capteurs in-situ afin de venir chercher des informations mécaniques et physiques au cours du procédé RTM (température, état de l'injection, retrait chimique, déformations, degrés de cuisson, etc...). Des modèles prédictifs découlent alors de ces données [38-40] permettant une optimisation des paramètres procédés et matériaux. Grâce au procédé RTM, il est possible de produire des pièces à géométrie complexe tout en ayant une productivité décente. De plus, la souplesse de mise en œuvre, et la facilité de réglage des paramètres procédés (temps de cycle, forme des pièces, positions d'injection, taux de renforts...) en font un procédé d'une grande flexibilité [46]. Le procédé RTM et ses nombreux dérivés font figure de procédés références pour les applications composites structurales.

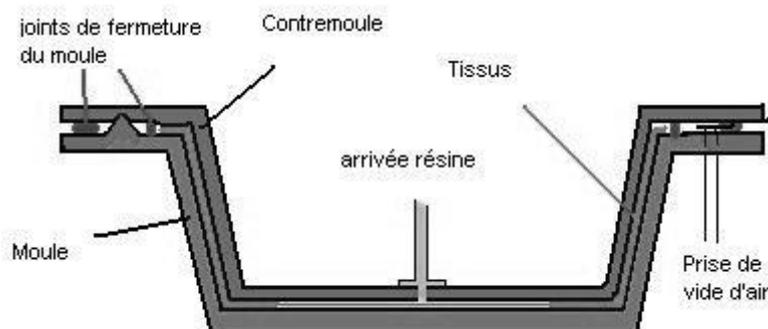


Figure I-8: Principe du procédé RTM [47].

- Dépose de pré-imprégnés. Des pré-imprégnés, disposés manuellement dans un ensemble moule contre-moule sont ensuite solidifiés à haute température et sous pression. Même si les étapes d'injection sont évitées, le coût élevé des pré-imprégnés et la cadence de production très faible, réservent cette alternative aux applications à fortes valeurs ajoutées et aux petites séries.

2. La mise en œuvre de résines thermoplastiques.

Les thermoplastiques armés ou plastiques renforcés (représentant 90% des applications thermoplastiques) sont produits par moulage à injection ou par extrusion. Des granulés de résine fluidifiée par chauffage, mêlée à des fibres courtes sont extrudés par une vis d'Archimède dans un ensemble moule contre-moule. De par les faibles propriétés mécaniques des matériaux issus de ce procédé, cette alternative, certes économique et rapide ne peut être envisagée pour l'application.

La mise en œuvre des résines thermoplastiques, dans des applications composites structurales est néanmoins rendue possible par le biais de différents procédés [48]. Ceux-ci permettent de mélanger à température ambiante le renfort et la résine. La mise en œuvre se fait alors par chauffage puis refroidissement, les modalités de ces étapes dépendent des matériaux utilisés. Dans cette partie seront abordées les notions de fils, de fibres, d'échelles micro, méso ou macroscopique : leur définition est donnée dans la partie relative aux renforts [Ch1.IV.A].

- La première famille de procédés consiste à venir mélanger de la résine thermoplastique avec un renfort. Ainsi, de la résine thermoplastique, sous forme de films ou de fines couches de poudre peut-être superposée aux renforts. Le mélange renfort résine se situe donc à l'échelle macroscopique.

Il est également possible lors de la structuration du renfort d'utiliser à la fois des matériaux de renfort et des matériaux thermoplastiques, chacun des matériaux étant sous forme fils. Le mélange entre résine et renfort se fait donc à l'échelle mésoscopique. Différentes études [49] s'intéressent par exemple à des structures hybrides composées de carbone/PEEK ou de verre/polyester.

- L'autre alternative consiste à utiliser des fils « comêlés ». Ces fils, assemblage intime à l'échelle de la fibre (microscopique), sont composés de fibres de renforcement et de fibres thermoplastiques [18,50]. L'avantage principal réside dans le fait que la résine thermoplastique est uniformément répartie au sein du renfort [50-51], proposant ainsi un comportement mécanique homogène de la pièce. Pour cette raison, et pour des raisons de coût réduit et de productivité importante, des comêlés composés de verre et de polypropylène ont été utilisés dans un premier temps pour la production de divers composants automobiles [52] tels que les pare-chocs ou les becquets. Des avancées significatives, entre autre dans la compréhension du comportement mécanique de ces matériaux [53] ont permis la réalisation de pièces thermoplastiques structurales telles que les structures automobiles d'absorption d'énergie lors de crash [54]. Ces comêlés connaissent un intérêt croissant dans le domaine du transport. Des études de plus en plus nombreuses [48,55,56] portent sur la faisabilité de renforts volumiques à géométrie complexe utilisant ces matériaux.
- Depuis quelques années, des études s'orientent vers l'introduction de procédés de type voie liquide (RTM, infusion) pour l'élaboration de composites thermoplastiques. Pour cela la chimie réactive in-situ d'élaboration du polymère thermoplastique est utilisée (RT-LCM : Reactive Thermoplastic Liquid Composite Molding). Cette voie permet de s'affranchir de toutes les étapes ultérieures de

re-fusion et est adaptée, de par la durée courte du cycle, aux plus grandes cadences. Ces techniques de mise en œuvre à partir de monomères ou mélanges de monomères posent des problématiques scientifiques nouvelles. De types multiphysiques, ces verrous sont plus principalement liés aux transformations thermo-chimiques (polymérisation) et thermo-physiques (cristallisation) sur des durées courtes conduisant à des réactions exothermiques difficiles à gérer dans un environnement de mise en œuvre (maîtrise de la thermique du moule) et pouvant produire des retraits et des porosités résiduelles importantes.

3. Conclusion.

Comme illustrés sur la figure 9, les différents procédés de mises en œuvre des résines thermodurcissables possèdent des qualités et des cadences de production variées. Les moulages sous vides ou au contact, les infusions ou encore les déposes de pré-imprégnés ont des cadences de production relativement faibles de par leur temps de polymérisation conséquent. Les procédés RTM représentent quant à eux « la norme » en termes de vitesse de production. L'un des objectifs du projet MAPICC étant justement de diminuer les temps de production par rapport à l'existant dans un rapport d'environ 25%, aucun des procédés précédemment cités n'est envisageable. Les procédés d'enroulement filamentaire ou de pultrusion, de par le cout élevé sont également mis de côté.

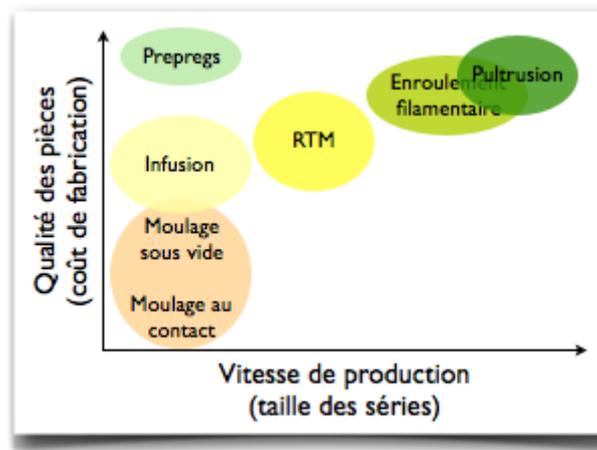


Figure I-9: Comparatif des différents procédés de mise en œuvre des résines thermodurcissables [33].

De ce fait les résines thermoplastiques, en plein essor semblent l'alternative idéale afin de satisfaire les exigences en termes de réduction des coûts et temps de production. Les procédés RTM thermoplastiques, bien que très prometteurs, ne sont aujourd'hui pas suffisamment matures à cause de verrous technologiques liés à la chimie des résines. Les « fils comêlés » composés de verre et de polypropène, de par leurs nombreux avantages décrits précédemment et leur développement important dans les renforts volumiques à géométrie complexe sont le meilleur moyen de répondre au cahier des charges précédemment défini. Ces matériaux comêlés possèdent eux aussi de nombreux verrous allant de leur élaboration à leur mise en œuvre dans les procédés textiles et composites. Ces fils ont déjà été introduits dans les technologies de structuration afin de produire des renforts 3D dits « one-shot » ou « net-shape » contenant de ce fait déjà la matrice. La section suivante, développe ainsi les différents aspects de l'autre composant du composite : le renfort fibreux.

IV. Renforts fibreux et moyens de production associés.

Comme présentée dans la partie d'introduction, la principale fonction du renfort est de supporter les contraintes transmises par la matrice. Les renforts dits « à fibres » ou fibreux, permettent selon leur architecture de doter le matériau composite de propriétés mécaniques différentes. Dans cette partie, après avoir défini le renfort fibreux et son rôle, seront détaillés les différentes architectures de renforts, leur(s) moyen(s) de production associé(s) ainsi que les matériaux utilisés en tant que renforts. Cet état de l'art permettant ainsi de mieux situer et cibler notre développement du renfort, composant important matériau composite final.

A. Présentation.

La description des procédés de mise en œuvre des matériaux faite dans la partie précédente propose des mélanges entre renfort et matrice à différentes échelles. Cela introduit ainsi l'aspect multi-échelle des renforts.

1. Aspect multi-échelle.

Le renfort fibreux correspond à un arrangement particulier de fibres. Une approche multi-échelle du renfort permet d'en comprendre tous les aspects et subtilités.

- L'échelle microscopique correspond à l'échelle de notre matériau fibreux de base, constitué d'un ensemble de fibres de quelques micromètres de diamètre.
- L'échelle mésoscopique est considérée comme l'échelle d'un **V**olume **E**lémentaire **R**éprésentatif (VER). En d'autres termes, il s'agit d'un motif « répétable » de l'architecture, représentant la façon dont sont disposés nos « matériaux fibreux de base ».
- L'échelle macroscopique, échelle de la préforme ou de la pièce est une association d'un ou plusieurs VER.

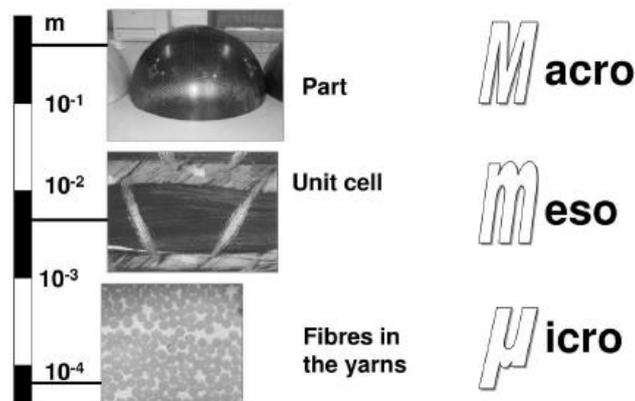


Figure I-10 - Représentation des différentes échelles du renfort fibreux [15].

Ainsi notre renfort, est constitué d'un ensemble de fibres formant les matériaux fibreux de base (échelle micro) qui vont être disposés selon un motif répétable (échelle méso). Par extension et répétabilité de ce ou ces motifs, on obtient le renfort (échelle macro).

2. Caractéristiques et propriétés des renforts fibreux.

L'une des caractéristiques importantes du renfort fibreux est le matériau de renfort utilisé, c'est-à-dire les propriétés mécaniques intrinsèques des fibres utilisées. Puisque la ou les fibres sont les seuls constituants du renfort, son comportement mécanique va avoir une influence majeure sur les propriétés du matériau composite final. Les différents matériaux utilisés, leurs avantages et inconvénients sont présentés dans la partie [Ch1.IV.C]

L'autre caractéristique importante du renfort fibreux est l'architecture du renfort, c'est-à-dire la façon dont sont disposées les fibres formant le renfort. Nos éléments fibreux de base (ensemble de fibres) sont considérés comme ayant une direction privilégiée de renfort. De par leur nature géométrique et donc unidirectionnelle, ceux-ci ont de très bons comportements en traction le long de leurs axes longitudinaux. Ainsi, on cherche à orienter les éléments fibreux dans la direction des sollicitations [57]. Bien entendu en plus de leur orientation, leur densité joue un rôle déterminant. La continuité du matériau utilisé, et ce à toutes les échelles, joue également un rôle important dans la performance du composite, favorisant la transmission des efforts dans la structure. Enfin l'entrelacement de ces fibres, assurance d'une bonne cohésion entre les faisceaux fibreux induit également une certaine ondulation, une altération de l'orientation mais surtout un cisaillement, phénomène que l'on cherchera à minimiser.

Le renfort fibreux est également caractérisé par son taux volumique de fibre (V_f), représentant la proportion (en termes de volume) de renfort dans la pièce finale. Celui-ci est directement lié aux performances mécaniques de la pièce et se doit donc d'être maximiser.

Les paramètres influant sur les caractéristiques du renfort fibreux et donc les performances du composite final induit sont donc:

- Le matériau utilisé
- L'architecture utilisée
 - Taux volumique
 - Orientation
 - Densité
 - Continuité
 - Ondulation
 - Entrelacement

Les sections suivantes dressent un état de l'art des différentes architectures et matériaux utilisés en tant que renfort.

B. Architectures de renfort.

Ce paragraphe a pour but de définir les différentes architectures de renfort existantes, celles-ci sont également appelées structures textiles puisque structurées à partir de procédés textiles. De par l'aspect multi-échelle des renforts, seront ainsi développées les façons dont sont arrangées les fibres en élément fibreux de base, et comment sont eux-mêmes disposés ces éléments de base en vue d'obtenir un Volume Élémentaire Représentatif et donc une préforme par extension de ce ou ces motifs. La préforme correspondant à la structure produite à l'échelle pièce.



Figure I-11 - Les différentes structures textiles mises en œuvre.

1. Echelle microscopique.

L'échelle microscopique correspond à l'échelle de l'élément fibreux de base qui est lui-même composé de fibres. On s'intéresse donc à cette échelle à l'arrangement particulier des fibres qui va définir les caractéristiques morphologiques et le comportement mécanique de l'élément fibreux. L'élément fibreux est défini comme continu et est doté d'une longueur théorique infinie. L'élément fibreux de base grâce à ces attributs peut ensuite être mise en œuvre au sein d'une structure fibreuse.

La fibre représente ici l'élément constitutif de l'élément fibreux de base. La fibre est caractérisée par sa flexibilité, sa finesse et sa grande longueur par rapport à son diamètre, cela la rend apte à tout processus de mise en forme. Dans cette partie seront présentées les différentes possibilités d'arrangement de fibres menant à l'élaboration de notre élément fibreux de base, caractéristique de l'échelle microscopique.

Les matériaux fibreux étant utilisés dans des domaines d'applications variés, c'est ici la définition textile de ces structures qui est présentée.

A cette échelle d'étude, ces structures ont deux paramètres majeurs permettant de les classer :

- Les fibres utilisées : fibre courte ou filament, ainsi que leur nature. Le filament, par définition est une fibre textile de longueur théoriquement infinie, le filament est donc considéré comme continu.
- La torsion donnée ou non à la structure.

Comme présenté plus tôt, la continuité de la fibre permettra une meilleure transmission des efforts dans la structure qu'une fibre courte. La torsion donne quant à elle de la cohésion à la structure. A partir de ces deux caractéristiques, émergent deux grands types de renforts à l'échelle microscopique, les fils et les mèches.

Le fil est défini comme un ensemble de faible section et de très grande longueur, formé soit de fibres discontinues (fig. 12-a) soit de filaments continus (fig. 12-b), maintenus ensemble par torsion. Cette torsion influe sur les propriétés mécaniques du fil. Le fil est alors considéré comme continu et tire son comportement mécanique de la morphologie de l'assemblage et des propriétés mécaniques des fibres utilisées. Cette torsion, en plus d'apporter de la cohésion crée un phénomène de cisaillement entre les fibres et une désorientation par rapport à l'axe longitudinal du fil. Ce phénomène a pour conséquence d'altérer les propriétés longitudinales du fil composé de filaments continus. A noter qu'un fil composé de fibres courtes est également appelé « filé de fibres » alors qu'un fil composé de filaments continus est parfois appelé « multi-filaments ».

La mèche est quant à elle définie comme un assemblage d'un grand nombre de filaments continus (plusieurs milliers) principalement maintenus par friction ou adhésion chimique (fig. 12-c). A noter que parfois, cette mèche peut être maintenue par une très faible torsion qui se veut négligeable du point

de vue morphologique. Contrairement au fil, c'est ici principalement les propriétés intrinsèques des filaments qui entrent en jeu dans le comportement de la mèche. On considère ainsi qu'une mèche a un comportement mécanique longitudinal « optimal » du fait de l'orientation longitudinale de ses filaments.

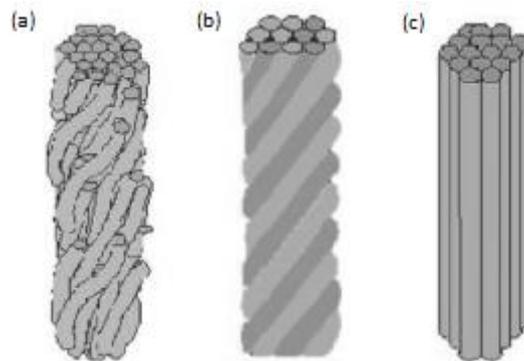


Figure I-12 - Représentation d'éléments fibreux de base (a, fil à fibre discontinue ; b, fil à filament continu ; c, mèche)

Toujours à cette même échelle microscopique, et même si cette structure repose sur un « assemblage d'assemblage de fibres », elle constitue un potentiel élément fibreux de base. Le roving correspond à des mèches ou des fils positionnés parallèlement, avec ou sans torsion. Dans le cas d'une éventuelle torsion, celle-ci influe sur les propriétés mécaniques du matériau résultant du roving, au même titre que les propriétés mécaniques intrinsèques de ses composants.

Les éléments fibreux de base sont donc des assemblages retordus (les fils) ou non retordus (les mèches) de fibres. Ceux-ci peuvent-être à nouveau assemblés entre eux, c'est le roving. Pour des performances mécaniques longitudinales optimales, on cherchera à éviter la torsion des fibres.

2. Echelle mésoscopique et macroscopique.

Les éléments fibreux de base, décrits dans la partie précédente, vont eux-mêmes être mis en œuvre, c'est-à-dire assemblés et/ou positionnés entre eux afin d'obtenir une structure de renfort. Cette structure de renfort est caractérisable par un motif répétable appelé Volume Élémentaire représentatif (VER). On se situe alors à l'échelle mésoscopique. Ces motifs vont ensuite générer la préforme, c'est l'échelle macroscopique.

Il n'existe pas de procédé précis pour obtenir une préforme à l'aide de structures de renfort. Pour une préforme composée d'une unique structure de renfort, celle-ci est juste étendue à l'ensemble de la préforme. Si plusieurs structures cohabitent, elles sont alors juxtaposées et peuvent être reliées entre elles de façons différentes:

- Par continuité de l'élément fibreux, c'est-à-dire qu'il existe un ou plusieurs éléments fibreux communs aux différents structures de renforts composant la préforme complète.
- Par l'ajout d'élément(s) fibreux extérieurs aux structures de renfort afin de créer une liaison entre ces structures n'ayant pas d'éléments fibreux en commun.
- Par le procédé de mise en œuvre du composite comme par exemple la cocuission présentée dans la partie [Ch1.I.C]. On sort alors du domaine de la préforme puisque ce sera la matrice qui assurera alors la liaison.

Le passage de l'échelle mesoscopique à l'échelle macroscopique relève donc beaucoup plus de la technologie de structuration utilisée que de la conception intrinsèque du renfort. De ce fait, on confond souvent au sens de la structure textile, les échelles méso et macroscopiques. On parle de procédés YTF « Yarn-To-Fabric » [58] pour le passage de l'échelle microscopique à l'échelle macroscopique.

Dans cette partie seront détaillées les différentes structures textiles existantes, en présentant leurs avantages et inconvénients morphologiques mais aussi leurs procédés de structuration associés.

a. Classification.

Afin de mieux situer, différencier et comparer les différentes structures de renforts, de nombreuses façons de classifier les structures textiles ont été proposées :

- Selon leur dimensionnalité : une préforme 1D sera axiale, une préforme 2D sera plane et non épaisse et une préforme 3D sera volumique.
- Selon leur nombre d'axes de renfort, c'est-à-dire le nombre d'orientations différentes des éléments fibreux de base, ce nombre peut aller de 1 à n.
- Selon leur type d'entrelacement, la plupart du temps en relation avec la technologie de structuration utilisée.

Ainsi, de nombreuses classifications des préformes fibreuses cohabitent. Ko [59] s'appuie principalement l'association entre les structures et leur technologie de structuration (fig. 13).

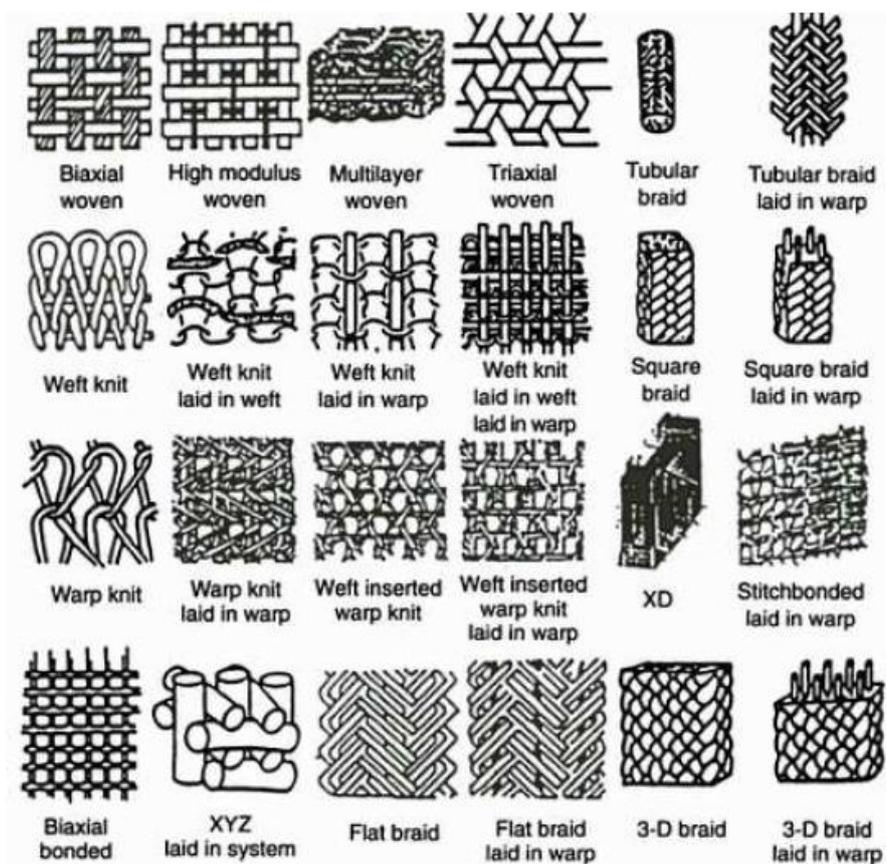


Figure I-13- Classification des structures textiles proposée par Ko [59]

Lee [60] quant à lui catégorise les structures textiles en se référant majoritairement au nombre de directions renforcées (fig. 14)

Type	Variations	Construction
Uniaxial (1D)	Uniaxial	Uniaxial tape Laminate
Biaxial (2D)	Biaxial 2D	Warp fibers stitched together Uniaxial filament winding Fabric with warp and fill interlock
Triaxial (3D)	Biaxial 3D Triaxial 3D	Biaxial 2D braiding Filament winding Fabric with layers of warp angle interlock Filament winding with layer angle interlock Triaxial 3D braiding
Multiaxial/ multidirectional	Cartesian 3D (orthogonal) Polar 3D Tetraxial 3D/4D Pentaxial 3D/5D Heptaxial 3D/7D Undecaxial 3D/11D	Fabric with layers of warp angle interlock with stuffers in warp direction x-, y-, z-axes orthogonal to each other Axes of fiber oriented in polar coordinates x and y fibers at 45° to each other along z-axis ± 45° in-plane reinforcement with respect to x-y along z-axis Additional face and diagonal fibers Additional face and diagonal fibers

Figure I-14 - Classification des structures textiles proposée par Lee [60].

Fukuta et Aoki [61] proposent de classifier les différentes structures issues de processus de structuration variés selon leur dimensionnalité et leur nombre d'axes de renforts (fig. 15).

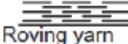
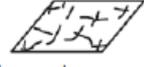
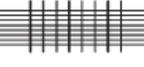
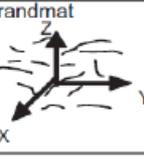
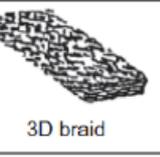
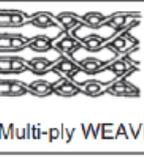
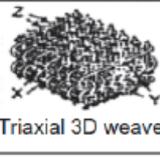
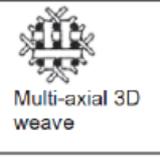
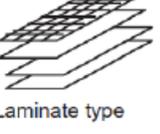
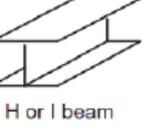
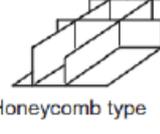
AXIS Dimension		Non-axial	Mono-axial	Biaxial	Triaxial	Multi-axial
		1D		 Roving yarn		
2D	Chopped		 Pre-impregnation sheet	 Plane weave	 Triaxial weave	 Multi-axial
	Linear element	 Strandmat	 3D braid	 Multi-ply WEAVE	 Triaxial 3D weave	 Multi-axial 3D weave
3D	Plane element	 Laminate type	 Laminate type	 H or I beam	 Honeycomb type	

Figure I-15 - Classification des structures textiles proposée par Fukuta et Aoki [61]

Enfin, Kamiya [62] (fig. 16), se focalisant sur les structures 3D, s'efforce de regrouper les préformes selon leur technologie de structuration.

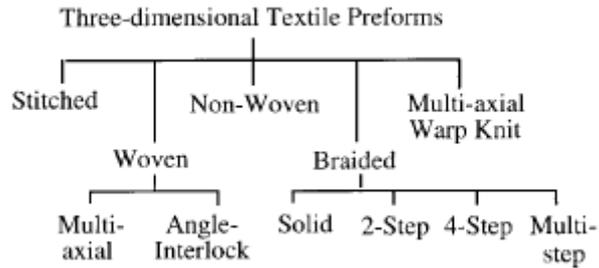


Figure I-16 - Classification des structures 3D [62]

Dans la suite de ce paragraphe, nous utiliserons une classification liées à la dimensionnalité des préformes. On distinguera les structures de renforts dites « bidimensionnelles », c'est-à-dire des structures surfaciques ou planes et les structures dites « tridimensionnelles », c'est-à-dire des structures volumiques dont la composante dans l'épaisseur n'est pas négligeable.

b. Les structures bidimensionnelles.

Les structures textiles, bidimensionnelles sont des structures planes, non épaisses. Dans cette section sont développés les différents types de structures 2D.

- Le mat à fibres coupées.

Le mat à fibres coupées est un non-tissé. Il s'agit d'une nappe constituée de fibres discontinues non-orientées, dont la cohésion est assurée soit par des méthodes mécaniques, physiques ou chimiques, ou par une combinaison de ces méthodes. Le caractère aléatoire de la disposition des fibres en fait un matériau isotrope dans le plan. Du fait de la non continuité des fibres et de l'absence d'orientations privilégiées, ses performances mécaniques sont faibles par rapport aux autres structures.

- La Nappe "Uni-Directionnelle" (UD)

La nappe UD est constituée de mèches, toutes orientées selon la même direction, et généralement consolidée par couture ou aiguilletage dans la direction transverse. C'est un matériau mono-axial (possédant une seule direction de renfort) dont la direction principale est celle des fibres qui la constituent.

- Les tissus 2D

Les tissus résultent de l'entrecroisement perpendiculaire de deux types d'éléments fibreux de base appelés chaîne et trame. Cela leur confère de bonnes propriétés mécaniques ainsi qu'une bonne stabilité dimensionnelle dans les deux directions privilégiées. La façon dont s'entrecroisent ces éléments détermine l'armure du tissu et confère à l'étoffe des propriétés spécifiques. Ces entrecroisements génèrent une certaine ondulation des éléments fibreux de base affectant ainsi ses performances par rapport à une structure non ondulée [63]

Il existe trois grandes familles d'armure : la toile ou taffetas (fig. 17 - a), le sergé (fig. 17 - b) et le satin (fig. 17 - c)

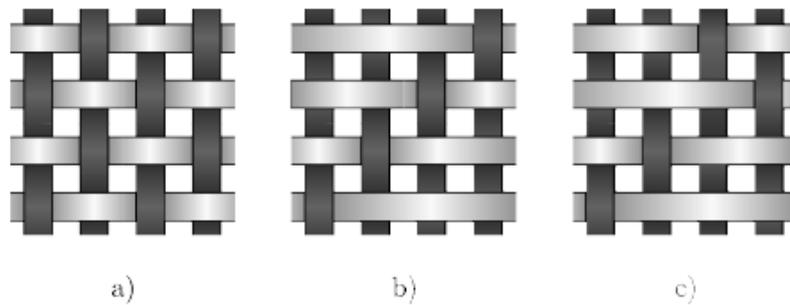


Figure I-17 - Représentation des tissus 2D (a, toile ; b, sergé ; c, satin).

La toile est l'entrecroisement le plus simple. Il s'agit d'une structure textile compacte et peu déformable à cause de la densité élevée d'entrecroisements réalisés [64]. Il existe plusieurs dérivés de la toile, comme les nattés, les reps ou les cannelés.

Le sergé est une armure obtenue par la succession de « x pris – y laissés » par un décalage constant sur chaque colonne. L'armure sergée est plus souple que l'armure toile. Elle est généralement utilisée pour la réalisation de rubans ou de sangles.

Le satin est une armure essentiellement constituée de « flottés », c'est-à-dire que le fil n'est pris qu'une fois par motif élémentaire, puis « flotte » jusqu'au point de liage suivant. La souplesse de l'armure satin est appréciée dans le cadre d'une utilisation comme préforme pour les matériaux composites grâce à ses bonnes propriétés de drapabilité.

Les paramètres qui influent sur les propriétés du tissu [65] :

- La densité de chaînes (aussi appelé « compte en chaîne »)
- La densité de trame (aussi appelé « duitage »)
- L'embuvage, qui correspond à la surconsommation de fil due à leur ondulation dans la structure.

Le procédé de tissage dégrade les éléments fibreux de base. Lee et al [66] estiment que le tissage est par exemple responsable d'une diminution de 12% des propriétés mécanique d'une mèche de carbone.

Ce procédé possède tout d'abord une étape de préparation : les éléments fibreux constituant les chaînes sont disposés parallèlement entre eux (conditionnés sur une ensouple sous forme de nappe (étape d'ourdissage) ou sur un cantre) et passent à travers les différents organes du métier à tisser. Les ensouples ou cantres est généralement dotés de systèmes de régulation de tension, permettant de délivrer de la matière avec une tension constante au cours du procédé de tissage. Opérations 1 et 2 sur la figure 18.

La suite du procédé est séquentielle et peut-être résumée par le biais de ces étapes qui vont se répéter:

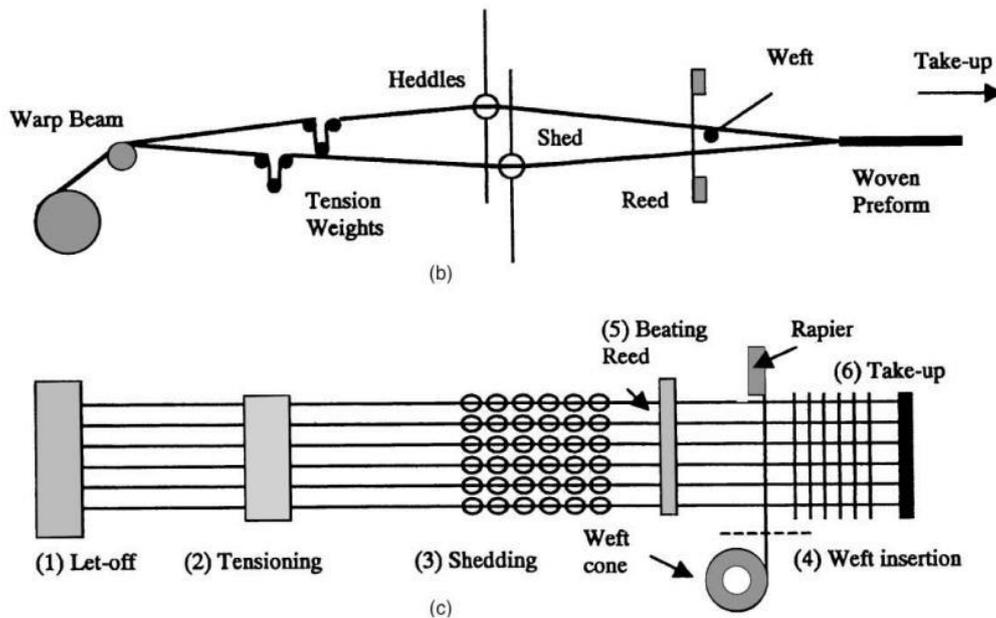


Figure I-18 - Vue schématique de côté (a) et du dessus (b) d'un métier à tisser [66]

- Création de la foule (étape 3 sur la figure 18). Cette étape correspond à la séparation et à l'ouverture de la nappe d'éléments fibreux en deux. La foule est créée en sortant les éléments fibreux du plan de la nappe, certains par le haut, d'autres par le bas : c'est la sélection. Deux technologies principales sont possibles pour cette sélection, les cadres et la méthode Jacquard. Le Jacquard permet une sélection individuelle de chacun des éléments de la nappe, permettant ainsi la réalisation d'entrecroisements des plus particuliers. Les cadres quant à eux, par l'intermédiaire de lices à travers lesquelles passent les éléments fibreux permettent la sélection de groupe d'éléments fibreux. Les possibilités en termes d'architectures dépendent alors du nombre de cadres.
- Insertion (étape 4 sur la figure 18). Une fois la foule créée et donc ouverte, il est possible d'insérer un élément fibreux dans la direction transverse (une trame). Selon la sélection effectuée, et donc selon la disposition de la foule, on crée un entrelacement chaîne trame particulier. Différentes technologies coexistent pour l'insertion telles que la navette, la lance, le projectile, le jet d'air ou jet d'eaux. Leurs avantages et inconvénients sont décrits dans le tableau 3.
- Tassage (étape 5 sur la figure 18). L'élément fibreux inséré est ensuite tassé contre la structure déjà tissée. Pour l'opération de tassage on utilise généralement un peigne qui translate selon la direction de production. Il s'éloigne de la « zone de tissage » pendant la création de la foule et l'insertion et vient compacter l'élément inséré pendant le tassage.

L'insertion du ou des éléments fibreux dits trames est rendu possible grâce à des systèmes d'insertions qui se doivent d'être en accord avec les dimensions de la foule, de limiter les frottements avec les autres éléments fibreux et de permettre ou non de maintenir la continuité des trames. Le tableau 3 liste les différentes variantes répondant à cette fonction.

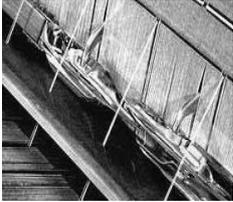
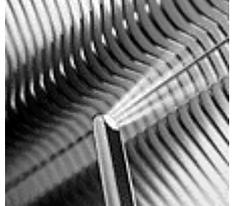
	<p>Navette</p> <p>L'élément fibreux « trame » est déroulé depuis la cannete située dans la navette qui effectue des allés et retours d'une lisière à une autre. L'utilisation d'une navette permet de maintenir la continuité de l'élément d'insertion. Cela se répercute sur la structure : la trame vient « boucler » créant des lisières « propres ». Cependant la maîtrise de la tension d'insertion est délicate et peut dénaturer la structure au niveau de ses lisières : ce sont les effets de bords. Cette navette, selon la quantité de matière peut-être encombrante, difficile à insérer et nécessite d'être guidée.</p>
	<p>Lance</p> <p>Ce procédé nécessite deux lances, qui vont se passer la trame au niveau du centre de la laize. Une première lance amène l'extrémité de la trame de la lisière d'entrée au centre de la laize, celle-ci est récupérée par une deuxième lance qui l'emmène jusqu'à la lisière de sortie. Ces lances peuvent être souples ou rigides et sont munies de pinces positives ou négatives. Ce procédé, très productif et ne nécessitant aucun guidage, impose néanmoins une discontinuité de la trame : à chaque insertion est inséré un nouveau morceau d'élément fibreux.</p>
	<p>Projectile</p> <p>Le projectile est une masselotte munie d'un système de pincement de la trame. Le projectile est ensuite mis en mouvement et traverse la foule. Très productif, il nécessite cependant des moyens de mise en œuvre très importants.</p>
	<p>Faucille / Crochet</p> <p>Un crochet traverse la foule et vient chercher une boucle d'élément fibreux trame qu'il ramène ensuite. Ce procédé possède les avantages cumulés de la navette et la lance : il ne nécessite pas de guidage et maintient la continuité de la fibre. Cependant les insertions, composées de boucles d'éléments fibreux, créent forcément une structure particulière.</p>
	<p>Jet d'air</p> <p>De l'air sous pression véhicule la trame d'une lisière à l'autre. Cet air sous pression est injecté par une buse principale à l'entrée de la foule puis par une série de buses relais disposées régulièrement le long de la laize. Un peigne de profil spécial canalise le trajet de la trame. Très productive, cette technologie nécessite cependant des moyens de mise en œuvre très importants.</p>
	<p>Jet d'eau</p> <p>Même principe que le jet d'air, avec une seule buse principale, l'air étant remplacé par de l'eau.</p>

Tableau I-3 - Systèmes d'insertion propres au tissage.

- Les tricots 2D

Les tricots sont obtenus par entrelacement d'un ou de deux éléments fibreux de base. Il existe deux grandes technologies de tricot : la maille cueillie et la maille jetée (fig. 19). Pour la maille cueillie, c'est un même élément fibreux qui vient boucler afin de créer des boucles s'entrelaçant avec les boucles de la rangée inférieure [67]. Pour la maille jetée, plusieurs éléments fibreux de base s'entrelacent, formant des boucles par colonne. Dans le cadre de la maille cueillie, les produits sont facilement démaillables contrairement à la maille jetée considérée comme indémaillable.

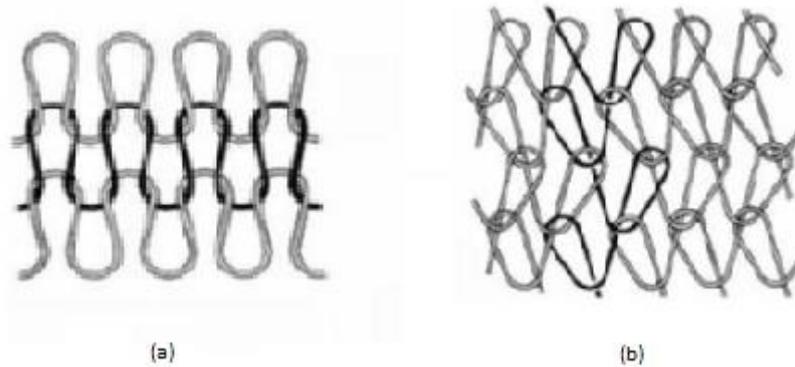


Figure I-19 - Illustration de la maille cueillie (a) et maille jetée (b) [65]

Les structures tricotées imposent aux matériaux fibreux de base des courbures importantes et des orientations particulières. Les propriétés mécaniques dans le plan de ces tricots sont de ce fait inférieures aux tissus et unidirectionnels [68-70]. De ce fait, leurs applications structurales restent limitées, on retiendra néanmoins leurs bonnes propriétés de drapabilité et de résistance à l'impact [69-71].

- Les tresses 2D

Le tressage contrairement au tissage permet un entrelacement des éléments fibreux sans aucune insertion. Une tresse est définie par son angle de tressage β et son architecture (équivalent de l'armure pour les tissus). La façon dont s'entrelacent les éléments fibreux de base est l'architecture de la tresse. Les trois principales sont : la régulière (fig. 20-a), la diamant (fig. 20-b), et la hercules (fig. 20-c).

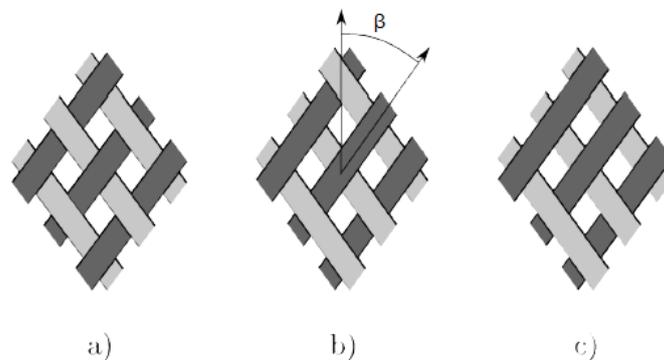


Figure I-20 - Représentation des architectures de base des tresses

Les tresses peuvent-être biaxiales (également appelées tresses 2D) ou triaxiales (également appelées tresses 3D). Dans le cadre d'une tresse biaxiale, deux groupes d'éléments fibreux vont venir s'entrelacer et seront respectivement orientés à $+\beta^\circ$ et $-\beta^\circ$ par rapport à l'axe longitudinal de la tresse. Dans le cadre d'une tresse triaxiale on ajoute un groupe d'éléments fibreux orienté à 0° , correspondant à la direction longitudinale de la tresse (fig. 21).

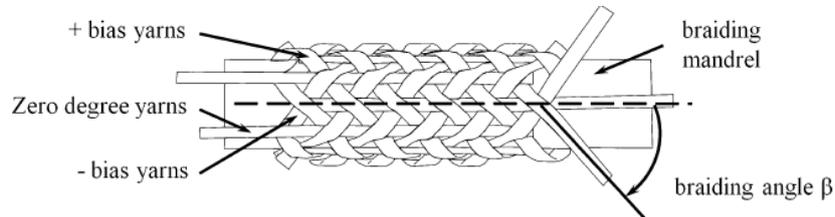


Figure I-21 - Illustration d'une tresse triaxiale [72]

L'angle de tressage a une influence directe sur les caractéristiques morphologiques de la tresse comme le taux de recouvrement (taux de fibre appliqué à une surface) ou l'orientation des éléments fibreux de base [73]. Cela se répercute sur les propriétés mécaniques de la tresse : une augmentation de l'angle de tressage induit une baisse du comportement longitudinal en traction et en compression de la tresse [74]. Son comportement transverse est quant à lui légèrement amélioré.

Un angle de tressage de 45° optimisera quant à lui la résistance au cisaillement et à la torsion, augmentera également les propriétés transverses de la tresse et assurera une meilleure stabilité dimensionnelle [75,76].

Une tresse triaxiale présente un meilleur comportement (par rapport à une tresse biaxiale) à la traction et à la compression dans sa direction longitudinale et une meilleure résistance au cisaillement dans sa direction transverse [77]. Cela influe sur la rigidité du matériau composite en découlant [77].

Falzon et Herszberg [78] estiment que le procédé de tressage de par son endommagement sur les éléments fibreux de base en réduit ses propriétés mécaniques : la résistance à la traction d'un élément fibreux se voit diminué de 20%.

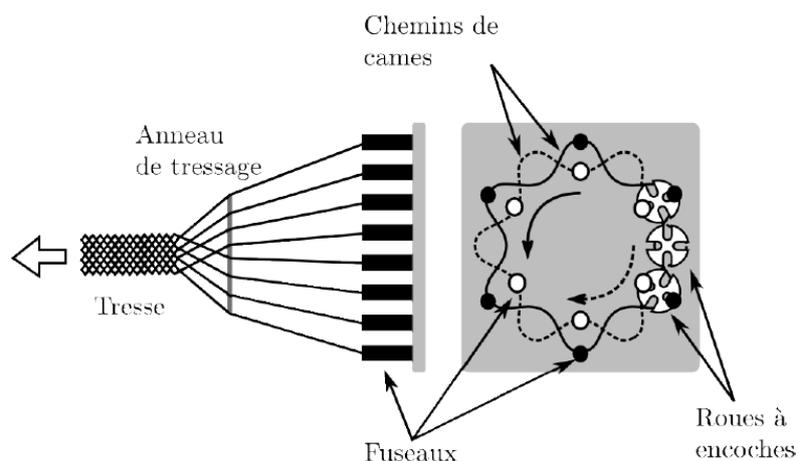


Figure I-22 - Illustration d'un métier à tresser [15]

Présentation du procédé de tressage : les éléments fibreux constituant la future tresse sont conditionnés sur des fuseaux de tressage. Ces derniers, munis d'un système de régulation de tension (système de rappel) vont délivrer de la matière à tension constante durant le procédé. Les fuseaux,

pour la moitié d'entre eux vont suivre un premier chemin de came dans un sens et pour l'autre moitié un second chemin de came dans le sens opposé. La mise en mouvement est rendu possible par la présence de roues à encoches. C'est cette opération qui va créer la structure tressée (fig. 22). Les différents constituants d'un métier à tresser, leur rôle ainsi que leur influence sont rapportés dans le tableau 4.

Élément	Rôle(s)	Influence(s)
Fuseaux	Alimenter en fils Réguler la tension	Tension
Chemins de cames	Guider les entrelacements	
Roues à encoches	Mettre en mouvement Ordonner l'entrelacement	Frottements
Anneau	Rassembler les fils Aligner les fils	Frottements Tension
Système de tirage	Tasser la trame (Guider l'insertion)	Frottements Compactage

Tableau I-4 - Eléments technologiques d'un métier à tresser [15].

c. Les structures tridimensionnelles, assemblage de structures bidimensionnelles.

Les préformes bidimensionnelles, présentées dans la section précédente, ont pour la majorité d'entre elles un nombre de directions de renfort limité. Pour pallier à cela, des structures tridimensionnelles et donc épaisses ont été développées. Dans ces parties seront abordés les « assemblages » de structures bidimensionnelles.

▪ Les stratifiés.

On appelle stratifié un empilement de structures planes (2D) également appelés « plis » dans ce procédé. Cet assemblage est réalisé selon un ordre d'empilement particulier des plis qui sont eux même disposés selon des orientations relatives spécifiques [79]. Un stratifié est généralement désigné par un ensemble de nombres séparés par des « slashes » : on désigne l'orientation relative des couches (leur direction longitudinale) par son angle en degrés dans le système de coordonnées du stratifié. Un indice est utilisé pour des couches successives ayant une même orientation. La figure 23 représente par exemple deux stratifiés : « a » [-45/45/-45₂/45/-45] et « b » [0/45₂/90/-45/0]. Le stratifié « a » est composé successivement d'une couche à -45°, d'une à 45°, de deux à -45°, d'une à 45° et d'une à -45°.

On parle de stratifié symétrique et/ou équilibré si son plan moyen est plan de symétrie.

Le choix de la nature et de la séquence des couches sont les paramètres influant sur les propriétés finales du matériau composite. Ce procédé est peu couteux [79] et endommage peu les structures 2D utilisées comme pli. Néanmoins ce procédé tend à devenir complexe et plus couteux dès lors que l'on souhaite appliquer cette structure à une pièce de géométrie complexe à cause de la complexité de l'assemblage [79].

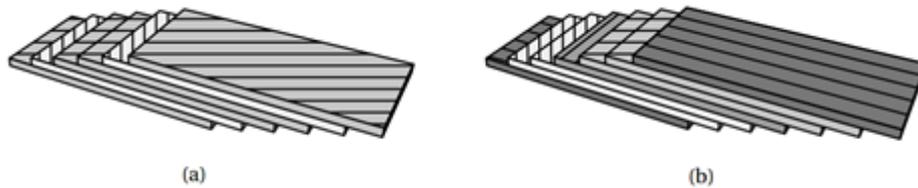


Figure I-23 - Représentation de stratifiés a $[-45/45/-45_2/45/-45]$ et b $[0/45_2/90/-45/0]$ [80]

Les stratifiés possèdent des propriétés planaires très intéressantes: leur résistance et rigidité spécifiques (résistance et rigidité ramenées à la masse) dans le plan sont élevées. Des stratifiés de graphites/epoxy ont par exemple des modules et des forces à la rupture supérieures aux métaux communément utilisés (aluminium) pour les pièces structurales [81].

De par leur nature, les stratifiés sont des matériaux dits « orientés », le comportement du matériau est lié aux orientations des couches, il est ici impossible de se rapprocher d'un comportement isotrope. L'absence de renfort dans l'épaisseur de la structure impose aux stratifiés de très mauvaises propriétés mécaniques dans la direction de l'épaisseur [82-85]: faible résistance à la délamination et mauvaise résistance à l'impact. D'après Tong [82], les propriétés mécaniques d'un stratifié sont 10 fois plus faibles dans la direction de l'épaisseur que dans le plan.

- Les stratifiés renforcés (par couture ou tufting).

Les stratifiés renforcés par couture consistent en un stratifié particulier qui est assemblé mécaniquement par couture. La principale différence avec les stratifiés conventionnels vient du fait que l'on vient « coudre » la structure dans son épaisseur.

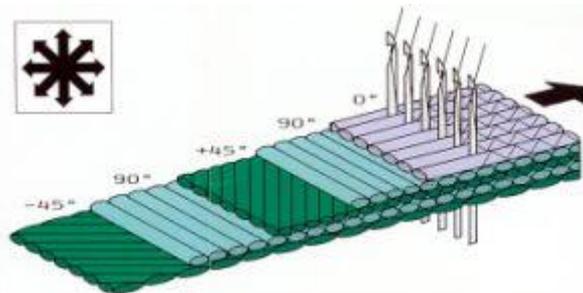


Figure I-24 - Représentation d'un stratifié renforcé par couture [92]

Cette opération de couture ajoute ainsi des renforts dans la direction de l'épaisseur. Cela a pour effet d'augmenter légèrement les propriétés mécaniques par rapport à un stratifié qui lui ne serait pas cousu : la résistance à l'impact [88] et à la délamination [89] sont accrues.

Comme pour les stratifiés, les orientations relatives des couches jouent un rôle déterminant dans le comportement du matériau composite. Dans ce procédé, la couture, élément de maintien entre les plis a également une influence importante sur les propriétés du composite. Les paramètres en jeu lors du procédé de couture sont multiples [82][86][87]: points de couture utilisés, densité de couture, diamètre de l'élément fibreux de base de couture utilisé et géométrie de l'aiguille de couture.

L'opération de couture, lors de la pénétration de l'aiguille et du passage du fil de maintien à travers les différents plis a cependant un effet néfaste sur la préforme. Des endommagements aux échelles microscopiques et mésoscopiques ont été mis en lumière par Mouritz et Cox [90]: casse, ondulation

et désorientation de fibres dans les zones proches de la couture. Ces altérations de structure engendrent une baisse des propriétés mécaniques de la pièce finale, Mouritz et Cox [90] estiment une perte de 20% des performances dans le plan par rapport à un stratifié non cousu.

A noter qu'il est également possible de renforcer ces stratifiés par une opération de tufting (ou piquage). Ce procédé est semblable à de la couture sauf qu'il n'y a pas de continuité de la couture.

- Les stratifiés renforcés par Z-pinning.

Le Z-pinning consiste à venir insérer dans l'épaisseur d'un laminé des "pins" ou "épingles" [91]. Ces inserts ont un diamètre allant de 0.1 à 1mm, représentent de 0.5 à 5% du volume de la structure et sont généralement en composite carbone ou en titane [91].



Figure I-25 - Représentation d'un stratifié renforcé par Z-pinning [15]

Les orientations relatives des couches jouent un rôle déterminant dans le comportement du matériau composite. Comme pour la couture, la présence de « pins » dans l'épaisseur augmente légèrement les propriétés mécaniques du laminé dans l'épaisseur [92][93]. L'insertion des pins provoque également des altérations de la structure (casse, ondulation, désorientation) altérant le comportement dans le plan du stratifié [91][94]. A noter que cette baisse de performance va de pair avec une augmentation du taux volumique de « pins » [95][96].

- Les « Non crimp fabrics ».

Les « Non crimp fabrics » ou NCF sont des structures stratifiées particulières assemblées par tricotage ou couture. Les plis utilisés sont des nappes UD, juxtaposition de mèches le long de leur axe longitudinal. Ces plis sont empilés couche par couche selon des orientations relatives définissant le comportement du stratifié. La particularité des NCF réside dans le fait qu'il n'y ait aucune ondulation des fibres. Pour ce faire, on utilise les procédés de maille jetée ou de couture afin de lier les plis ensemble dans l'épaisseur [97].

L'absence d'ondulation dans la structure, et donc l'absence de cisaillement permet aux NCF d'avoir des performances dans le plan supérieures à celles des tissus [92][98]. L'ajout de renfort dans l'épaisseur (tricotage ou couture) augmente le comportement de résistance à la délamination inter-plis de la structure [39][40] par rapport à un laminé traditionnel.

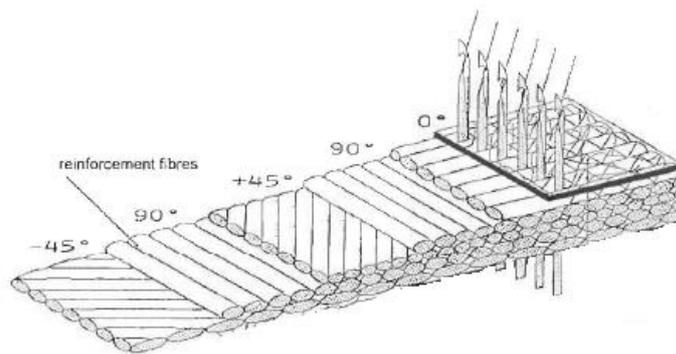


Figure I-26 - Représentation d'un NCF [92]

L'insertion d'aiguilles à travers l'épaisseur durant le procédé provoque des altérations dans la structure : casse et désorientation des fibres dans les zones proches des boucles tricotées. Cela a pour conséquence d'avoir des comportements en traction, compression et flexion [99][101] inférieurs à ceux d'un laminé non tricoté.

d. Les structures tridimensionnelles.

Les structures tridimensionnelles résultant d'assemblage de structure 2D présentées dans le paragraphe précédent possèdent de bonnes propriétés mécaniques dans le plan. Néanmoins pour certaines applications, la discontinuité des fibres et/ou le manque de renfort dans une direction (généralement celle de l'épaisseur) induisent des propriétés mécaniques insuffisantes de la pièce comme une faible résistance à la délamination [102] par exemple. Il a également été démontré que durant ces étapes d'assemblage, les préformes sont soumises à de nombreuses sollicitations et se retrouvent « déformées » localement. Ces modifications morphologiques de la structure (homogénéité, taux de fibre, déformation, ...) influent sur la mise en forme du composite puisqu'elles modifient les propriétés de perméabilité et donc l'imprégnation de résine [103][104]. Ces réorganisations du milieu fibreux influent également sur les propriétés mécaniques de la pièce composite finale [105-107]. A cause de tous ces inconvénients, des études ont été menées afin de définir des architectures 3D [108-110] dites « net shape » ou « one shot », ne nécessitant aucune action supplémentaire au niveau de la préforme.

- **Noobing.**

Le « noobing » est l'acronyme de « Non-interlacing, Orthogonally Orientating and Binding » utilisé par Khokar et Peterson [111] pour désigner les technologies de production de structures 3D sans entrelacements [112]. Ces structures sont composées de 3 ensembles d'éléments fibreux de base orthogonaux entre eux, la cohésion étant assurée par le contact avec les éléments fibreux voisins.

Ces structures proposent des propriétés mécaniques intéressantes dans les trois directions renforcées [111]. Néanmoins, les architectures textiles possibles sont limitées puisqu'il n'existe que trois potentielles directions de renfort. L'absence d'entrelacement rend également difficile le passage vers des pièces à géométrie complexe.

- Le tressage interlock.

Les tresses 3D dites interlocks sont des structures tressées, épaisses, multicouches et possédant un liage dans l'épaisseur. Ce liage est rendu possible par le développement de métiers à tresser particuliers [113], possédant des chemins de cames parcourant les différentes épaisseurs. Cela permet ainsi aussi aux fuseaux et donc aux éléments fibreux de venir onduler dans l'épaisseur de la structure tressée.

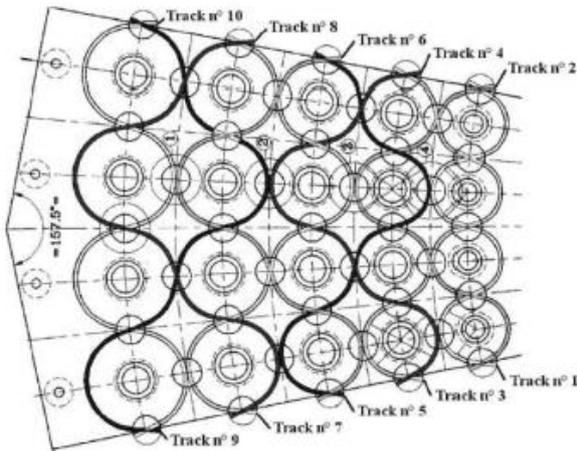


Figure I-27 - Représentation d'une tresseuse interlock [113].

- Tressage « n-step »

Le tressage « n-step », également appelé « tressage profilé » est un procédé dérivé où a été modifiée la trajectoire des fuseaux traditionnellement circulaire. Cela permet alors de produire des structures profilées de diverses sections [114][115].

Dans le cadre du procédé « 2 step » [116], on distingue deux catégories d'éléments fibreux. Les éléments de la première catégorie, appelés « axial » sont fixes : leur arrangement va donner la géométrie globale de la préforme. Les éléments de la seconde catégorie, appelés « braider » vont quant à eux venir s'entrelacer entre ceux de la première catégorie en deux étapes comme illustré sur la figure 28.

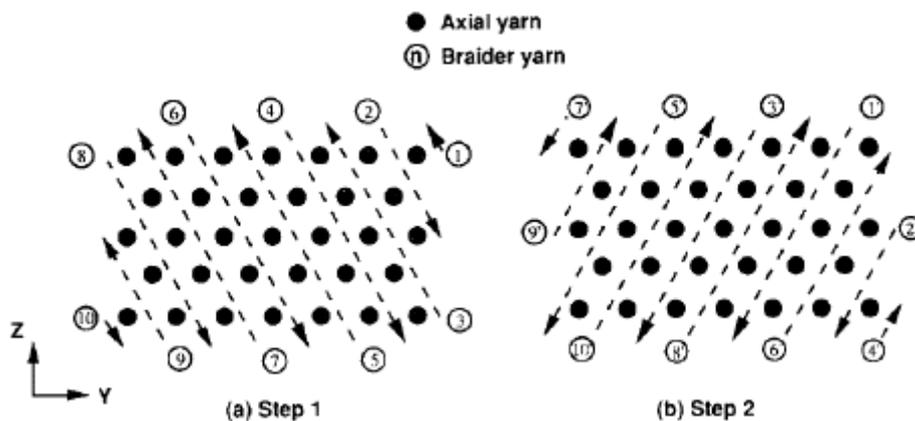


Figure I-28 - Procédé de tressage « 2-step ». [116]

A noter qu'il est également possible de substituer les éléments fibreux axiaux par des tiges composites [117-118] et de faire évoluer la section en modifiant le liage [119] au court du procédé.

Contrairement au tressage « 2-step », tous les éléments fibreux sont mobiles pour le procédé « 4-step » [116,120-22]. Chaque élément fibreux peut ainsi se déplacer indépendamment selon un réseau organisé en lignes et colonnes. Deux technologies cohabitent pour la mise en mouvement. Le premier procédé, appelé tressage cartésien [123] (fig. 29-a) repose sur des translations successives des fuseaux, selon les deux directions principales du plan. La seconde, plus productive consiste à utiliser un double jeu de roues à encoche [124] (fig. 29-b), autorisant ainsi le même type de déplacements.

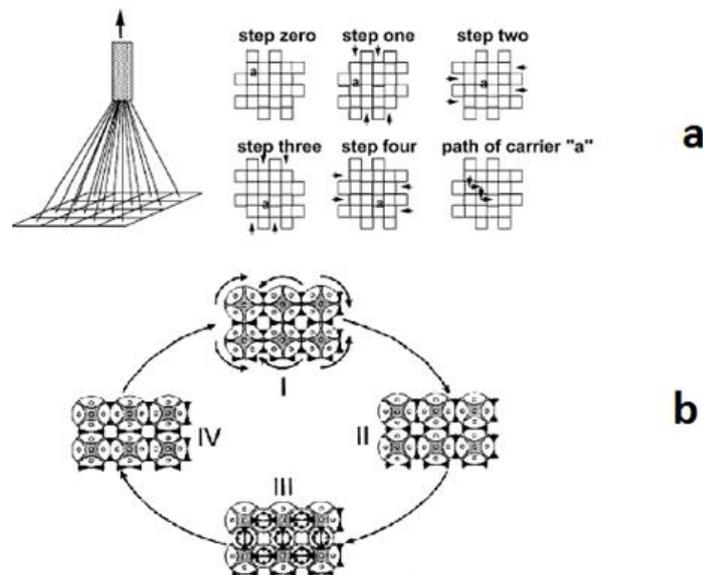


Figure I-29 - Procédés de tressage « 4-step », mis en mouvement par procédé cartésien (a) [123] ou système de doubles jeu de roues à encoches (b) [124].

▪ Les tissus 3D

Les renforts tissés 3D, également appelés interlock, sont le résultat de l'entrelacement de deux types d'éléments fibreux de base à savoir les chaînes et trames (comme les renforts tissés traditionnels). Afin d'obtenir une préforme épaisse dite 3D, les chaînes et trames réparties dans différentes couches, avec leur orientation spécifique vont s'entrelacer. Afin d'assurer un liage dans l'épaisseur, certaines trames ou certaines chaînes vont venir onduler dans l'épaisseur de la structure. Ces éléments fibreux de base sont appelés « binder », c'est-à-dire « liants ». Dans une structure tissée 3D, il peut coexister des chaînes liantes et non liantes, des trames liantes et non liantes. Généralement, sans précision particulière, les interlocks sont « chaîne », c'est-à-dire que certaines chaînes vont onduler dans l'épaisseur pour assurer le liage. Un interlock dit « trame » verra quant à lui certaines de ses trames lier l'épaisseur de la structure.

Les architectures tissées 3D sont classées dans différentes familles, le plus souvent en fonction de l'ondulation des fils liants. On citera les classifications de Hu et al [125], reprise par Ansar [126] ou encore celle de Lomov [127]. On dénombre ainsi trois grandes familles d'interlock :

- « Interlock layer-to-layer » ou « Interlock couche-à-couche » (fig. 30-a): les éléments liants ondulent à travers un nombre de couches "n" inférieur au nombre total de couches. Si "n"=1, on parle alors d'interlock "couche-couche".

- « Interlock though-thickness » ou « Interlock diagonal » (fig. 30-b): les éléments liants ondulent à travers toutes les couches du tissu diagonalement à la direction de l'épaisseur.
- « Interlock orthogonal » (fig. 30-c) : Les éléments liants traversent toutes les couches en suivant la direction de l'épaisseur.

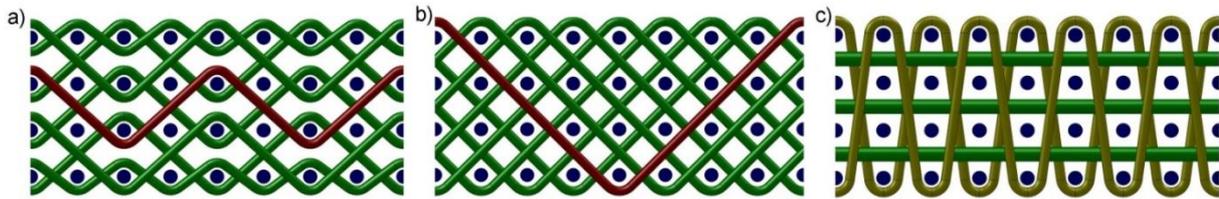


Figure I-30 - Tissus Interlock Layer-to-layer (a), Though-Thickness (b), Orthogonal (c).

De par la présence de renfort dans la direction de l'épaisseur, les interlocks ont des résistances à la délamination et à l'impact [92,128,129] bien supérieures aux structures précédemment étudiées.

La résistance à l'impact à faible vitesse est bien plus importante que sur les stratifiés [130-134]. Chou et al. [132] rapportent que l'énergie d'impact nécessaire pour initier un endommagement sur un composite carbone-bismaléimide est 60% plus importante dans le cas d'un tissé 3D que d'un laminé. Même en très faible proportion volumique (1%), les binders apportent à la structure une résistance à la délamination accrue : 14% supérieure par rapport à un laminé équivalent pour des composites carbone-epoxy [135]. Les tissus 3D ont également un très bon comportement (meilleur que celui de stratifiés équivalents en terme de composition) à la traction, compression et flexion [136].

Comme pour le tissage dit 2D, on assiste à une dégradation des éléments fibreux de base lors du procédé de structuration. Selon les procédés, structures et matériaux employés, ces dégradations sont variables. Rudoy-Clark [137], Lee et al.[138] ou encore Cox et al. [139-140] estiment que pour un tissage interlock, les éléments fibreux accusent une perte de l'ordre de 30 à 50% de résistance à la traction et une diminution de 5 à 7% de la valeur de leur module de Young. Ces dégradations influent également sur les propriétés dans le plan du composite [133][141-144]: le module de Young d'un tissé 3D est ainsi inférieur à 20% par rapport à un stratifié équivalent [92].

Ces structures particulières peuvent être produites sur des métiers classiques destinés à produire des tissus 2D [145-147]. Le principal intérêt d'utiliser ces métiers réside dans le fait que l'on peut produire des structures complexes, avec une productivité importante et avec un minimum de modification à apporter au métier [145,148].

La première modification possible réside dans l'ajout d'ensouples. En effet de par l'entrelacement propre aux structures 3D, certains éléments fibreux vont onduler dans la structure avec des chemins variés, pendant que d'autres vont se contenter de rester dans le plan. Ces différents chemins vont donc créer une surconsommation de certains éléments fibreux par rapport à d'autres (phénomène appelé embuvage pour les chaînes, retrait pour les trames). Il est donc nécessaire de répartir ces éléments fibreux sur différentes ensouples, afin d'obtenir une tension constante des éléments fibreux durant l'opération de tissage.

Les métiers 3D peuvent également être adaptés de façon à autoriser la création de foules multiples permettant ainsi l'insertion simultanée de plusieurs trames. Cela a pour conséquence de pouvoir mieux disposer les différentes couches de trames, puisqu'elles ne résultent plus d'insertions successives et donc de foules différentes.

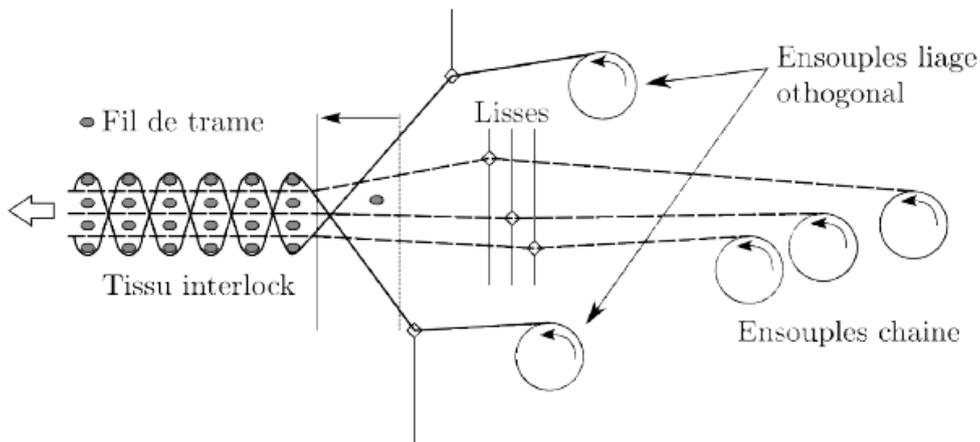


Figure I-31 - Vue schématique d'un métier à tisser 3D possédant plusieurs ensouples [15]

Néanmoins, toutes ces modifications, multiplications des différents organes d'un métier traditionnel sont sources de dégradation importantes sur les éléments fibreux. Ceux-ci sont principalement dégradés à cause de frottements [149], dus à des contacts entre :

- Les chaînes et les pièces de mise en tension.
- Les chaînes et les œillets des lices ou des éléments de guidage.
- Les chaînes et les dents du peigne de tassage.
- Les chaînes et le système d'insertion de la trame.
- Les chaînes et les trames durant l'insertion.
- Les chaînes adjacentes lors de l'ouverture de la foule.

En reprenant les éléments précédemment décrits, des métiers exclusivement destinés à produire des structures 3D ont également été développés [150], avec une productivité plus faible, ils permettent la réalisation d'architectures 3D avec parfois des géométries complexes. Une attention toute particulière est également portée à l'optimisation des procédés de tissage 3D en limitant la dégradation des éléments fibreux [151].

▪ Tissage double foule.

Une hybridation du tissage traditionnel, le tissage double foule [152,153] a été introduit par la société Bi-Team. La particularité de ce procédé réside dans le fait que les éléments fibreux passent ici à travers deux lices perpendiculaires, l'un horizontale et l'autre verticale.

Ainsi l'élément fibreux en question peut être déplacé horizontalement ou verticalement afin de créer une ou deux foules permettant l'insertion d'éléments fibreux horizontaux ou verticaux. L'application majeure de cette technologie réside dans la production de structures profilées. Les nombreuses configurations possibles permettent une grande variété de sections [154]. Dans le cadre d'une structure rectangulaire, les éléments fibreux sont regroupés dans les lices par lignes et colonnes. Les déplacements successifs des lices dans les directions horizontale (fig. 32-b) et verticale (fig. 32-f) permettent les insertions successives de trames dans les directions verticale (fig. 32-c) et horizontale (fig. 32-g). La productivité de ce procédé dépend pleinement de la complexité de la structure, et n'est en aucun cas comparable aux cadences des métiers traditionnels [154].

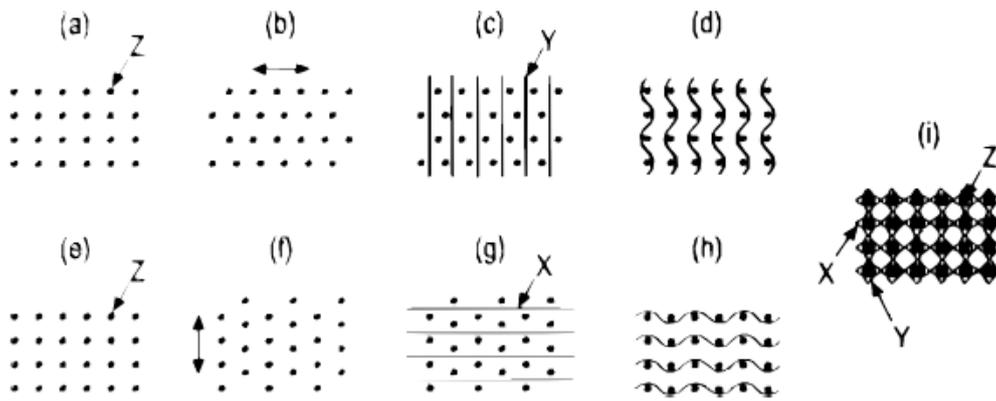


Figure I-32 - Tissage double foule pour réalisation d'un profilé rectangulaire [154]

- Procédé RAIDOUTILS

Enfin le procédé RAIDOUTILS [15], développé au sein du laboratoire du GEMTEX est une hybridation du tissage 3D et du tressage 4 step. Chacun des éléments fibreux constituant les chaînes passe par un guide lui-même inséré dans une matrice. Les guides peuvent translater entre eux selon leur arrangement en lignes et colonnes. Les éléments fibreux sont ainsi indépendamment déplaçable les uns par rapport aux autres, permettant ainsi un entrelacement ou tressage de type 4-step. Cette matrice, maintenant également un écartement constant (du fait de la géométrie des guides) entre les chaînes, permet de venir insérer des trames et ce avec un angle d'insertion paramétrable. La principale application de cette technologie réside dans la production de profilés dont les sections sont variées. Ce procédé permet entre autre pendant la production de changer le type d'entrelacement, permettant la production de profilé à section évolutive (fig. 33).

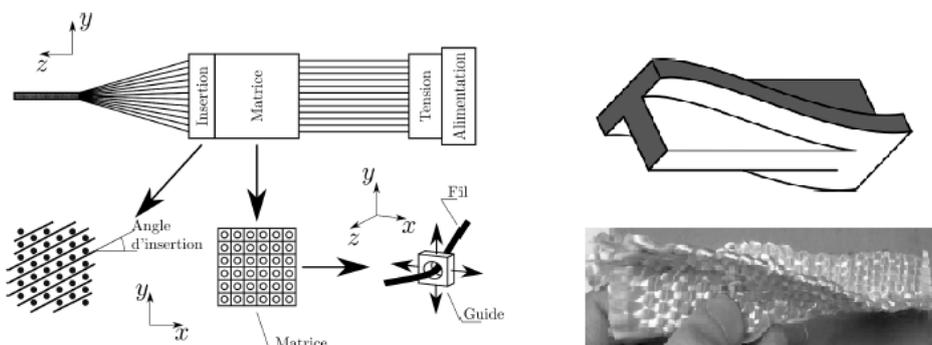


Figure I-33 - Procédé RAIDOUTILS [15]

- Les tricots 3D

Les renforts 3D tricotés sont d'après Mouritz [155] répartis en 3 catégories : les sandwiches, les « non crimps » et les « net-shapes ». Les structures sandwiches tricotées ne sont aujourd'hui utilisées dans aucune application en tant que pièce structurale [155]. Les « non-crimps » ont été détaillées dans les paragraphes précédents comme étant un assemblage tricoté de structures UD.

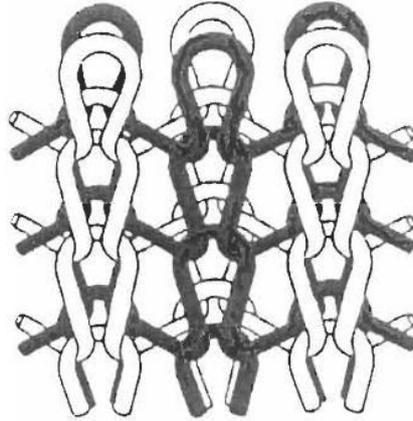


Figure I-34 - Tricotage 3D [92].

Les renforts tricoté dits « net-shape » sont quant à eux encore marginaux du fait du haut investissement nécessaire au développement de moyens de production. Ainsi, c'est principalement leurs technologies de production [156] qui est décrit dans la littérature au détriment de leurs propriétés mécaniques. Néanmoins, quelques prototypes ont déjà été réalisés tels que des profilés de section de I [157], des prothèses médicales ou encore des éléments de moteur.

e. Conclusion.

Comme précédemment développé, les structures 2D ou même les structures 3D résultant d'assemblage de structure 2D possèdent nombre de défauts ne permettant pas de proposer des propriétés mécaniques et des caractéristiques optimales pour la conception de pièces à géométrie complexes.

Les structures 3D dites « one-shot » ou « net-shape », en particulier les tissus 3D et leurs dérivés possèdent de nombreux avantages pour le développement de pièce à géométrie complexe [155]:

- la variété des structures permet d'obtenir une structure avec des renforts positionnés « à la demande » induisant un matériau répondant à des sollicitations variées et localisées.
- Il est possible de produire des préformes se rapprochant de la géométrie des pièces : aucun assemblage nécessaire.

L'état de l'art sur les moyens de production des renforts permet également d'appréhender au mieux le développement du procédé relatif au développement de nos croisements de raidisseurs.

C. Matériaux de renfort.

L'étude des procédés de mises en œuvre composite a montré que l'emploi de fils comêlés composés de verre et de polypropylène était une alternative répondant à la fois aux impératifs de réduction de cout et temps de production mais aussi permettant sa mise en œuvre dans des procédés de structurations 3D dits « net-shape » ou « one-shot ». Ce paragraphe s'intéresse aux différents matériaux utilisés en tant que renfort dont fait partie le verre. Afin d'avoir une vision plus globale des possibilités, les autres matériaux usuellement utilisés sont abordés.

1. Fibres de verre.

Les fibres de verre sont aujourd'hui considérées comme le matériau de renfort le plus versatile [158] et le plus répandu (95% du marché des renforts composite [33]). Ce matériau est largement représenté dans des applications structurales [159] mais trouve aussi nombre d'applications dans les produits destinés aux loisirs ou aux sports par exemple.

Les fibres de verre sont peu coûteuses puisque composées et mises en œuvre (filées) à partir de matériaux largement accessibles tel que la silice (SiO_2), l'alumine (Al_2O_3), la chaux (CaO), la magnésie (MgO) ou encore de l'oxyde de bore (B_2O_3). La proportion de ses différents composants, menant à des matériaux aux propriétés diverses permet justement de classer ces fibres de verre selon plusieurs grandes familles comme le présente le tableau 5.

Designation	Main properties	Weight composition (%)					
		SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	B_2O_3	F
E glass [158,160]	Low electrical conductivity	52-56	12-15	21-23	0.4-4	4-6	-
S glass [158,160]	High strength	60-65.5	23-25	0-9	6-11	-	-
M glass [161]	High stiffness	45-65	12-27	2-10	5-15	-	-
C glass [162]	High chemical durability	64.4	4.1	13.4	3.3	4.7	-
A glass	High alkali or soda lime glass						
D glass [14]	Low dielectric constant	73-74	0.25-0.3	-	0.25-0.3	-	22-23

Tableau I-5 - Classification des fibres de verre selon leur propriété principale et leur composition.

La composition chimique des fibres impose donc des propriétés mécaniques différentes, les caractéristiques mécaniques de référence sont celles propres à un seul filament (définition IV.B.1) de verre et sont présentées dans le tableau 6. Le verre est généralement conditionné sous forme de mèches ou de roving (définition en partie [IV.B.1]).

Caractéristiques	Verre E	Verre S
Masse volumique ρ (kg/m^3)	2600	2550
Module de Young E_f (GPa)	73	86
Contrainte à la rupture σ (MPa)	3400	4400
Allongement à la rupture ϵ (%)	4.4	5.2

Tableau I-6 - Propriétés mécaniques des filaments de verre E et S [14].

Les types E et S sont les plus représentés dans les différentes applications, on considère que le verre E représente 90% des applications [163], le verre S, avec un comportement mécanique plus performant, est réservé à quelques applications à haute valeur ajoutée [164]. Les autres verres trouvent leurs applications dans les domaines électriques ou chimiques. A noter que les fibres de verres conservent leurs propriétés mécaniques jusqu'à des températures de l'ordre de 200°C, la mise en œuvre de composites (III.B.2) effectuée aux alentours de 150°C ne dégrade donc pas le renfort.

Les fibres de verre constituent ainsi un excellent rapport performance/prix ce qui explique leur omniprésence en tant que renfort composite.

2. Fibres de carbone.

La majorité des fibres de carbone résultent de traitements thermiques, de carbonisations et de graphitisations successives de fibres d'acryliques : c'est le procédé PAN [165]. L'élément fibreux de

base de carbone est généralement présent sous forme de mèche (définition IV.B.1). Les filaments composant la mèche, selon leur module d'élasticité en traction (norme NF EN ISO 10618 [166]) classent alors les matériaux selon différents « types de fibres » comme le présente le tableau 7. A noter que les fournisseurs associent ici les performances d'un filament aux performances de la mèche.

Type de fibre	Module en traction (GPa)
Usage général (UG)	$E < 200$
Haute résistance (HR)	$200 < E < 250$
Module intermédiaire (IM)	$250 < E < 350$
Haut module (HM)	$350 < E < 550$
Très haut module (THM)	$E > 550$

Tableau I-7 - Classification des fibres de carbone [151].

La fibre de carbone possède de très bonnes performances mécaniques [167] en traction et compression, une excellente résistance à la fatigue tout en ayant une masse volumique faible comme le présente le tableau 8.

Caractéristiques	Carbone HR	Carbone HM	Carbone THM
Masse volumique ρ (kg/m ³)	1750	1810	1950
Module de Young E_f (GPa)	230	400	600
Contrainte à la rupture σ (MPa)	3000-4000	2800	2000

Tableau I-8 - Propriétés mécaniques des fibres de carbone [14].

Elles possèdent également une excellente tenue en température : 3000°C en atmosphère inerte mais limitée à 400°C dans des conditions oxydantes [168]. La conductivité électrique des fibres de carbone est de 2 à 3 ordres de grandeur inférieure à celle des métaux [151].

3. Fibres aramides.

Les fibres aramides résultent de la polymérisation entre diamines aromatiques et dichlorures d'acides aromatiques. Ces fibres sont ainsi composées à 85% de groupements amides, la position de ces groupements permet de différencier les fibres aramides en deux catégories : les méta et les para-aramides. Ces matériaux sont principalement présents sous forme de filaments, mais des conditionnements sous formes de fibres coupées ou de pulpes existent [169].

Caractéristiques	Kevlar 29	Kevlar 49	Kevlar 149	Twaron	Technora
Masse volumique ρ (kg/m ³)	1440	1450	1470	1440	1390
Module de Young E_f (GPa)	60	120	160	60	90
Contrainte à la rupture σ (MPa)	3000	3000	2400	2600	2800
Allongement à la rupture (%)	3.6	1.9	1.5	3	4

Tableau I-9 - Propriétés mécaniques des fibres para-aramides [14].

Ces fibres sont plus largement connues et représentées par leurs appellations commerciales à savoir le Kevlar et le Nomex introduits dans les années 60-70 par la société Dupont de Nemours [170]. Le Nomex est une fibre méta-aramide possédant ainsi principalement des propriétés thermiques: elle est quasiment ininflammable sous des taux usuels de dioxygènes. Le kevlar quant à lui, est une fibre para-

aramide très tenace et rigide. Dans le renforcement composite, les fibres aramides utilisées sont exclusivement de type para-aramide.

Ces matériaux para-aramides, dont de nombreuses déclinaisons existent, possèdent les propriétés mécaniques reportées dans le tableau 9. On note une masse volumique très faible, alliée à des performances en traction importantes proches de celles du carbone. Néanmoins, ces fibres possèdent de faibles résistances à la compression, à la flexion, au flambement et au cisaillement inter-laminaire [137].

Compte tenu de leur légèreté et de leur bonne résistance au choc et à l'impact, les fibres aramides sont principalement utilisées dans des thématiques de blindage [171-172].

4. Conclusion.

Afin de mieux comparer les performances mécaniques des différentes fibres de renfort présentées dans ce chapitre, on s'intéresse aux valeurs spécifiques des modules et contraintes à la rupture proposant ainsi des paramètres prenant en compte la masse des matériaux. Sachant que notre développement de raidisseurs est soumis à des réductions de coûts, on s'intéressera aussi au prix de revient de ces matériaux. L'ensemble de ces données est répertorié dans le tableau 10.

Matériau		Module d'Young spécifique E_f/ρ (MNm/kg)	Contrainte spécifique σ/ρ (kNm/kg)	Prix relatif de revient [14]
Verre	E	28	1300	1
	S	34	1730	-
Carbone	HR	130	1710-2290	10-15
	HM	210	1550	30-50
	THM	310	1030	200-400
Para-aramide	Kevlar 29	42	2080	2-4
	Kevlar 49	93	2070	2-4
	Kevlar 149	110	1630	2-4
	Twaron	42	1800	-
	Technora	65	2010	-

Tableau I-10 - Comparaison des différents matériaux de renfort.

Le carbone, qu'il soit haute résistance, haut module ou très haut module est sans conteste le matériau de renfort le plus performant. Sa résistance à la fatigue est également bien supérieure aux autres : un composite à base de fibres de carbone perd 20 à 30 % de ses propriétés mécaniques après 10 millions de cycles quand un composite à base de fibres de verre en perd 50% [173]. Le carbone est également de loin le matériau le plus coûteux.

Les para-aramides, possèdent un bon rapport performance/prix. Ils montrent une contrainte spécifique à la rupture élevée, du même ordre de grandeur que le carbone haute résistance pour un prix de revient 4 à 6 fois moindre. Néanmoins, leurs faibles résistances à la compression, à la flexion au flambement et au cisaillement lui interdisent une application structurale pour raidisseur.

Enfin les fibres de verre grâce à leur excellent rapport performance/prix permettent un développement de pièces structurales à cout modéré. L'utilisation de matériaux comêlés à base de verre et polypropylène est donc confortée par cet état de l'art.

V. Conclusion

Ce chapitre a tout d'abord introduit les panneaux auto-raidis en se focalisant sur la fonction du raidisseur. Une étude des besoins des utilisateurs finaux et des structures existantes a permis de définir un cahier des charges de la pièce à développer : un raidisseur composite, à géométrie complexe et à renfort continu. Ces pièces et les procédés associés doivent également répondre à des nécessités de diminution des coûts et temps de production par rapport à l'existant.

Une classification des matériaux composites et des composants, nous a permis de cibler notre domaine de recherche, à savoir les matériaux à matrice organiques et à renfort fibreux.

Un état de l'art relatif aux matrices et procédés de mises en œuvre composites nous oriente vers des matériaux hybrides appelés comêlés. Ces matériaux, mélange intime d'une résine thermoplastique (polypropylène) et d'un renfort (verre), possèdent des cadences et coûts de mise en œuvre bien plus faibles que les traditionnels procédés associés aux thermodurcissables. Les comêlés, en plein développement dans les applications transports sont le sujet de nombreuses études visant à les incorporer à des structures complexes 3D.

Une étude des renforts a justement été menée. Afin de répondre aux sollicitations auxquelles peuvent être soumis les raidisseurs, une structure dite 3D, possédant des orientations de renforts hors plan est nécessaire. Des procédés de structurations 3D étiquetés « net-shape » ou « one-shot » tels que le tissage interlock ou le tressage n-step, permettent justement la structuration de ce type de renforts tout en conférant à la préforme une géométrie complexe. Une analyse des différents matériaux utilisés en tant que renfort a également conforté le choix du verre puisqu'il possède un rapport performance/prix imbattable.

L'enjeu du deuxième chapitre de ce manuscrit est justement de développer les différents composants et procédés permettant la réalisation de la pièce tout en se servant de cette base théorique.

VI. Bibliographie.

- [1] J. Bertolini, "Contribution à l'analyse expérimentale et théorique des ruptures de structures composites en post-flambement par décollement de raidisseurs," 10-Apr-2008. [Online]. Available: <http://thesesups.ups-tlse.fr/207/>. [Accessed: 20-Sep-2012].
- [2] YAG Laser welding of a stiffened panel demonstration component Andrew Woloszyn, Dave Howse TWI, Granta Park, Great Abington, Cambridge, CB1 6AL, UK.
- [3] Automated Dynamics, http://www.automateddynamics.com/pdfs/AD_Aerospace.pdf
- [4] L. Tong, A. P. Mouritz, and M. K. Bannister, 3D Fibre Reinforced Polymer Composites. Elsevier, 2002.
- [5] A. P. Mouritz, M. K. Bannister, P. J. Falzon, and K. H. Leong, "Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composites," Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 30, no. 12, pp. 1445–1461, décembre 1999.
- [6] <http://www.biteam.com/>
- [7] <http://www.sigmatex.com/>
- [8] Groupe Finot, «Le procédé de fabrication «AUTOSTRUCT»», http://voilesnews.fr/contenu/news_plus/documents_plus/1/8/9/0038_000189.pdf
- [9] S. Peters, Handbook of composites. London : Chapman & Hall, 1997.
- [10] J.-M. Berthelot and J. M. Cole, Composite Materials : Mechanical Behavior and Structural Analysis. Springer-Verlag New York Inc., Jan. 1999.
- [11] D. GAY. Matériaux composites. 4ème éd. Paris : Hermès , 672 p. (Matériaux) ISBN 2-86601-586-X, 1997.
- [12]. P. LUCAS, G. ZANELLA. Mise en oeuvre des composites TP, Compounds à fibres courtes et longues. Techniques de l'ingénieur, AM 5 235, 8 p., 2007.
- [13] P. Krawczak, « Essais des plastiques renforcés », Traité Plastiques et Composites, vol. AM 5405, Techniques de l'ingénieur, 1997.
- [14] J.-M. Berthelot Matériaux composites, Comportement mécanique et analyse des structures, 4^e édition. 1999
- [15] J.V. Riscato, Optimisation de l'architecture des fils dans une structure textile 3D pour le renforcement de pièces composites, Thèse Université de Lille 1, 2012.
- [16] J. Aucher, Etude comparative du comportement de composites à matrice thermoplastique ou thermodurcissable, Thèse INSA Rouen, 2009.
- [17] Lebrun G, Bureau MN, Denault J. Evaluation of bias-extension and picture-frame test methods for the measurement of intraply shear properties of PP/glass commingled fabrics. Compos Struct 2003; 61:341-52.
- [18] Svensson N, Shishoo R, Gilchrist M. Manufacturing of thermoplastic composites from commingled yarns – a review. J Thermoplast Compos. Mater 1998;11:22–56.
- [19] Hou, M., Ye, L. and Mai, Y.M. (1995). Review – Advances in Processing of Continuous Fibre Reinforced Composites with Thermoplastic Matrix. *Plastics, Rubber and Composites Processing and Applications*, 23 (5): 279–293.
- [20] Miller, A.H., Dodds, N. and Hale, J.M. (1998). High Speed Pultrusion of Thermoplastic Matrix Composites, *Composites Part A*, 29 (7): 773–782.
- [21] P. Vautey. Bilan des performances mécaniques des composites carbone/TP pour l'aéronautique. Thèse de Doctorat de l'Université de Technologie de Compiègne, 1993.
- [22] F. Touchard-Lagattu and M. C. Lafarie-Frenot. Damage and inelastic deformation mechanisms in notched thermoset and thermoplastic laminates. *Composites Science and Technology*, 56(5), pp. 557-568, 1996.
- [23] C. Bathias, Matériaux composites. Dunod, Oct. 2003
- [24] F. Berbain, A. Chevalier and C. Choudin, Mise en oeuvre des composites méthodes et matériels, Traité plastique et composite, vol. A 3720, Technique de l'ingénieur, 2003
- [25] C. Binétruy, Physique du moulage des composites avancés : aspects théoriques », Traités plastiques et composites, vol. AM 3718, Techniques de l'ingénieur, 2006.

- [26] P. Bardonnet, « Résines époxydes mise en œuvre et applications », Traités plastiques et composites, vol. A3466, Techniques de l'ingénieur, 2003
- [27] P. Weng, Etude numérique et expérimentale de procédé d'élaboration de matériaux composites par infusion de résine, PhD thesis, ENSMSE, 2010
- [28] Y. Okabe, S. Yashiro, R. Tsuji, T. Mizutani, N. Takeda, "Effect of thermal residual stress on the reflection spectrum from fiber Bragg grating sensors embedded in CFRP laminates", Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol.33, 7, pp 991-999, 2002.
- [29] B. Qi , M. Bannister, X. Liu, A. Michie, L. Rajasekera , B. Ashton, "Response of an embedded fibre bragg grating to thermal and mechanical loading in a composite laminate", Materials Forum, Vol.27, pp 93-100, 2004.
- [30] E. Chehura, A. A. Skordos, C. Ye, S. W. James, I. K. Partridge, R. P. Tatam, "Strain development in curing epoxy resin and glass fibre/epoxy composites monitored by fibre Bragg grating sensors in birefringent optical fibre", 2005.
- [31] H. Kang, D. Kang, C. Hong, C. Kim, "Monitoring of fabrication strain and temperature during composite cure using fiber optic sensor", 2001.
- [32] P. P. Parlevliet, E. Voet, H. E. N. Bersee, A. Beukers, "Process monitoring with fbg sensors during vacuum infusion of thick composite laminates", ICCM, Japan, 2007.
- [33] Federica Daghia & Lionel Gendre, Quelques procédés de mise en forme des composites, Sciences de l'ingénieur, <http://www.si.ens-cachan.fr/>, 2011.
- [34] <http://www.gurit.com/>
- [35] C. D. Rudd, A. C. Long, K. N. Kendall, and C. Mangin, Liquid Moulding Technologies: Resin Transfer Moulding, Structural Reaction Injection Moulding and Related Processing Techniques. Woodhead Publishing, 1997.
- [36] B. Liu, S. Bickerton, and S. G. Advani, "Modelling and simulation of resin transfer moulding (RTM)—gate control, venting and dry spot prediction," Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 27, no. 2, pp. 135–141, 1996.
- [37] MOUTON S., TEISSANDIER D., SEBASTIAN P., NADEAU J.P., Manufacturing requirements in design: The RTM process in aeronautics, Composites: Part A, 41:125-130, 2010.
- [38] MOUTON S., LEDOUX Y., TEISSANDIER D., SEBASTIAN P., Validation of a composite spar design by numerical simulations of the manufacturing process, Int J Adv Manuf Technol, 55: 421-431, 2011.
- [39] MOUTON S., LEDOUX Y., TEISSANDIER D., SEBASTIAN P., Genetic algorithm for design and manufacture optimization based on numerical simulations applied to aeronautic composite parts, NUMIFORM 2010, BookSeries: AIP Conference Proceedings, Vol: 1252, pp: 1150-1159, Pohang (Korea), 2010.
- [40] MOUTON S., LEDOUX Y., TEISSANDIER D., SEBASTIAN P., Validation of a composite spar design by numerical simulations of manufacturing process, 15th International Conference on Composite Structures ICCS 15, Porto, 2009.
- [41] MOUTON S., SEBASTIAN P., TEISSANDIER D., NADEAU J.P., Vers l'introduction de contraintes d'industrialisation en conception préliminaire, 10ème colloque national AIP Primeca, 17-20 Avril 2007.
- [42] Marc WARIS, Blandine TORTECH, Emmanuel MARIN, Alain VAUTRIN, Monitoring the Resin Transfer Moulding process by optical fiber sensor, JNC 17, 2011.
- [43] L. Khoun, R. de Oliviera, V. Michaud, P. Hubert, "Measurement of process-induced strains by fibre bragg grating optical sensor in resin transfer moulding", ICCM, Edinburgh, 2009.
- [44] J. M. Balvers, H. E. N. Bersee, A. Beukers, "Settling of glass woven fabric in steel RTM mould: impact on residual stresses", 2009.
- [45] X. A. Aduriz, C. Lupi, N. Boyard, J. L. Bailleul, D. Leduc, D. Delaunay, C. Boisrobert, "Fibre optic sensors applied to resin transfer molding: a powerful way for in-situ quantitative control and optimization", FPCM-9, 2008.
- [46] D. Lecointe, « Caractérisation et simulation des processus de transferts lors d'injection de résine pour le processus RTM. », Thèse de l'Ecole doctorale sciences pour l'ingénieur de Nantes, 1999.
- [47] <http://www.piv-composites.fr/>

- [48] F. Zaixia, Zhangyu, C. Yanmo, L. Hairu. Investigation on the Tensile Properties of Knitted Fabric Reinforced Composites made from GF–PP Commingled Yarn Preforms with Different Loop Densities. *J Thermoplast Compos. Mater*, 2006, Vol.19, 113-126
- [49] R.I. Shekar, T.M. Kotresh, A.S. K. Prasad, P.M.D. Rao, T. Ananthkrishnan, M.N.S. Kumar, Siddaramaiah. Hybrid Fabrics for Structural Composites. *Journal of Industrial Textiles*, Vo.41, n°1, pp.70-103, 2011
- [50] W. Hufenbach R. Böhm, M. Thieme, A. Winkler, E. Mäder, J. Rausch, M. Schade. Polypropylene/glass fibre 3D-textile reinforced composites for automotive applications. *Materials and Design* 32 (2011) 1468–1476
- [51] Mäder E, Rausch J, Schmidt N. Commingled yarns – processing aspects and tailored surfaces of polypropylene/glass composites. *Composites Part A* 2008;39:612–23.
- [52] J. Fitoussi, M. Bocquet, F. Meraghni. Effect of the matrix behavior on the damage of ethylene–propylene glass fiber reinforced composite subjected to high strain rate tension. *Composites: Part B* 45 (2013) 1181–1191
- [53] W. Hufenbach, A. Langkamp, A. Hornig, M. Zschehyge, R. Bochynek. Analysing and modelling the 3D shear damage behaviour of hybrid yarn textile-reinforced thermoplastic composites. *Composite Structures* 94 (2011) 121–131
- [54] Griffiths B. Glass-reinforced thermoplastic succeeds in car crash structure. *Compos Technol* 2006:52–4.
- [55] A. Mountasir, G. Hoffmann, C. Cherif. Development of weaving technology for manufacturing three-dimensional spacer fabrics with high-performance yarns for thermoplastic composite applications: An analysis of two-dimensional mechanical properties. *Textile Research Journal*, 81(13) 1354–1366, 2011.
- [56] A. Mountasir, G. Hoffmann, C. Cherif, M. Loser, A. Muhl, K. Grossmann. Development of non-crimp multi-layered 3D spacer fabric structures using hybrid yarns for thermoplastic composites. *Procedia Materials Science* 2 (2013) 10 – 17
- [57] M. CHATAIN, "Matériaux composites : présentation générale," *Techniques de l'ingénieur*, Octobre 2001
- [58] [2] A. Miravete, 3-D Textile reinforcements in composite materials. Woodhead Publishing, 1999
- [59] F. K. Ko and G. W. Du, "Textile Preforming," in *Handbook of Composites*, Springer, 1998, pp. 397–424.
- [60] S. M. Lee, *Handbook of composite reinforcements*. John Wiley & Sons, 1992.
- [61] K. Fukuta, E. Aoki, and Y. Nagatsuka, "3-D fabrics for structural composites'," in *15th Textile Research Symposium*, Philadelphia, PA, 1986.
- [62] Kamiya R, Cheeseman B A, Popper P and Chou T-W (2000), Some recent advances in the fabrication and design of three dimensional textile preforms : a review, *Composites Sciences and technology*, 60, 33-47.
- [63] B. K. Behera and B. K. Hari, *Woven textile structure : theory and application*, Cambridge : Woodhead Pub., 2010
- [64] D. WEIDMANN, *Aide-mémoire Textiles techniques*, Dunod, Ed., 2010. Chapitre I – Revue de la littérature
- [65] L. CARAMARO, "Textiles à usage technique," *Techniques de l'ingénieur*, Avril 2006.
- [66] B., Leong, K. H. and Herszberg, I. Lee, "Effect of weaving on the tensile properties of carbon fibre tows and woven composites," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, no. 20, pp. 652-670, 2001.
- [67] Tong L., Mouritz A.P. and Bannister M.K. 2002, *3D fibre reinforced composites*, Elsevier Science Ltd. UK.
- [68] G. DUSSERRE, G. BERNHART L. BALEA, "Composites à renfort tricoté : Relations entre contexture, nature du renfort et propriétés mécaniques du composite infusé," in *Comptes-rendus des JNC 17*, Poitiers, 2011.
- [69] Leong KH, Falzon PJ, Bannister MK, Herszberg I. An investigation of the mechanical performance of Milano rib weft-knit glass/epoxy composites. *Composite Science and Technology* 1998;58:239–251.

- [70] Verpoest I, Gommers B, Huymans G, Ivens I, Luo Y, Pandita S, Phillips D. The potential of knitted fabrics as a reinforcements for composites, Proceedings of the 11th International Conference on Composite Materials, 14–18 July 1997, pp. 1-108–1-133.
- [71] K.H. LEONG, I. HERSZBERG, H. HAMADA O.A. KHONDKER, "Impact and compression after-impact performance of weft-knitted glass textile composites," Composites Part. A, no. 36, pp. 638-648, 2005.
- [72] Birkefeld, K., Röder, M., von Reden, T., Bulat, M., Drechsler, K.: Characterization of Biaxial and Triaxial Braids: Fiber Architecture and Mechanical Properties. Appl Compos Mater 19, 259–73 (2012)
- [73] Smith LV, Swanson SR. Selection of carbon fiber 2D braid preform parameters for biaxial loading. American Society of Mechanical Engineers, Materials Division (Publication) MD, vol. 48; 1994. p. 33–44.
- [74] Phoenix SL. Mechanical response of a tubular braided cable with an elastic core. Text Res J 1978;48(2):81–91.
- [75] Sainsbury-Carter JB. Braided composites: a material form providing low cost fabrication techniques. In: National SAMPE symposium and exhibition (proceedings), vol. 30; 1985. p. 1486–97.
- [76] Croon C. Braided fabrics properties and applications. In: National SAMPE symposium and exhibition (proceedings); 1984. p. 611–24.
- [77] C. Ayranci and J. Carey, 2D braided composites : A review for stiffness critical applications, Composite Structures, vol. 85, pp. 4358, Sept. 2008.
- [78] 4. Falzon, P. J. and Herszberg, I., "Mechanical performance of 2-D braided carbon/epoxy composites," Comp. Sci. Tech., 58 (2), 253 (1996).
- [79] Robert M. J. 1999, Mechanics of composite materials, 2nd ed., Taylor & Francis Group, United States of America.
- [80] L. GORNET, Généralités sur les matériaux composites, 2008.
- [81] Kaw A.K. 2006, mechanics of composite material, Taylor & Francis Group, United States of America.
- [82] A.P. MOURITZ, M.K. BANNISTER L. TONG, 3D Fibre reinforced polymer composites: Elsevier, 2002.
- [83] Anabara M, Yasui Y and Omori H., 1992, Three dimensional fabric and method for producing the same, Patent 5137058, USA.
- [84] Chou T.W., 1992, Microstructural design of fiber composites. Cambridge: Cambridge University Press, pp.382–390.
- [85] Sih G.C. and Skudra A.M., 1986, Failure mechanics of composites, New York: Elsevier Science Publishers BV
- [86] K. vallons et all. The influence of the stitching pattern on the internal geometry, quasi-static and fatigue mechanical properties of glass fibre non-crimp fabric composites. Composites: Part A 56 (2014) 272–279
- [87] Mateusz Koziol. Experimental study on the effect of stitch arrangement on mechanical performance of GFRP laminates manufactured on a basis of stitched preforms. Journal of Composite Materials 46(2012): 1067-1078
- [88] K.T. Tan, N. Watanade and Y. Iwahori. Impact damage resistance, response, and mechanisms of laminated composites reinforced by through-thickness stitching. International Journal of Damage Mechanics 21(2012): 51-80
- [89] K.T. Tan et all. Understanding effectiveness of stitching in suppression of impact damage: An empirical delamination reduction trend for stitched composites. Composites: Part A 43 (2012) 823–832
- [90] Mouritz A. P, Cox BN., 2000, A mechanistic approach to the properties of stitched laminates. Composite Part A, vol.: 31(1), p.: 1–27.
- [91] Mouritz A. P., 2007, Compression properties of z-pinned composite laminates. Composite Science Technology, vol.: 67(15-16), p.:3110–20.
- [92] Cartié DDR, Troulis M, Partridge IK., 2006, Delamination of Z-pinned carbon fibre reinforced laminates. Composite Science and Technology, vol.: 66(6), p.: 855–61.

- [93] TM Koh, MD Isa, P Chang and AP Mouritz. Improving the structural properties and damage tolerance of bonded composite joints using z-pins. *Journal of Composite Materials* 46(2012): 3255-3265
- [94] Mouritz A. P, Cox BN, 2010, A mechanistic interpretation of the comparative in-plane mechanical properties of 3D woven, stitched and pinned composites. *Composite Part A Applied Science Manufacture*, vol.: 41(6), p.:709–28.
- [95] Chang P, Mouritz AP, Cox BN., 2006, Properties and failure mechanisms of z-pinned laminates in monotonic and cyclic tension. *Composites A*, vol.: 37, p.: 1501–13.
- [96] Chang P, Mouritz AP, Cox BN., 2007, Flexural properties of z-pinned laminates, *Composites A*, vol.: 38, p.: 224–51.
- [97] G.-W. Du and F. Ko, « Analysis of multiaxial warp knit preforms for composite reinforcements » vol. 2 , pp. 1583-1588, June 2012.
- [98] A. Petriccione et al. A stiffness volume averaging based approach to model non-crimp fabric reinforced composites. *Composites Science and Technology* 72 (2012) 360–369
- [99] Bibo GA, Hogg IJ, Kempb M., 1997, mechanical characterization of glass- and composites made with non-crimp fabrics. vol.: 57 p.: 1221-41.
- [100] Edgren et al. Damage tolerance analysis of NCF composite sandwich panels. *Composites Science and Technology* 68 (2008) 2635–2645
- [101] Bibo G., Hogg P., Backhouse R, Mills a., 1998, Carbon-fibre non-crimp fabric laminates for cost-effective damage-tolerant structures, *Journal of Composite Science Technology*, vol.: 58(1), p.: 129–43.
- [102] T.-W. Chou, *Microstructural Design of Fiber Composites*. Cambridge University Press, 2005.
- [103] R. Arbter, J. M. Beraud, C. Binetruy, L. Bizet, J. Bréard, S. Comas-Cardona, C. Demaria, A. Endruweit, P. Ermanni, F. Gommer, S. Hasanovic, P. Henrat, F. Klunker, B. Laine, S. Lavanchy, S. V. Lomov, A. Long, V. Michaud, G. Morren, E. Ruiz, H. Sol, F. Trochu, B. Verleye, M. Wietgreffe, W. Wu, and G. Ziegmann, “Experimental determination of the permeability of textiles: A benchmark exercise,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, no. 9, pp. 1157–1168, Sep. 2011.
- [104] B. Van Den Broucke, N. Hamila, P. Middendorf, S. Lomov, P. Boisse, and I. Verpoest, “Determination of the mechanical properties of textile-reinforced composites taking into account textile forming parameters,” *International Journal of Material Forming*, vol. 3, pp. 1351–1361, 2010.
- [105] I. M. Daniel, J.-J. Luo, and P. M. Schubel, “Three-dimensional characterization of textile composites,” *Composites Part B: Engineering*, vol. 39, no. 1, pp. 13–19, Jan. 2008.
- [106] M. Ansar, W. Xinwei, and Z. Chouwei, “Modeling strategies of 3D woven composites: A review,” *Composite Structures*, vol. 93, no. 8, pp. 1947–1963, juillet 2011.
- [107] X. Chen, L. W. Taylor, and L.-J. Tsai, “An overview on fabrication of three-dimensional woven textile preforms for composites,” *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 9, pp. 932–944, Jun. 2011.
- [108] I. M. Daniel, J.-J. Luo, and P. M. Schubel, “Three-dimensional characterization of textile composites,” *Composites Part B: Engineering*, vol. 39, no. 1, pp. 13–19, Jan. 2008.
- [109] M. Ansar, W. Xinwei, and Z. Chouwei, “Modeling strategies of 3D woven composites: A review,” *Composite Structures*, vol. 93, no. 8, pp. 1947–1963, juillet 2011.
- [110] X. Chen, L. W. Taylor, and L.-J. Tsai, “An overview on fabrication of three-dimensional woven textile preforms for composites,” *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 9, pp. 932–944, Jun. 2011.
- [111] N. Khokar and E. Peterson, « An experimental uniaxial noobing device : Construction, method of operation and related aspects », *Journal of the Textile Institute*, vol. 90, no. 1, pp. 5-242, 1999.
- [112] N. Khokar, « Noobing : a nonwoven 3D fabric-forming process explained », *Journal of the Textile Institute*, vol. 93, no. 1, pp. 52-74, 2002.
- [113] D. Bigaud, L. Dréano and P. Hamelin, « Models of interactions between process, microstructure and mechanical properties of composite materials- a study of the interlock layer to layer technique », *Composite structures*, vol. 67, pp. 99-114, Jan. 2005.
- [114] H. H. Akiyama Y, Y. Maekawa Z, « Braid and braiding method – patent 5385077 », 1995.
- [115] K. Bilisik, « Three dimensional braiding for composites : a review », *Textile Research Journal*, July 2012.

- [116] J. H. Byun and T.W. Chou, « Process microstructure relationship of 2-step and 4-step braided composites » *Composites Science and Technology* vol. 56, no. 3, pp. 235-251, 1996
- [117] W. S. Kuo and H. I Chen, « Fabrication and microgeometry of two-step braided composites incorporating pultruded rods », *Composites Science and Technology*, vol. 57 no. 11, pp 1457-1467, 1997.
- [118] W. S. Kuo, T. H. Ko and H. I Chen, « Elastic moduli and damage mechanisms in 3D braided composites incorporating pultruded rods », *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 29, no. 5-6, pp. 681-692, 1998.
- [119] R. F. Mc Connell and P. Popper, « Complex shaped braided structures », Jan. 1988, U.S. Classification : 87/1 International Classification : D04C 106 ; D04C 300.
- [120] R. M. Muck, 'High speed bias weaving and breadinf », Feb. 1969, US Classification : 139/11
- [121] W. D.L. « Thress cell model and 5D braided structural composites », *Composites Science and technology*, vol. 56, no. 3, pp. 225-233, 1996
- [122] L. Chen, X. Tao and C. Choy, « On the microstructure of three dimensional braided preforms » *Composites Science and technology*, vol. 59, no. 3, pp. 391-404, 1999.
- [123] R. A. Florentine, « Apparatus for weaving a three dimensional article », Jan. 1982, US Classification : 87/33 International Classification D04C 100.
- [124] D. Mungalov and A. Boganovich, « Automated 3d braiding machine and method », Aug. 2002, US Classification : 87/33 International Classification D04C/306.
- [125] J. Hu, 3D fibrous assemblies : properties, applications and modeling of three-dimensional textile structures, Cambridge : Woodhead, 2008
- [126] M. Ansar, et al, « Modeling strategies of 3D woven composites: A review », *Composite Structures* 93, no 8 (juillet 2011): 1947-1963.
- [127] Lomov S., Verpoest I., Robitaille F., 2005, Manufacturing and internal geometry of textiles chapter of Design and manufacture of textile composites Edited by Long A.C., Woodhead Publishing Limited and CRC Press LLC.
- [128] Y. Tanzawa, N. Watanabe, et T. Ishikawa, « Interlaminar fracture toughness of 3-D orthogonal interlocked fabric composites », *Composites Science and Technology* 59, no 8 (juin 1999).
- [129] J. N. Baucom et M. A. Zikry, « Evolution of Failure Mechanisms in 2D and 3D Woven Composite Systems Under Quasi-Static Perforation », *Journal of Composite Materials* 37, no 18 (janvier 1, 2003): 1651-1674.
- [130] Ko F, Hartman D. Impact behaviour of 2D and 3D glass–epoxycomposites. *SAMPE Journal* 1986;22:26–30.
- [131] Reedy ED, Guess TR. Additional comparisons of interlocked fabric and laminated fabric Kevlar 49/epoxy composites. *Journal of Composite Technology and Research* 1986;8:163–168.
- [132] Chou S, Chen HC, Wu CC. BMI resin composites reinforced with 3D carbon–fibre fabrics. *Composite Science and Technology* 1992;43:117–128.
- [133] Voss S, Fahmy A, West H. Impact tolerance of laminated and 3-dimensionally reinforced graphite–epoxy panels. In: Chandra T,Dhingra AK, editors. *Advanced composites 93: international conference on advanced composite materia1s*, The Minerals, Metals and Materials Society, 1993. pp. 591–596.
- [134] Billaut F, Roussel O. Impact resistance of 3-D graphite/epoxy composites. In: Portsartip A, Street K, editors. *Proceedings of the Tenth International Conference on Composite Materials, ICCM-10*, Woodhead, 1995 14–18 August, pp. V551–V58.
- [135] Guenon V.A., T.-W. Chou and J.W. Gillespie, 1989, Toughness properties of a three-dimensional carbon-epoxy composite, *Journal of Material Science*, vol.:24, p.: 4168-4175.
- [136] Cox B. N., Dadkhah M. S., Morris W. L., Flintoff J. G., 1994, Failure mechanisms of 3D woven composites in tension, compression, and bending, *Acta Materialla Material*, vol.: 42(12), p.: 3967-84.
- [137] Rudov-Clark S, Mouritz a. P, Lee L, Bannister MK., 2003, Fiber damage in the manufacture of advanced three-dimensional woven composites. *Composite Part A, Applied Science Manufacture*, vol.: 34(10), p.: 963–70.

- [138] L. Lee et al. « Effect of weaving damage on the tensile properties of three-dimensional woven composites », *Composite structure* 57, 405-413, 2002.
- [139] Cox, B. N., Dadkhah, M. S., Morris, W. L. and Flintoff, J. G., "Failure mechanisms of 3D woven composites in tension, compression, and bending," *Acta Metall. Mater.*, 42 (12), 3967 (1994).
- [140] Cox B. N., Dadkhah M. S., Morris W. L., 1995-a, On the tensile composites failure of 3D woven, *Composite: Part A*, vol.: 27, p.:447
- [141] Dickinson L, Mohammed MH, Klang E. Impact resistance and compression properties of three-dimensional woven carbon/epoxy composites, *ECCM-4*, 25–28 September, Stuttgart, Germany, Amsterdam: Elsevier, 1990 pp. 659–64.
- [142] Ding YQ, Wenger W, McIlhagger R. Structural characterisation and mechanical properties of 3-D woven composites, *European SAMPE 1993*, pp. 1–9.
- [143] Arendts FJ, Drechsler K, Brandt J. Manufacturing and mechanical performance of composites with 3-D woven fibre reinforcement, *Fourth Textile Structural Composites Symposium*, Philadelphia, July 1989.
- [144] Farley GL, Smith BT, Maiden J. Compressive response of thick layer composite laminates with through-the-thickness reinforcement. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 1992;11:787–810.
- [145] A.P. Mouritz et al. « Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composite », *Composite : Part A (1445-1461)*, 1999.
- [146] Solden JA and Hill BJ. Conventional weaving of shaped preforms for engineering composites. *Composite Part A* 1998; 29: 757–762.
- [147] Chen X. et all. An overview on fabrication of three-dimensional woven textile preforms for composites *Textile Research Journal* 2011 81: 932
- [148] Tong L., Mouritz A.P. and Bannister M.K. 2002, *3D fibre reinforced composites*, Elsevier Science Ltd. UK.
- [149] Rudov-Clark S, Mouritz a. P, Lee L, Bannister MK., 2003, Fiber damage in the manufacture of advanced three-dimensional woven composites. *Composite Part A, Applied Science Manufacture*, vol.: 34(10), p.: 963–70.
- [150] Yamamoto T, Nishiyama S, Shinya M. Study on weaving method for three-dimensional textile structural composites, *Proceedings of the Fourth Japan International SAMPE Symposium*, 25–28 September, Tokyo, Japan, SAMPE, 1975, pp. 655–660.
- [151] A. Leca, X. Legrand, D. Soulat, J. Breard, J. Bardy, Characterization of the carbon fiber damage during the fibrous preform manufacturing processes, *JNC 18*, 2012.
- [152] N. Khokar, « Network-like woven 3D fabric material », Feb. 2001. U.S. Classification : 138/1.00R International Classification : D03D 4100.
- [153] N. Khokar, « Woven 3D fabric material », Jan. 2002. U.S. Classification : 139/11 International Classification : D03D 4100.
- [154] N. Khokar, « 3D-weaving : theory and practice », *Journal of the Textile Institute*, vol. 92, no. 1, pp. 193-207, 2001.
- [155] A.P. Mouritz et al. « Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composite », *Composite : Part A (1445-1461)*, 1999.
- [156] Gibbon J. Knitting in the third dimension. *Textile Horizons* 1994;14:22.
- [157] Sheffer E, Dias T. Knitting novel 3-D solid structures with multiple needle bars, *Proceedings of the UMIST Textile Conferences— Textile Engineered for Performance*, Manchester, UK, April 1998, pp. 20–22.
- [158] K.L. Loewenstein, *The Manufacturing Technology of Continuous Glass Fibers*, 3rd revised ed., Elsevier, 1993
- [159] F.T. Wallenberger, Melt viscosity and modulus of bulk glasses and fibers : challenges for the next decade, in *Present State and Future Prospects of glass science and Technology*, Proc. of the Borbert Kreidl Symposium (Triesenberg, Liechtenstein), 1994, p 63-78.

- [160] F.T. Wallenberger, Structural Silicate and Texturizing Silica Glass Fibers, in Advanced Inorganic Fibers Processes, Structures processes, Structures, Properties, Application, F.T. Wallenberger, Ed. Kluwer Academic publishers, 1999, o 129-168.
- [161] Robert HAUSRATH, Anthony Longobardo, Brian RUPPEL, High Modulus glass fibres, WO 2014062715 A1
- [162] Hull D., ed. 1995. An introduction to composite materials. 8 ed. Cambridge Solid State Science Series.
- [163] F. T. Wallenberger, James C. Watson, and Hong Li, Glass Fibers, ASM Handbook, Vol. 21: Composites (#06781G,) 2001
- [164] W.W. Wolf and S.L. Mikesell, Glass fibers, Encyclopedia of Materials Science and Engineering, 1st edition, 1998.
- [165] A. SHINDO, "Report 317," 1961.
- [166] NF EN ISO 10618, "Carbon fibre - Determination of tensile properties of resin-impregnated yarn," 2005.
- [167] D. L Chung, *Carbon Fibers.*: Butterworth-Heinemann, 1994.
- [168] Laurence CARAMARO, "Fibres et fils à usage technique," Techniques de l'ingénieur, 10 nov. 2005
- [169] Gay. D – Matériaux composites, 4e édition, Collection Hermes, Paris, Editions Hermes, 1997, p672.
- [170] <http://www.dupontdenemours.fr/>
- [171] M. Lefebvre, Résistance à l'impact balistique de matériaux composites à renforts interlocks tissés Application au blindage de véhicules, Thèse de l'Université de Valenciennes et du Haut-Cambrésis 2011
- [172] B. Provost, Etude et réalisation d'une solution composite à renfort tissé interlock pour la protection balistique de véhicule, Thèse de l'Université de Valenciennes et du Haut-Cambrésis 2013
- [173] Guy DUPUET, "Fibres de carbone," Techniques de l'ingénieur, Ref AM5134, Avril 2008.

Chapitre II. Développements de préformes complexes, caractérisation et mise en œuvre de croisements de raidisseurs composites.

Suite au premier chapitre à visée bibliographique permettant de poser les jalons technologiques et techniques, ce deuxième chapitre est dédié au développement de pièces composites. Ce développement passe dans un premier temps par l'élaboration d'une structure de renfort permettant au composite de se doter d'un comportement mécanique répondant au cahier des charges de la pièce. Ce cahier des charges, par le biais d'une pré-étude mécanique, sera détaillé dans ce chapitre. Dans un deuxième temps, une nouvelle technologie de structuration permettant de produire la structure précédemment définie sera développée et présentée. Des préformes, dépendant de paramètres liés au procédé ou au matériau, seront ensuite produites via ce procédé puis mises en œuvre. Enfin les pièces composites élaborées seront analysées et optimisées par comparaison avec le cahier des charges initialement défini. Des liens entre paramètres procédés, paramètres matière et paramètre pièces seront mis en évidence.

Table des matières.

Table des matières.	68
Table des figures.....	70
Liste des tableaux.....	72
I. Développement de préformes complexes.....	73
A. Définition du cahier des charges.....	73
B. Pré-étude mécanique.....	75
1. Introduction.....	75
2. Méthode.....	76
3. Résultats.....	77
4. Cahier des charges structurel du renfort.....	80
C. Structure proposée.....	81
1. Structure tressée.....	81
2. Structure « 4 Directions ».....	82
3. Structure « tissée interlock ».....	83
4. Conclusion.....	85
II. Développement du procédé et du démonstrateur de structuration de renfort.....	86
A. Analyse fonctionnelle du procédé de structuration.....	86
B. Description du procédé de structuration MAPICC.....	87
C. Analyse fonctionnelle du démonstrateur.....	87
1. FP1 : Arrangement.....	88
A. Respecter la géométrie.....	89
b. Réguler la tension.....	89
c. Maintenir les éléments fibreux.....	91
2. FP2 : Structuration.....	92
a. Créer la foule.....	93
b. Insérer les éléments fibreux - Compacter la structure créée.....	94
D. Présentation du démonstrateur développé.....	95
1. Maintien des éléments fibreux.....	95
2. Respect de la géométrie.....	96
3. Réguler la tension.....	97
4. Créer la foule.....	98
5. Insérer les éléments fibreux / Compacter la structure.....	99

E.	Paramétrisation du procédé : application au démonstrateur.....	100
III.	Production de préformes paramétrisées.	101
A.	Description des étapes de production	101
B.	Production d'échantillons	102
IV.	Mise en œuvre composite.....	105
A.	Principes de mise en œuvre thermoplastique.	105
B.	Définition de la valeur des paramètres de mise en œuvre.	106
C.	Développement du moule.....	108
D.	Procédés de mise en œuvre retenu	111
V.	Analyse de raidisseurs composites.....	112
A.	Méthodologie	112
1.	Objectifs.....	112
2.	Paramètres de caractérisation.	112
3.	Protocole d'acquisition des coupes.....	113
4.	Protocole d'acquisition de clichés numériques.....	114
5.	Grille de caractérisation et paramètres.	115
B.	Résultats : Echantillons de « caractérisation ».....	117
1.	Echelle macroscopique.....	117
2.	Echelle mésoscopique.	120
3.	Echelle microscopique.....	125
C.	Résultats : Echantillons en « verre-polypropylène ».....	128
1.	Echelle macroscopique.....	128
2.	Echelle mésoscopique	129
3.	Echelle microscopique.....	131
D.	Conclusion	133
VI.	Conclusion.	135
VII.	Bibliographie.....	136

Table des figures.

Figure II-1 - Illustration du renfort d'un croisement de raidisseurs.	74
Figure II-2 - Modélisation d'un panneau auto-raidi.	75
Figure II-3 - Assemblage de poteaux métalliques soumis à une compression selon l'axe 1 [2].	79
Figure II-4 - Structures de renfort retenues pour le croisement de raidisseurs. [3]	81
Figure II-5 - Structure de renfort tressé pour le croisement de raidisseurs.....	82
Figure II-6 - Structure de renfort « 4D » pour le croisement de raidisseurs.	83
Figure II-7 - Structure de renfort « tissé Interlock » pour le croisement de raidisseurs	84
Figure II-8 - Analyse fonctionnelle du besoin du procédé MAPICC 3D.	86
Figure II-9 - Principe du procédé de structuration MAPICC.	87
Figure II-10 - Analyse fonctionnelle du besoin du démonstrateur.....	88
Figure II-11 - Diagramme FAST de la fonction Arrangement des éléments fibreux.....	89
Figure II-12 - Diagramme FAST de la fonction structuration.....	92
Figure II-13 - Organe de maintien des éléments fibreux développé.....	95
Figure II-14 - Présentation des modules développés.	96
Figure II-15 - Orientation possible des boucles d'éléments fibreux.....	96
Figure II-16 - Arrangement des éléments fibreux : tête de tissage et peigne 3D.	97
Figure II-17 - Système de régulation de tension global.....	98
Figure II-18 - Organe de régulation de tension indépendant.....	98
Figure II-19 - Système de création de la foule.....	99
Figure II-20 – Etape de préparation du démonstrateur	101
Figure II-21 – Etape d'arrangement des éléments fibreux.....	101
Figure II-22 - Etape de structuration	102
Figure II-23 - Croisement de raidisseur verre/PP et raidisseur rectiligne verre/PP.	103
Figure II-24- Croisement de raidisseur polyester et raidisseur polyester.	104
Figure II-25 - Eprouvette de comelés.	106
Figure II-26 - Presse chauffante du GEMTEX.....	107
Figure II-27 - Dispositif permettant l'étude de la compaction des raidisseurs rectilignes.....	108
Figure II-28 - Influence de la compaction dans l'épaisseur des raidisseurs rectilignes.....	109
Figure II-29 - Influence de la compaction dans la largeur des raidisseurs rectilignes.....	109
Figure II-30 - Moule développé pour la consolidation de croisements de raidisseurs.	110
Figure II-31 - Evolution des paramètres de consolidation au cours du temps.....	111
Figure II-32 - Croisements de raidisseur consolidés: polyester/epoxy et verre/polypropylène.....	111
Figure II-33 - Illustration des sections utilisées pour la caractérisation.	114
Figure II-34 - Equipement d'acquisition numérique.....	114
Figure II-35 - Image numérique d'échantillon produit.	115
Figure II-36 - Grille de caractérisation des fils de chaîne pour des coupes xi et yi	116
Figure II-37 - Dimensions moyennes des branches des différentes pièces produites.	118
Figure II-38 - Evolution de la largeur (A) et de l'épaisseur (B) de la branche en fonction de la tension d'insertion.	119
Figure II-39 - Evolution de la section de la branche du raidisseur en fonction de la tension d'insertion.	120
Figure II-40 - Système de quantification des densités de fils.	121
Figure II-41 - Orientation et chemin des fils de trames liants (a), de trames non liants (b) et chaînes (c).....	122
Figure II-42 - Section de la zone d'interface.....	124

Figure II-43 - Arrangement vertical des fils composant une boucle.	126
Figure II-44 - Arrangement horizontal des fils composant une boucle.	126
Figure II-45 – Géométrie des différentes sections des fils de chaîne.....	127
Figure II-46 - Dimensions macroscopiques moyennes.....	129
Figure II-47 - Décomposition du chemin cyclique des fils de trame en segments rectilignes.	130
Figure II-48 - Variation des paramètres moyens microscopiques des fils en fonction de la position de mesure dans l'échantillon.	132

Liste des tableaux.

Tableau II-1 - Sollicitations appliquées au panneau auto-raidi métallique.....	76
Tableau II-2 - Concentrations de contraintes lors d'une traction selon l'axe 3.	78
Tableau II-3 - Variantes pour réguler la tension.....	91
Tableau II-4 - Variantes pour le maintien d'élément fibreux.	92
Tableau II-5 - Variantes pour la création de la foule.	93
Tableau II-6 - Variantes pour l'insertion d'éléments fibreux.....	94
Tableau II-7 - Description des paramètres et appellations propres au procédé.....	100
Tableau II-8 - Caractéristiques du fil comêlé verre/polypropylène.....	102
Tableau II-9 - Caractéristiques du fil de caractérisation de Polyester.....	103
Tableau II-10 - Récapitulatif des préformes produites.....	104
Tableau II-11 - Paramètres influant sur le procédé de consolidation.	106
Tableau II-12 - Configurations de consolidation des éprouvettes.	107
Tableau II-13 - Paramètres de caractérisation	113
Tableau II-14 - : Paramètres « pièce » de caractérisation.....	117
Tableau II-15 - Densité de fils d'échantillons produits	121
Tableau II-16 - Différence d'orientation moyenne des différents types de fils dans la branche.....	123
Tableau II-17 - Embuvage moyen des différents types de fils dans la branche.	124
Tableau II-18 - Embuvage et différence d'orientation des fils dans l'interface.	125
Tableau II-19 – Caractéristiques et fréquence des différentes sections moyennes des fils de chaîne.	127
Tableau II-20 - Embuvage et différence d'orientation moyens des fils.	130
Tableau II-21 - Valeur de l'aspect ratio de la section du fil de chaîne (i,j)	133

I. Développement de préformes complexes.

La partie bibliographique relative à l'étude des renforts composites a montré que la structure de ces derniers avait une influence majeure sur les propriétés mécaniques de la pièce associée. L'objectif de cette partie est donc de définir une structure de renfort optimale répondant au mieux au cahier des charges du croisement de raidisseurs. Dans cette optique, après avoir rappelé les objectifs du projet MAPICC, une pré-étude mécanique sera menée, soumettant la pièce développée à diverses sollicitations et permettant ainsi de localiser les zones où les contraintes sont les plus importantes en conditions d'utilisation. Cette connaissance de la répartition des contraintes permettra ainsi de disposer au mieux les éléments fibreux de renfort et donc de proposer une structure de renfort cohérente.

A. Définition du cahier des charges.

Dans le chapitre 1, une approche fonctionnelle de la pièce et de son environnement a permis de définir un cahier des charges relatif à la pièce, celui-ci est rappelé ci-dessous :

- *Composite. Pour des nécessités de réduction de masse, on substitue les raidisseurs métalliques par des raidisseurs composite ayant des rapports performances/masse bien supérieurs.*
- *Géométrie complexe. En assurant la continuité du matériau et en ayant une géométrie de pièce équivalente à celle de la géométrie de renforcement, on optimise les performances de nos structures auto-raidies. La production de pièces à géométrie complexe, par opposition aux procédés d'assemblages, est rendue possible par les procédés étiquetés « one-shot » ou « net-shape ».*
- *Gain de productivité, réduction des coûts de production. L'une des thématiques du programme MAPICC est de réduire les coûts (-38%) et temps (-25%) de production par rapport aux procédés existants. L'objectif est ici de produire de grandes séries à coûts réduits.*

L'objectif de cette section est donc ici de transposer un cahier des charges pièce vers un cahier des charges relatif au renfort.

Comme présenté précédemment (cf. chapitre I, partie [I.C]), il existe plusieurs méthodes d'assemblages permettant d'obtenir des pièces composites à géométrie complexes à partir de différentes préformes. Cependant ces assemblages comportent des zones de faiblesses associées aux zones d'interface entre les différents composants.

Pour réduire ces zones de faiblesse et donc optimiser le comportement mécanique, l'idée est de produire une pièce composite à géométrie complexe composée d'une unique préforme. Cet unique renfort se doit donc d'être doté de certaines caractéristiques :

- La préforme se doit de posséder une géométrie finale identique à celle de la pièce. Ainsi, on souhaite obtenir un renfort « one-shot » ayant la géométrie d'un croisement de deux raidisseurs (figure 1). Ce renfort est caractérisable par la présence de quatre branches (A, B, C et D) et d'une zone centrale appelée « interface ». On souhaite que ce renfort ait une épaisseur constante sur toute sa géométrie et que chacune des branches soit une structure dite élancée, c'est-à-dire que sa longueur prédomine sur sa largeur et son épaisseur. On fixe la section des branches comme

étant rectangulaire. Sachant que l'on cherche à montrer la faisabilité d'une telle pièce et que nous travaillons à l'échelle de démonstration, les dimensions de la préforme ne sont pas ici strictement fixées.

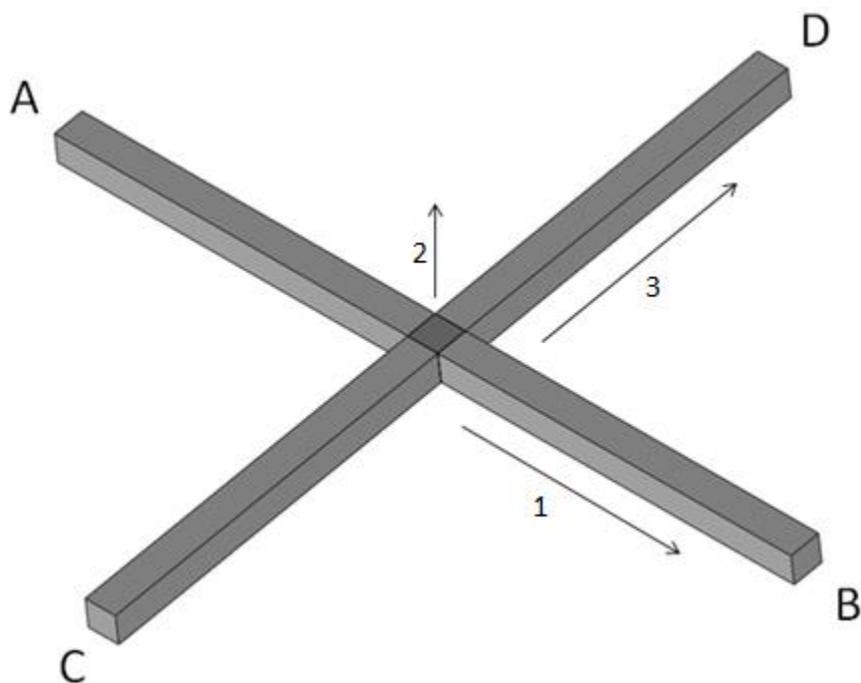


Figure II-1 - Illustration du renfort d'un croisement de raidisseurs.

- Afin d'optimiser les propriétés mécaniques du panneau auto-raidi, le cahier des charges stipule qu'il est nécessaire que le croisement de raidisseur soit un matériau continu, sans aucun assemblage. Dans une approche composite, cela implique une continuité du renfort dans toute la pièce et donc la continuité des éléments fibreux composant ce renfort.
- La pièce composite, de par son rôle permettant la rigidification du panneau devra également posséder un comportement mécanique équivalent dans chacune de ses quatre branches. Il est donc nécessaire d'imposer à chacune des branches un même matériau composite possédant un comportement mécanique défini. On souhaite ainsi que chacune des branches possède une même structure de renfort.
- Le comportement mécanique, comme explicité dans l'état de l'art [Ch1.IV.A.2], est principalement fonction du taux de fibre, des orientations et des densités de renforts présents. Ainsi on cherchera à maximiser le taux de fibre tout en disposant les renforts fibreux dans les directions des sollicitations.

La mise en œuvre rapide et économique des thermoplastiques alliée au rapport performance/prix des fibres de verre conduisent à l'utilisation de composites verre/polypropylène [Ch1.IV.B.2.e] et [Ch1.IV.C.4].

Les paramètres clefs du renfort à développer pour le croisement de raidisseurs sont donc :

- Géométrie de la préforme.
- Continuité de la fibre.

- Utilisation de la même structure de renfort dans chacune des branches.
- Taux de fibre à maximiser.
- Maitrise des orientations et des densités de renforts.
- Utilisation de fils comêlés thermoplastiques.

B. Pré-étude mécanique.

1. Introduction.

Le croisement de raidisseurs développé est une pièce fonctionnelle destinée à venir rigidifier un panneau. Il sera par conséquent, forcément soumis à nombre de sollicitations telles que de la traction, de la compression, du cisaillement ou encore de la flexion. Ces sollicitations pourront même, dans certains cas, être combinées.

Comme présenté dans l'étude bibliographique [Ch1.IV.A.2], les propriétés mécaniques d'une pièce composite sont principalement induites par la structure de son renfort fibreux. Dans une optique d'optimisation du comportement mécanique de la pièce, mais aussi de sa masse, on souhaite mettre en avant l'aspect hétérogène du matériau composite et proposer une structure de renfort localement optimisée. L'objectif est donc ici de proposer localement (à l'échelle d'une région ou zone de la pièce) le renfort permettant de répondre aux mieux aux sollicitations imposées par le milieu d'utilisation de la pièce.

Cette étude a donc pour objet de modéliser le panneau auto-raidi (assemblage constitué d'un panneau et d'un croisement de raidisseur, illustré en figure 2) et de simuler les différentes contraintes liées à son environnement d'utilisation.

Les résultats de cette étude, sous forme d'analyse des concentrations de contraintes, permettront ainsi de déterminer précisément, la manière dont chaque zone du croisement de raidisseurs est sollicitée. Ces résultats permettront par la suite de pouvoir proposer une structure de renfort localement optimisée des plus pertinentes.

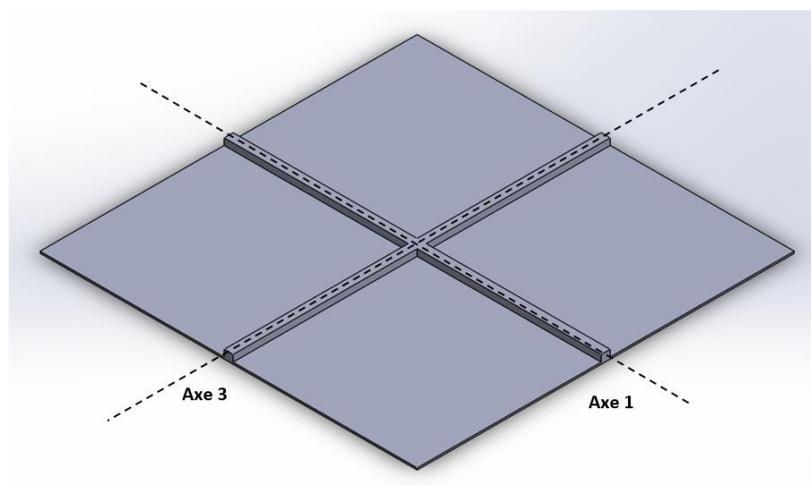


Figure II-2 - Modélisation d'un panneau auto-raidi.

2. Méthode.

L'étude a été réalisée avec le solide dont la géométrie est précisée en figure 2. Il résulte de l'assemblage d'un panneau (carré de 200mm de côté et d'une épaisseur de 2mm) et d'un croisement de raidisseur (la fusion perpendiculaire de deux parallélépipèdes identiques de 200mm de long et d'une section rectangulaire de 9.75mm par 7.22mm). Ce solide a été modélisé sous Solidworks puis importé sous le solveur éléments finis Abaqus.

A cette géométrie, a été assignée une loi de comportement élastique linéaire correspondant aux caractéristiques de l'aluminium (Module d'élasticité 69 GPa, Coefficient de Poisson 0.346). On simule ainsi un panneau auto-raidi métallique possédant un comportement isotrope et homogène dans toute sa géométrie.

Les panneaux auto-raidis ne sont sollicités que dans le plan. Ce modèle a donc été soumis à des cas de chargements particuliers correspondant aux différentes sollicitations (tableau 1) auxquelles est soumis le panneau auto-raidis en conditions d'utilisation:

- Traction selon les axes 1 et 3 (déplacement de 200^E-3 mm).
- Compression selon les axes 1 et 3 (déplacement de 200^E-3 mm).
- Cisaillement dans le plan (1,3) (déplacements de 200^E-3 mm).
- Flexion autour de l'axe 1 et de l'axe 3 (déplacement de 2^E-3 mm).

Par symétrie de la pièce, les études selon les axes 1 et 3 sont confondues.

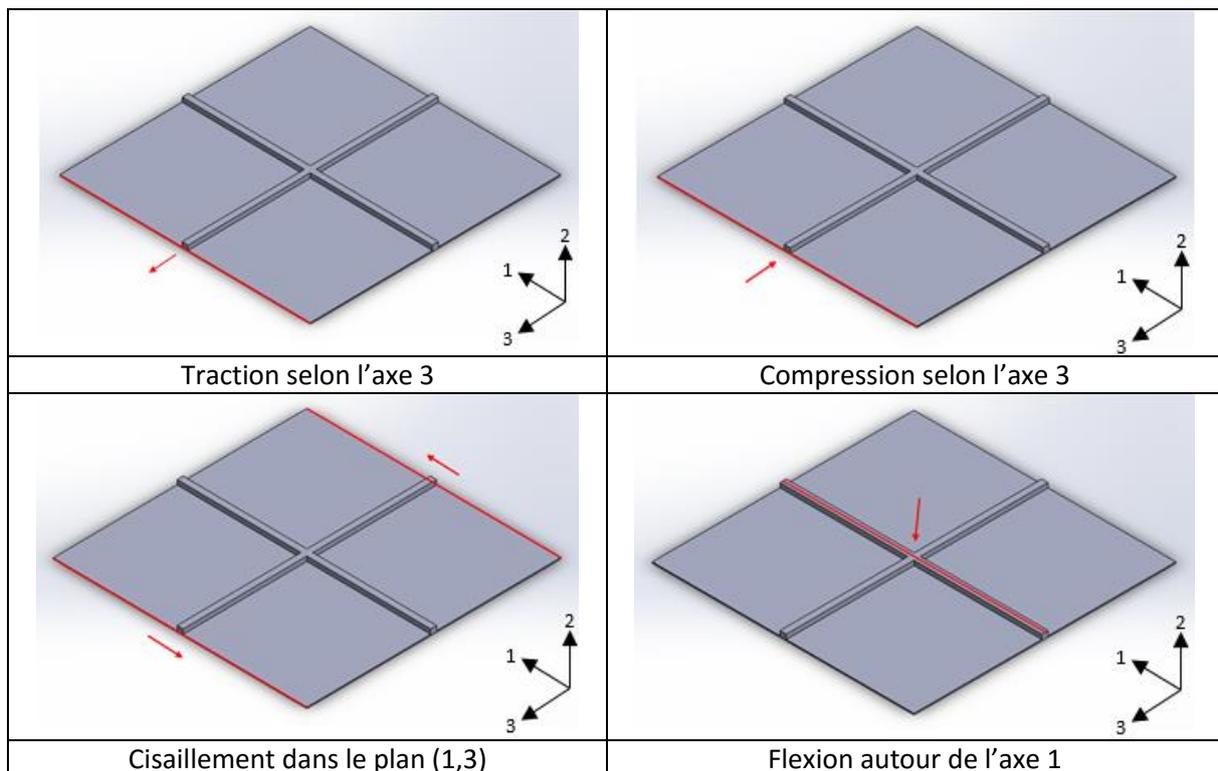


Tableau II-1 - Sollicitations appliquées au panneau auto-raidi métallique

Une étude par cas de chargement (pilote en déplacement) a été effectuée, l'analyse des résultats de chaque étude est présentée dans la partie suivante.

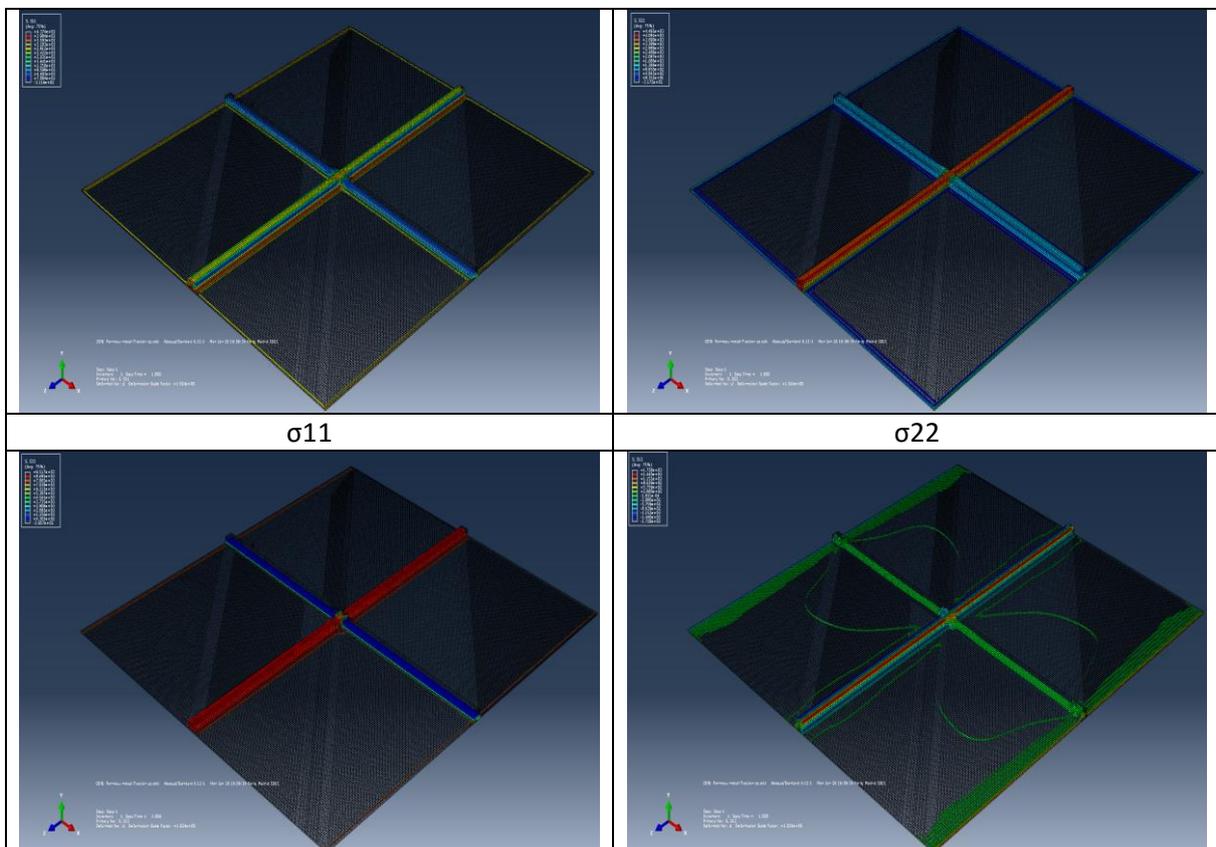
3. Résultats.

Comme présenté dans l'introduction, l'objectif est de cartographier l'ensemble des concentrations de contraintes lorsque l'on soumet le panneau auto-raidi aux différentes contraintes liées à son environnement d'utilisation.

Dans cette partie, on détaillera dans un premier temps les résultats propres à un cas de chargement particulier (la traction selon l'axe 3). De la même manière, on synthétisera ensuite les résultats des autres cas de chargement. Enfin, en recoupant tous les résultats et en prenant en compte les symétries de la pièce, nous définirons les concentrations de contraintes les plus importantes et les régions du croisement de raidisseurs qui leurs sont associées.

Lors d'une traction du panneau auto-raidi dans la direction 3, on note :

- Dans la branche orientée selon 3 : majoritairement des contraintes de traction dans la direction longitudinale (σ_{33}) très importantes ; des contraintes (σ_{11}) de traction et compression dans la direction transverse et des contraintes de traction dans la direction de l'épaisseur (σ_{22}) plus modérées ; des contraintes de cisaillement transverse (σ_{12}) localisées le long des arrêtes de la branche.
- Dans la branche orientée selon 1 : de faibles contraintes de compression (σ_{11}) dans sa direction longitudinale ; de faibles contraintes de traction (σ_{22}) dans la direction de l'épaisseur ; des contraintes de traction (σ_{33}) dans sa direction transverse.
- Dans l'interface, majoritairement des contraintes de traction selon les directions 1 et 3, des contraintes de traction modérées dans la direction de l'épaisseur (σ_{22}) ; des contraintes de cisaillement plan (1,3) localisées aux abords des branches.



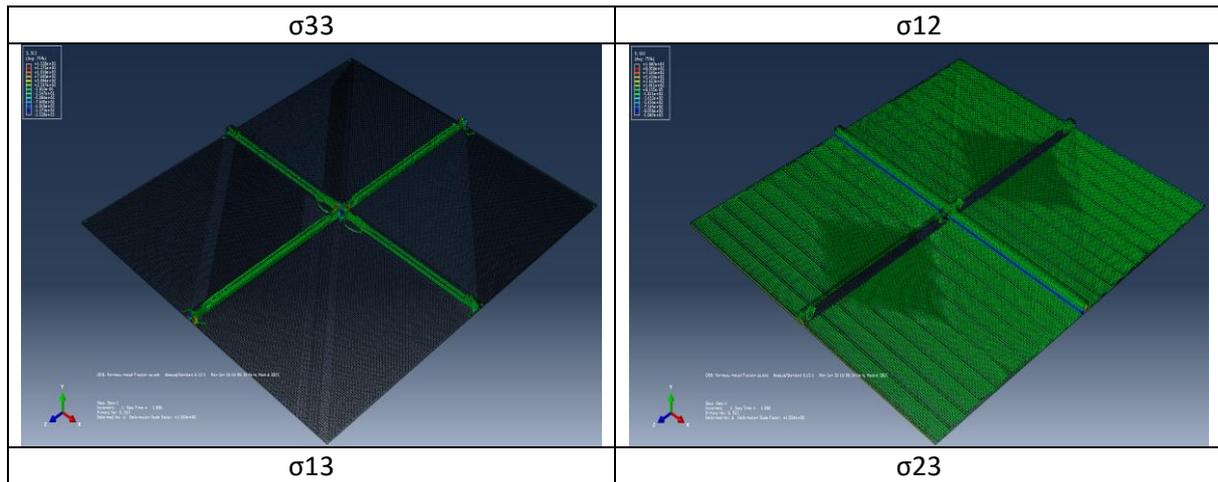


Tableau II-2 - Concentrations de contraintes lors d'une traction selon l'axe 3.

Lors d'une compression du panneau auto-raidi dans la direction 3, on note :

- Dans la branche orientée selon 3 : majoritairement des contraintes de compression longitudinale (σ_{33}) très importantes ; des contraintes (σ_{11}) de traction et compression dans la direction transverse et des contraintes de compression dans la direction de l'épaisseur (σ_{22}) plus modérées ; des contraintes de cisaillement transverse (σ_{12}) localisées le long des arrêtes de la branche.
- Dans la branche orientée selon 1 : de faibles contraintes de compression (σ_{11}) dans sa direction longitudinale ; de faibles contraintes de traction (σ_{22}) dans la direction de l'épaisseur ; des contraintes de traction (σ_{33}) dans sa direction transverse.
- Dans l'interface, majoritairement des contraintes de compression selon les directions 1 et 3, des contraintes de compression modérées dans la direction de l'épaisseur (σ_{22}) ; et des contraintes de cisaillement plan (σ_{13}) localisées aux abords des branches.

Lors d'un un cisaillement du panneau auto-raidi dans le plan (1,3), on note :

- Dans la branche orientée selon 3 : des contraintes de cisaillement plan (σ_{13}) modérées dans l'ensemble de la branche et des contraintes de cisaillement transverse (σ_{23}) localisées le long des arrêtes.
- Dans la branche orientée selon 1 : des contraintes de cisaillement transverse (σ_{12}) importantes localisées dans la partie inférieure de la branche (celle en contact avec le panneau) ; des contraintes de cisaillement (σ_{13}) importantes localisées dans la partie inférieure de la branche (celle en contact avec le panneau).
- Dans l'interface, des contraintes de traction et compression dans la direction 1 (σ_{11}) modérées ainsi que des contraintes faibles de traction et compression dans la direction de l'épaisseur (σ_{22}). A noter que toutes ces contraintes sont localisées aux abords des branches.

Lors d'une flexion du panneau auto-raidi autour de l'axe 1, on note :

- Dans la branche orientée selon 3 : des contraintes de traction et compression longitudinales importantes (σ_{33}).
- Dans la branche orientée selon 1 : des contraintes de compression faibles dans la direction 1 (σ_{11}) et dans la direction de l'épaisseur (σ_{22}).

- Dans la zone centrale, appelée interface, des contraintes de compression faibles dans les directions 1 et 3 (σ_{11} et σ_{33}) ; des contraintes de compression importantes dans la direction de l'épaisseur (σ_{22}) localisées aux abords des branches orientées selon 3 ; des contraintes modérées de cisaillement transverse (σ_{12}) aux abords des branches orientées selon 1.

En prenant en compte l'ensemble de ces résultats et les considérations de symétrie du croisement de raidisseur, on peut en déduire que :

- Chacune des branches du croisement de raidisseur, et ce dans l'intégralité de sa géométrie est principalement soumise à des contraintes importantes de traction et de compression le long de son axe longitudinal. On note également la présence de contraintes de traction et compression plus modérées dans la direction transverse et la direction de l'épaisseur. Enfin des contraintes de cisaillement (cisaillement plan ou cisaillement transverse) sont présentes le long des arrêtes.
- La zone centrale, également appelée interface, est quant à elle soumise principalement à des contraintes de traction et de compression planes, c'est-à-dire selon les directions privilégiées des branches. Des contraintes très modérées sont également présentes dans la direction de l'épaisseur.
- La zone correspondant à la liaison entre chacune des branches et l'interface (début de la branche) est sollicitée d'une façon particulière. Dans cette région, correspondant au début de la branche, on note des contraintes fortes de traction et de compression dans les trois directions du repère (celles dans la direction longitudinales étant bien supérieures à celles dans la direction transverse et dans la direction de l'épaisseur), mais également des contraintes de cisaillement transverse.

Cette répartition des contraintes lors de divers sollicitations est vérifiée par des études portant sur l'assemblage de poteaux métalliques [2]. La figure 3 illustre par exemple un assemblage de poteaux soumis à une compression le long de l'axe 1.



Figure II-3 - Assemblage de poteaux métalliques soumis à une compression selon l'axe 1 [2].

Cette répartition particulière des sollicitations permet donc de connaître les directions de renfort à privilégier pour le développement de notre renfort. La description des directions de renfort ainsi que l'appellation des différentes branches reprend les notations de la figure 1.

Pour supporter au mieux les contraintes principales que sont les contraintes de traction et de compression (dans les directions longitudinales des branches) présentes dans l'intégralité de la géométrie du croisement de raidisseurs (branches et interface) lors des simulations, il est nécessaire de développer une structure de renfort possédant des directions de renfort privilégiées correspondant

aux deux axes principaux des branches de la pièce. A noter que la continuité de ces renforts dans toute la géométrie de la pièce (continuité du renfort dans la branche A, dans l'interface et dans la branche B mais aussi continuité du renfort dans la branche C, dans l'interface et dans la branche D) permet une meilleure transmission des efforts et donc un meilleur comportement mécanique.

Afin de répondre aux contraintes de traction et compression transverses présentes dans chacune des branches, il est impératif de renforcer chacune des branches dans sa direction transverse. Pour les branches A et B, il est nécessaire d'orienter des renforts selon l'axe 3; pour les branches C et D, il est nécessaire d'orienter des renforts selon l'axe 1. Ces renforts, permettent également de supporter les contraintes de cisaillement plan observées dans les branches.

Les contraintes de compression et de traction dans la direction de l'épaisseur, principalement présentes dans les branches (plus spécifiquement aux abords de l'interface) imposent l'ajout de renforts orientés dans l'épaisseur (selon l'axe 2) dans les branches du croisement de raidisseurs. Ces renforts, permettent également de supporter les contraintes de cisaillement dans l'épaisseur (direction longitudinale-épaisseur et transverse-épaisseur) observées dans les branches.

Dans la zone d'interface, les contraintes σ_{22} sont faiblement concentrées et ne nécessitent donc pas de renforcement dans la direction de l'épaisseur.

4. Cahier des charges structurel du renfort.

L'analyse des concentrations de contraintes a révélé la présence de différentes zones au sein du croisement de raidisseurs. Celles-ci sont soumises à des contraintes de nature variées et nécessitent donc une architecture de renfort particulière.

En se référant aux résultats et interprétations du paragraphe précédent, on peut alors dresser le cahier des charges du renfort du croisement de raidisseurs:

- Les branches doivent être renforcées principalement dans leur direction longitudinale (axes 1 et 3). Des renforts dans les directions transverses (axe 3 pour les branches A&B ; axe 1 pour les branches C&D) et directions de l'épaisseur (axe 2) sont également nécessaires.
- La zone d'interface se doit d'être renforcée selon les axes longitudinaux de chaque branche (axe 1 et 3).
- La continuité du renfort se doit d'être assurée entre les renforts longitudinaux des branches et ceux de l'interface (continuité entre les renforts orientés selon l'axe 3 des branches A&B et les renforts de l'interface orientés selon l'axe 3 ; continuité entre les renforts orientés selon l'axe 1 des branches C&D et les renforts de l'interface orientés selon l'axe 1).
- Géométrie globale du renfort à respecter (géométrie du croisement de raidisseur).
- Taux de fibre à maximiser.

C. Structure proposée.

Suite à l'état de l'art des structures textiles utilisées en tant que renfort pour composite, et en tenant compte du cahier des charges précédemment établi, trois types de structures, associés à 3 procédés distincts ont été retenus. Les structures sont présentées, associées à leur procédé de production et classées selon leur TRL [3] (Technology Readiness Level), c'est-à-dire leur niveau de maturité technologique.

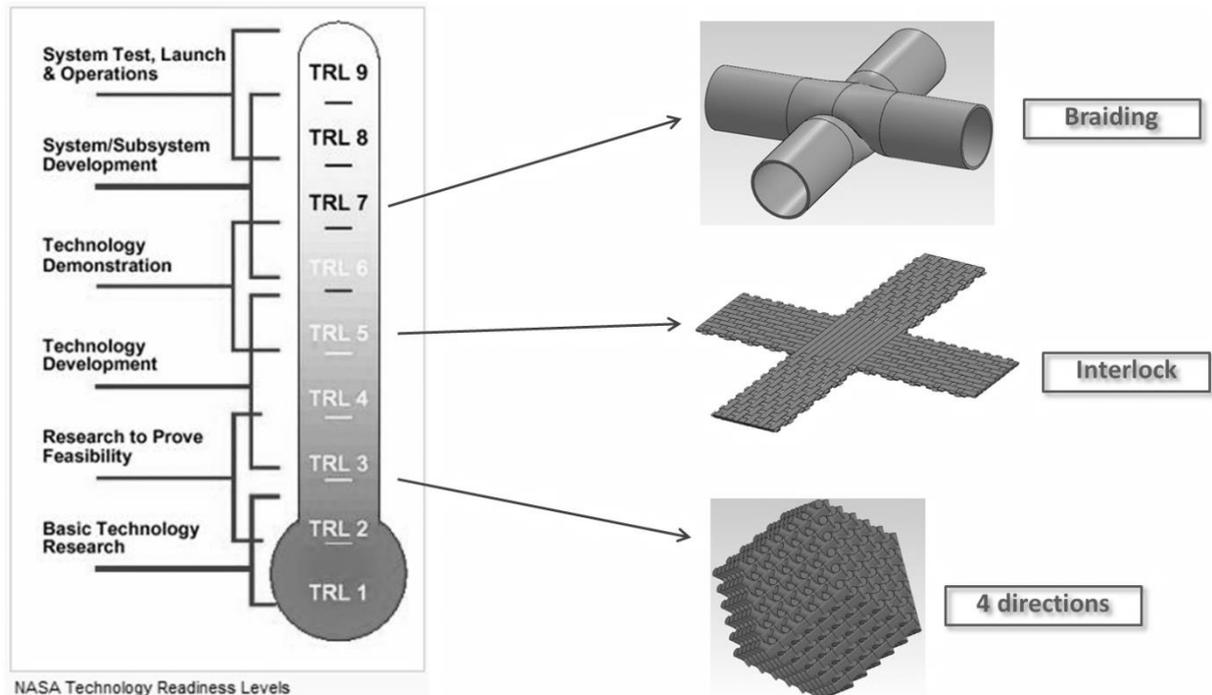


Figure II-4 - Structures de renfort retenues pour le croisement de raidisseurs. [3]

Un niveau TRL de 1 correspond au plus bas niveau de maturité technologique, seuls les principes de base sont observés et rapportés. Un niveau 9 de TRL traduit par contre un système réel, efficace et opérationnel qui a déjà fonctionné et rempli sa mission dans ses conditions d'utilisations réelles.

1. Structure tressée.

Le premier type de structure envisagée est une structure tressée. Le principe est de venir assembler deux raidisseurs ayant des géométries complémentaires (fig. 5) qui seront par la suite assemblés par piquage (fig. 5) dans la zone d'interface. Ces structures seraient obtenues par des opérations de sur-tressage sur des mandrins à géométrie complexe [4].

Dans le cadre du tressage, des adaptations doivent être effectuées afin de pouvoir produire ces structures, d'où un TRL de 7 :

- La définition de la géométrie des mandrins permettant d'obtenir une complémentarité et une géométrie en accord avec le cahier des charges, mais aussi permettant l'opération de tressage.
- L'adaptation technologique de la tresseuse du laboratoire afin de lui permettre l'opération de sur-tressage.

- La définition de la structure de renfort tressée.
- L'optimisation de la valeur des paramètres de tressage permettant l'obtention de la structure souhaitée en fonction de la géométrie particulière des mandrins à sur-tresser.

Néanmoins cette technologie présente des inconvénients importants. Tout d'abord, le croisement de raidisseurs résulterait de l'assemblage de deux structures de renfort produites séparément, excluant ainsi la continuité du renfort dans la zone d'interface. On limite de ce fait la transmission des efforts et donc les performances de notre pièce.

Pour l'obtention de structures épaisses, découlant de sur-tressages consécutifs, les différentes couches ne sont pas liées dans l'épaisseur. Les branches ne sont ainsi pas renforcées dans la direction de l'épaisseur. Le seul renfort dans l'épaisseur, induit par l'opération de piquage, ne serait présent uniquement dans la zone de l'interface. La pré-étude mécanique a cependant démontré que ce type de renfort n'était utile que dans les branches.

Les propriétés de ce type de renfort ne répondent donc pas de façon optimale au cahier des charges établi.

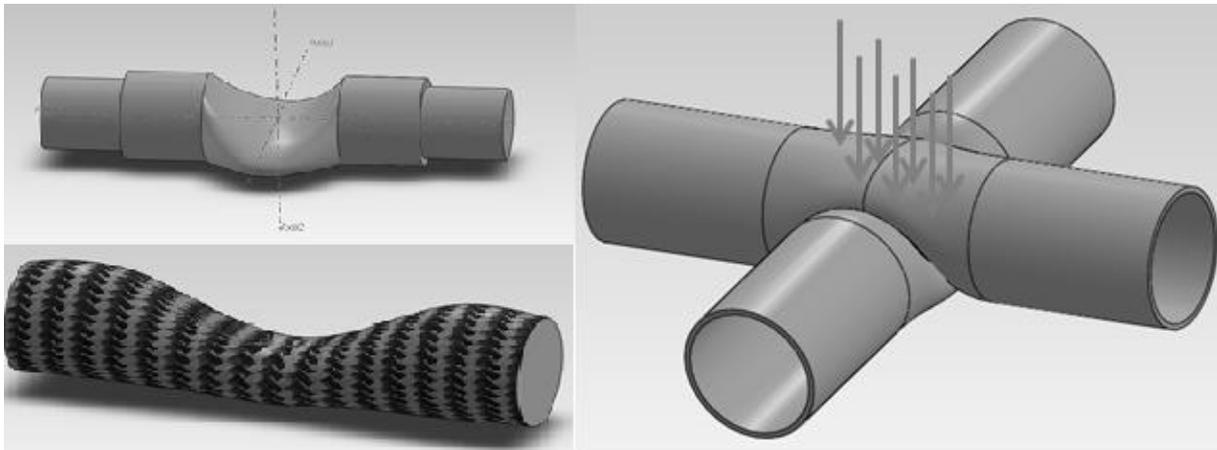


Figure II-5 - Structure de renfort tressé pour le croisement de raidisseurs

Cette alternative a cependant été abordée: en collaboration avec ALSTOM, des échantillons ont été produits dans le but d'une application ciblée [4].

2. Structure « 4 Directions ».

Le tissage dit « 4D », est une technique permettant d'orienter des renforts selon les 4 diagonales d'un cube proposant ainsi un taux de fibre optimal et un comportement quasi-isotrope.

Une étude préalable [5] a été effectuée afin d'établir les axes de recherches pour un éventuel futur développement (fig. 6).

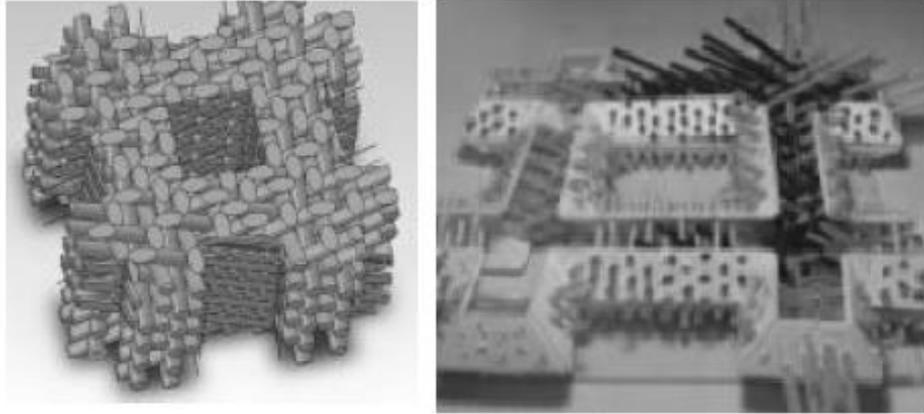


Figure II-6 - Structure de renfort « 4D » pour le croisement de raidisseurs.

3. Structure « tissée interlock ».

Les structures tissées interlock, comme présentée dans la partie bibliographique [Ch1.IV.B] possèdent 3 directions principales (chaine, trame et épaisseur) de renfort. Les propriétés mécaniques de la pièce sont modulables via l'ajustement de la densité des renforts présents dans chacune de ces directions. Dans le cas des branches du croisement de raidisseur à développer, où il est nécessaire de renforcer à la fois la direction longitudinale mais également les directions transverses et de l'épaisseur (au sens de la branche), l'interlock répond ici pleinement au cahier des charges.

De plus des fils comêlés ont déjà été introduits dans les procédés de structuration associés [6,7]. Le niveau 5 de TRL correspond ainsi à un stade entre le développement et la démonstration de la technologie. Démonstration au sens où des préformes complexes interlocks ont déjà été tissées [8,9]. Développement au sens où de nouvelles structures (densités, orientations ou géométries de préforme particulières) et donc de nouveaux procédés (plus versatiles, plus productifs, plus économiques) peuvent être développés. Cette technologie, aux vues des diverses contraintes semble la meilleure alternative au développement des croisements de raidisseurs.

Ainsi, afin de répondre au mieux au cahier des charges précédemment établi, une structure inédite a été développée (fig. 7).

Ce renfort possède la géométrie du croisement de raidisseur et se décompose en deux types de structures différentes représentées chacune par leur volume élémentaire représentatif respectif.

La zone centrale, appelée « interface » (fig. 7-A) est constituée d'un laminé. Le laminé est un empilement orienté de plis. Chaque pli est ici un unidirectionnel [Ch1.IV.2.b], c'est-à-dire une couche d'éléments fibreux non entrelacés et disposés parallèlement les uns par rapport aux autres. Le laminé est défini dans le plan (x,y) de la façon suivante $[0/90]_n$. Cette structure permet, comme établi dans le cahier des charges, de renforcer les deux directions principales du croisement de raidisseurs (ici x et y).

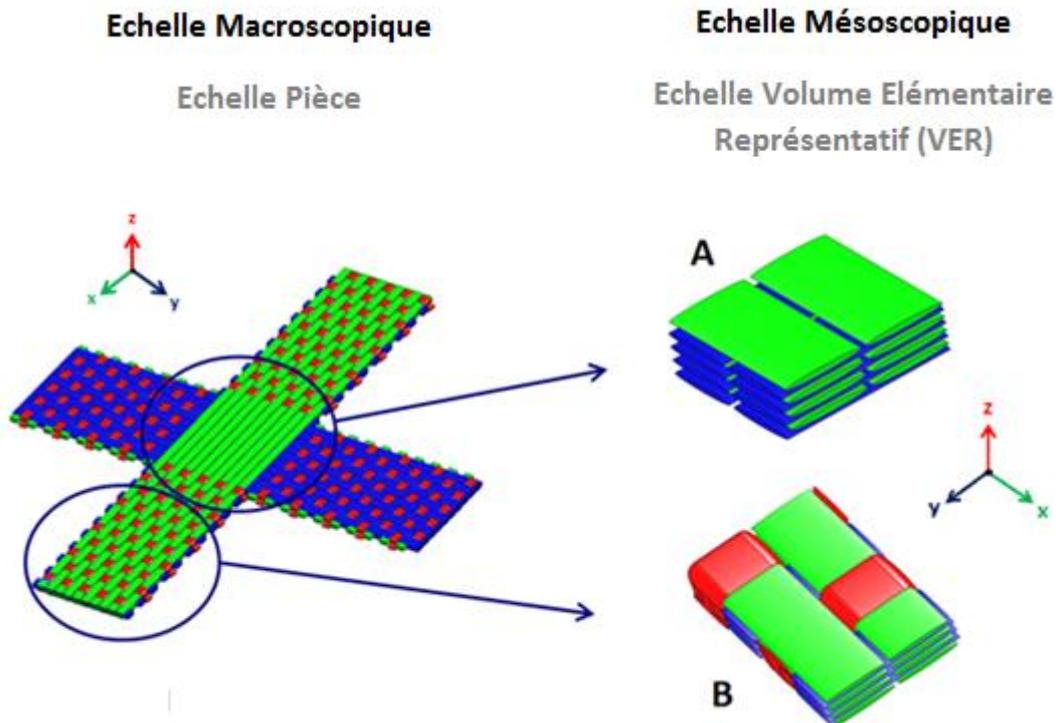


Figure II-7 - Structure de renfort « tissé Interlock » pour le croisement de raidisseurs.

Les zones des « branches », sont quant à elle constituées d'un « interlock orthogonal trame renforcé ». En se référant à l'illustration du VER adéquate (fig. 7-b), on assimilera les éléments verts aux chaînes, les bleus aux trames non liantes et les rouges aux trames liantes.

- Le terme orthogonal, se réfère au mode de liage des éléments liants: les éléments liants vont onduler dans la structure selon la direction de l'épaisseur (z). Les fils liants sont représentés par les fils rouges sur la figure 7-b.
- L'interlock est également qualifié de trame. Cela signifie que ce sont les fils de trames qui vont venir lier, c'est-à-dire onduler dans l'épaisseur afin de lier la structure. Le fait d'introduire un interlock trame permet de limiter l'ondulation des éléments chaînes dans la structure. Le fait de garder les éléments chaîne le plus rectiligne possible permet ainsi d'optimiser le comportement en traction et en compression de la structure dans cette même direction chaîne. En s'appuyant sur le cahier des charges établi (*les branches doivent être renforcées principalement dans leur direction longitudinale [II.B.4]*), il est important que d'assimiler la direction chaîne de l'interlock à la direction longitudinale de chacune des branches du renfort.
- Enfin la notion de « renforcé », vient du fait que l'on alterne les trames liantes (rouges sur la figure 7-b) avec des trames non liantes (bleues sur la figure 7-b).

Enfin, la continuité des fibres est assurée entre deux branches opposées: un élément fibreux considéré comme « chaîne » (élément vert pour les branches orientées selon x, élément bleu pour celles orientées selon y sur la figure 7-a) va parcourir une branche, l'interface puis la branche opposée. Les éléments trames sont également continus, un même élément sera successivement trame non liante (élément bleu pour les branches orientées selon x, élément vert pour celles orientées selon y) puis trame liante (élément rouge).

4. Conclusion.

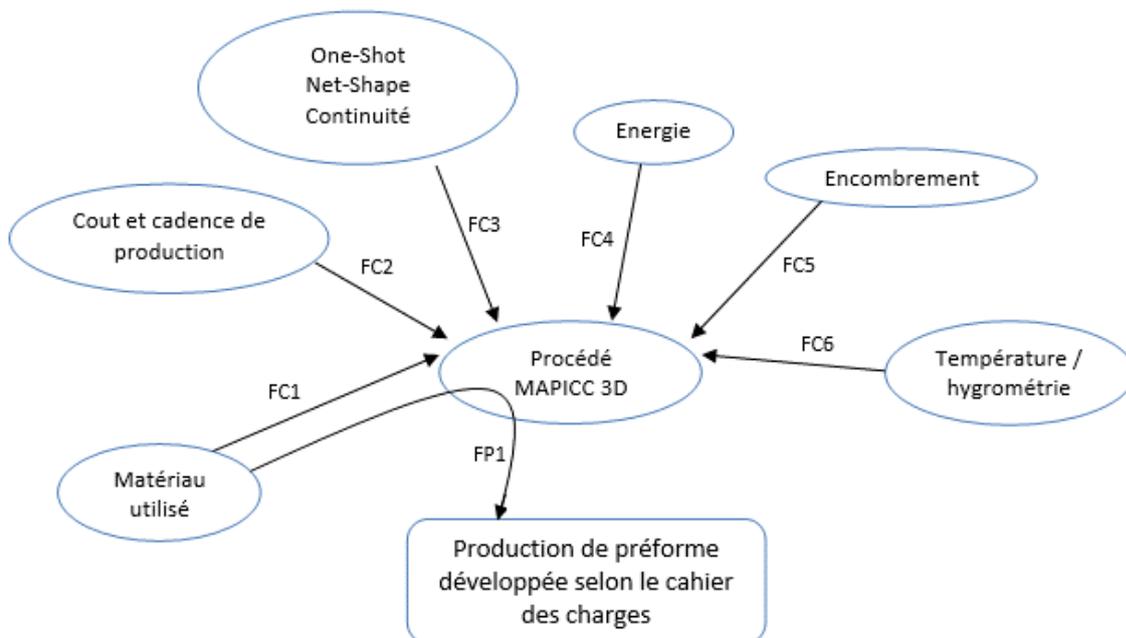
La structure retenue pour la suite des développements est donc décomposée en deux types de structures différentes. L'interface constitué d'un laminé $[0/90]_n$ propose un renforcement selon les directions x et y supportant ainsi les contraintes planes observées dans la pré-étude mécanique. Les branches, constituées d'un interlock orthogonal offrent de bonnes propriétés dans les trois directions renforcées.

II. Développement du procédé et du démonstrateur de structuration de renfort.

Une architecture de renfort, répondant au cahier des charges établi, a été proposée dans la section précédente. Cette préforme est particulière puisqu'elle est composée de deux types de structures différentes (interlock orthogonal trame renforcé et stratifié) et possède une géométrie particulière. De ce fait, sa production n'est pas réalisable sur des métiers à tisser traditionnels existants. Dans cette optique il est nécessaire de développer un nouveau procédé de structuration permettant la production de ces renforts. Ce paragraphe résume la démarche de développement et de conception du procédé de structuration et du démonstrateur associé. Ce démonstrateur, sous forme d'un métier semi-automatique a pour objectif de prouver la faisabilité à une échelle laboratoire d'un tel procédé.

A. Analyse fonctionnelle du procédé de structuration

Le procédé développé doit rendre possible la production des échantillons décrits dans la partie I, à savoir des croisements de raidisseurs. Celui-ci est relié à des fonctions contraintes, listées en figure 8.



FP1 : Réaliser la préforme développée selon le cahier des charges.

FC1 : Utiliser les matériaux imposés par le cahier des charges.

FC2 : Respecter les coûts et cadences de production imposées dans le cadre du projet.

FC3 : Le procédé se doit d'être one-shot ou net-shape et garantir la continuité des éléments fibreux.

FC4 : Utiliser l'énergie pneumatique et/ou électrique.

FC5 : Le démonstrateur doit avoir des dimensions permettant son intégration au laboratoire.

FC6 : Travailler dans des conditions de température et d'hygrométrie contrôlées.

Figure II-8 - Analyse fonctionnelle du besoin du procédé MAPICC 3D.

Les contraintes liées au procédé sont principalement des contraintes liées à l'environnement du laboratoire (FC 4,5 et 6) et aux attentes du projet MAPICC (FC2 et 3). Le fait de travailler à l'échelle du démonstrateur dont l'objectif est de prouver la faisabilité de ces structures nous permet une certaine prise de distance vis-à-vis des contraintes de coûts et de production.

B. Description du procédé de structuration MAPICC

Le procédé de tissage comme présenté dans l'état de l'art [ChI.IV.B.2.b) peut-être décomposé en une phase de préparation où l'on vient arranger les éléments fibreux et une phase de structuration où l'on vient lier cet arrangement grâce à l'insertion d'éléments fibreux.

Au sens de ce procédé de tissage, les deux structures composant la préforme, à savoir l'interlock orthogonal trame renforcé et le stratifié, peuvent-être confondus comme étant toutes deux des tissés interlock. La seule différence étant que dans le cas du stratifié, on ne vient pas entrelacer mais uniquement positionner les éléments fibreux.

Ainsi, par ce raisonnement, on peut subdiviser (figure 9) le procédé MAPICC, comme étant composé de deux fonctions principales successives : l'arrangement des éléments fibreux selon une géométrie complexe puis la structuration mais uniquement dans les zones « branches ».

Une première étape, consiste ainsi en l'arrangement des éléments fibreux selon deux directions orthogonales représentant les deux directions du croisement de raidisseur. En vue de l'obtention d'une préforme 3D, ces éléments fibreux sont répartis selon différentes couches tout en assurant une stratification dans la zone d'interface. La seconde étape consiste à venir structurer dans les zones « branches » les éléments fibreux précédemment positionnés via l'insertion d'autres éléments fibreux.

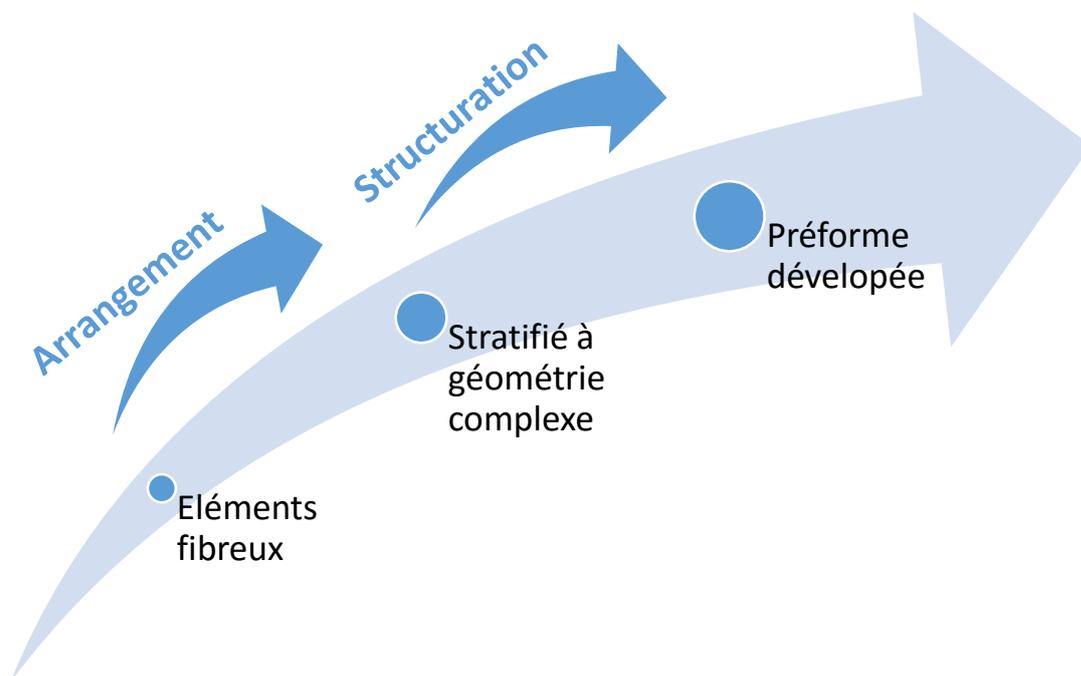
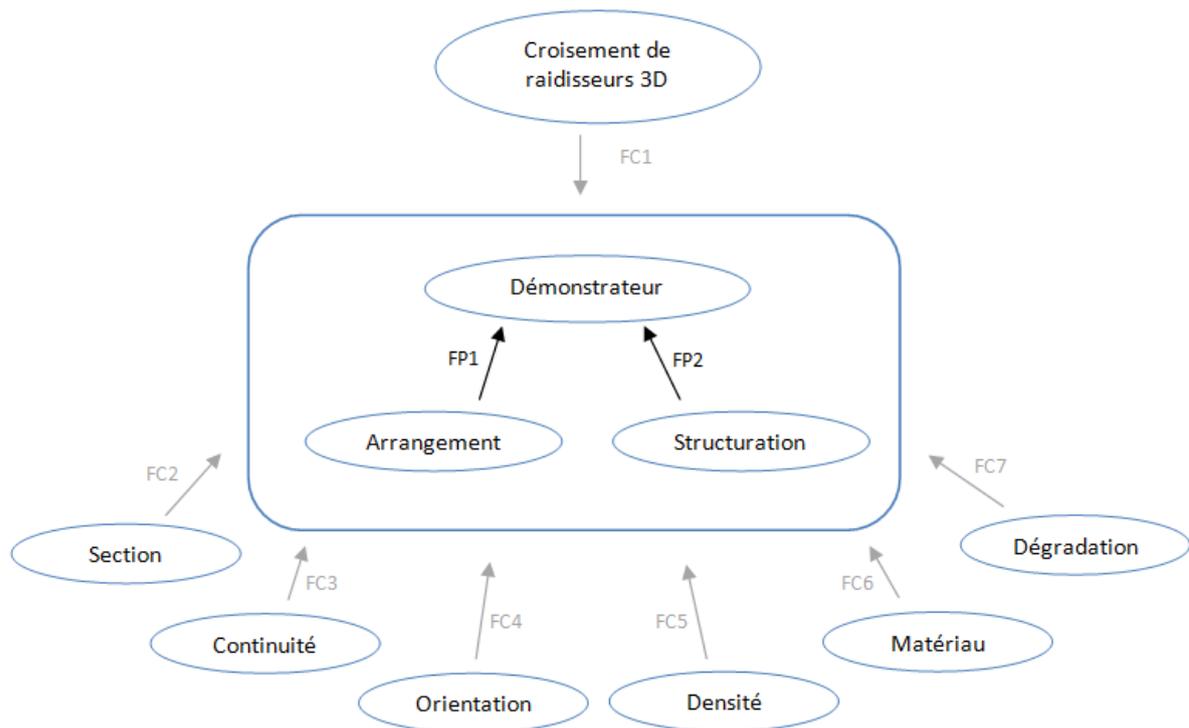


Figure II-9 - Principe du procédé de structuration MAPICC.

C. Analyse fonctionnelle du démonstrateur

Le démonstrateur associé au principe précédemment décrit est lui aussi soumis à un ensemble de contraintes, résultant du cahier des charges des préformes développées. Celles-ci sont développées sur la figure 10.



FP1 : Arranger les éléments fibreux.

FP2 : Effectuer le liage des éléments fibreux par le biais d'autres éléments fibreux.

FC1 : Réaliser la préforme selon les caractéristiques du cahier des charges.

FC2 : Assurer la section définie du raidisseur ou du croisement de raidisseurs.

FC3 : Assurer la continuité des fibres au sein de la structure.

FC4 : Maitriser l'orientation des éléments fibreux dans la structure.

FC5 : Maitriser la densité des éléments fibreux dans la structure.

FC6 : Limiter la dégradation des éléments fibreux durant le procédé.

FC7 : Adapter le démonstrateur et donc ses différents organes au matériau utilisé.

Figure II-10 - Analyse fonctionnelle du besoin du démonstrateur

Notre démonstrateur se doit donc de répondre à deux fonctions principales (arrangement de fibres et structuration) auxquelles un certains nombres de contraintes viennent se greffer. La méthode FAST (acronyme de Functional Analysis System Technique) propose une traduction rigoureuse de chacune des fonctions de service en fonction(s) technique(s), puis matériellement en solution(s) constructive(s). Cela permet ainsi d'envisager différentes alternatives technologiques permettant de répondre aux fonctions détaillées.

1. FP1 : Arrangement

L'arrangement des éléments fibreux peut-être décomposé en plusieurs sous fonctions (fig. 11) : Respecter la géométrie, Réguler la tension et Maintenir les éléments fibreux.

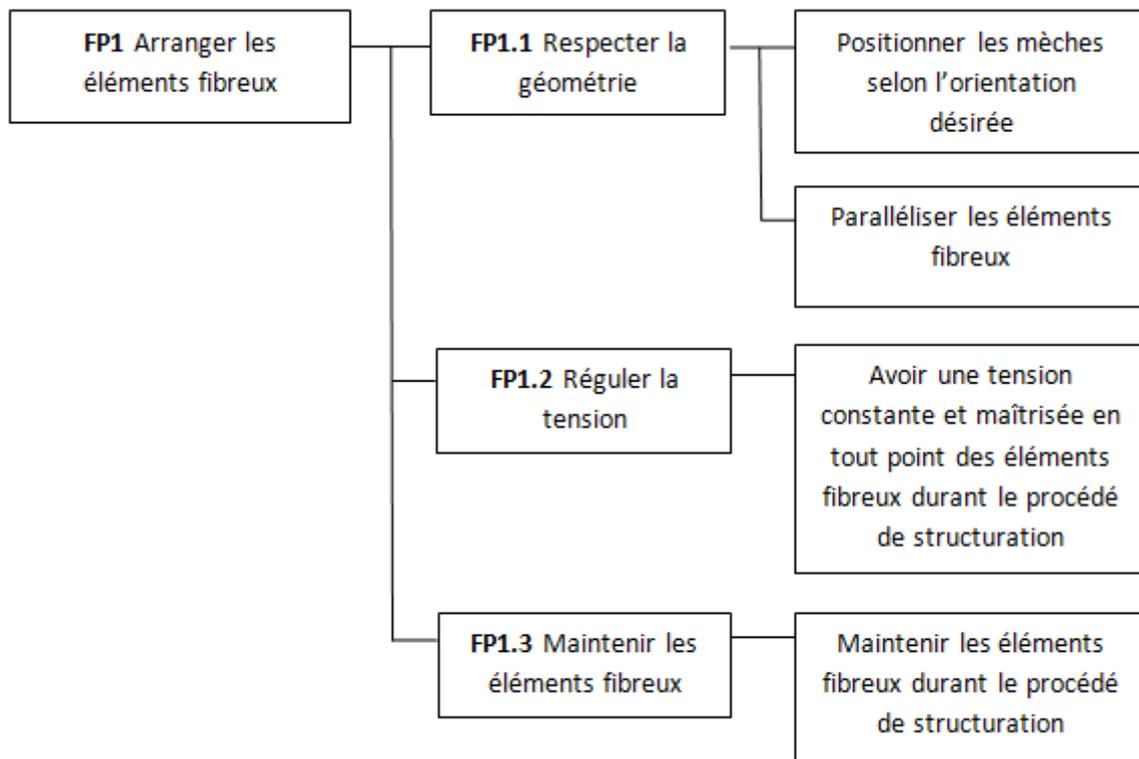


Figure II-11 - Diagramme FAST de la fonction Arrangement des éléments fibreux.

Dans la partie suivante, pour chaque sous fonction, après l’avoir décrite, seront présentées les alternatives technologiques pour y répondre.

a. Respecter la géométrie.

Les éléments fibreux se doivent d’être positionnés selon les orientations et les densités imposées. Ils doivent également être positionnés de façon à respecter la géométrie de la pièce. Enfin, pour faciliter l’opération de tissage, on cherchera à paralléliser entre eux les éléments ayant une même orientation.

La planche à œillet est une adaptation de la planche d’empoutage empruntée à la technologie Jacquard qui consiste en une planche perforée sertie d’œillets qui limite l’abrasion due au contact avec l’élément fibreux [10,11]. La planche à œillets permet de guider chaque élément fibreux en la faisant passer dans un orifice qui lui est destiné. Le principal désavantage de cette solution réside dans le temps de préparation.

Autre alternative utilisée, il s’agit de peignes: les éléments fibreux passent entre les dents du peigne. Deux peignes disposés perpendiculaire permettent alors un guidage horizontal et vertical. La dégradation matière est par contre ici plus importante puisque les éléments fibreux entrent en contact avec le peigne généralement métallique. La géométrie des dents joue également un rôle important. La mise en œuvre est cependant plus aisée, on ne passe pas chaque mèche dans un œillet.

b. Réguler la tension.

De par la complexité de l’architecture, les éléments fibreux, vont onduler de manière différente dans la structure, provoquant des consommations de matière différentes. En tout point du métier, et quel que soit l’avancement du procédé, la tension des éléments fibreux disposés sur le métier se doit d’être

constante et maîtrisée. L'embuvage dû à la surconsommation globale de matière se doit également d'être pris en compte dans cette régulation de tension.

Dans le tableau 3, sont détaillées les différentes alternatives technologiques (ou variantes) connues pour réguler la tension des éléments fibreux, ces alternatives sont généralement employées dans les procédés de structuration textiles détaillés dans le chapitre 1.

	<p>Système de rappel à régulation globale.</p> <p>Les éléments fibreux sont fixés de part et d'autre. Ils sont reliés à une pièce elle-même translatant par rapport au bâti. Cette translation régie par un ressort à raideur définie permet la régulation de tous les éléments fibreux. Le principal inconvénient réside dans le fait que tous les éléments fibreux sont régulés en tension de la même manière, limitant les possibilités d'architecture complexe.</p>
	<p>Système de rappel indépendant.</p> <p>Les éléments fibreux sont fixés de part et d'autre. Chaque élément est relié au bâti par un ressort. C'est la raideur du ressort qui influe sur la tension des éléments fibreux. L'avantage est qu'on régule chaque élément indépendamment via ses deux extrémités.</p>
	<p>Système de rappel à double régulation.</p> <p>On hybride les deux technologies utilisant une régulation à ressort. La régulation globale sert ici à absorber l'embuvage dû à la structuration et la régulation indépendante permet à chaque mèche de posséder sa propre régulation.</p>
	<p>Fuseau de tressage.</p> <p>La matière est conditionnée sur une bobine dévidée à la demande par les fuseaux de tressage. Leur dévidement et donc la régulation de tension est régie par la raideur des ressorts les composants. Les fuseaux de tressage ont l'avantage de pouvoir alimenter de la matière à la demande, la longueur de l'élément fibreux est ici variable. Le principal souci de cette variante concerne le fait que l'on dévide de la matière sans que l'autre extrémité soit fixée. Dans ce cas, la régulation de tension est unilatérale. Le cout et l'encombrement d'un tel système est élevé</p>

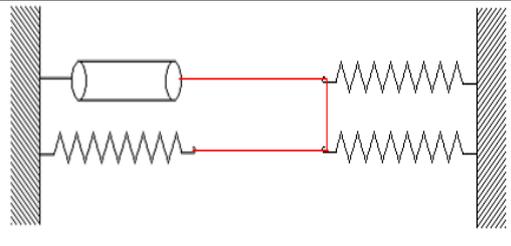
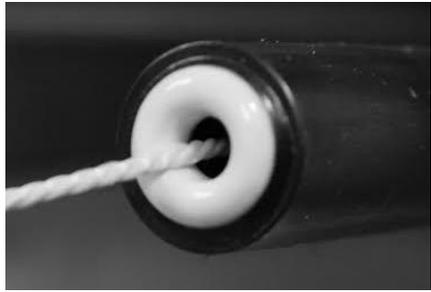
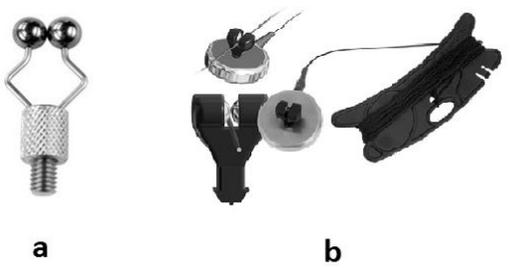
	<p>Hybridation fuseaux de tressage/système de rappel</p> <p>En combinant ces deux technologies, il est possible d'avoir une alimentation matière régulée à chacune de ses extrémités. L'encombrement et le cout demeure élevé.</p>
---	---

Tableau II-3 - Variantes pour réguler la tension.

c. Maintenir les éléments fibreux.

Avant d'être régulé en tension et en vue de l'opération de structuration suivante, les éléments fibreux, une fois orientés, se doivent d'être maintenus en position. Le tableau 4 liste les différentes variantes répondant à cette fonction.

	<p>Œillet</p> <p>L'élément fibreux passe à travers un œillet puis est noué. Le principal avantage de l'œillet réside dans le fait que l'on limite la dégradation puisque l'on peut choisir géométrie et matériau de l'œillet. Néanmoins cette variante nécessite de nouer l'élément fibreux, avec un risque de glissement du nœud. Son adaptation sur un système de régulation semble également complexe.</p>
	<p>Crochet / Aiguille</p> <p>Le crochet ou l'aiguille vient prendre la boucle créée par un nouage de l'élément fibreux. La simplicité de la technologie est facile à mettre en œuvre. Cependant l'adaptation sur un système de régulation de tension ou encore le fait de nouer l'élément sont les principaux inconvénients.</p>
	<p>Pince fil</p> <p>L'élément fibreux passe entre deux boules métalliques, l'espacement est réglable grâce à un système de filetage (a). Une alternative magnétique (b), plus précise et programmable existe. L'adaptation à un système de régulation de tension, l'absence de noeud et sa « force de serrage » réglable sont ses principaux atouts. Néanmoins, le cout élevé, le risque de glissement selon le matériau employé et la dégradation occasionnée sont des inconvénients majeurs.</p>

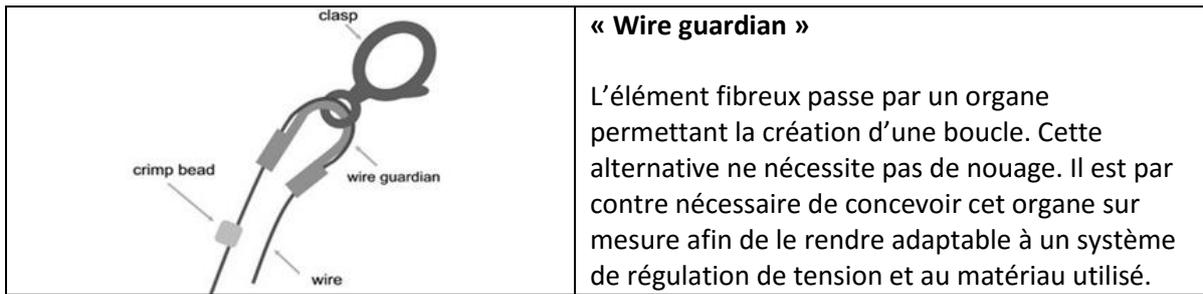


Tableau II-4 - Variantes pour le maintien d'élément fibreux.

2. FP2 : Structuration

La structuration peut-être décomposée en plusieurs sous-fonctions (fig. 12) : Créer la foule, Insérer les éléments fibreux et Compacter la structure créée.

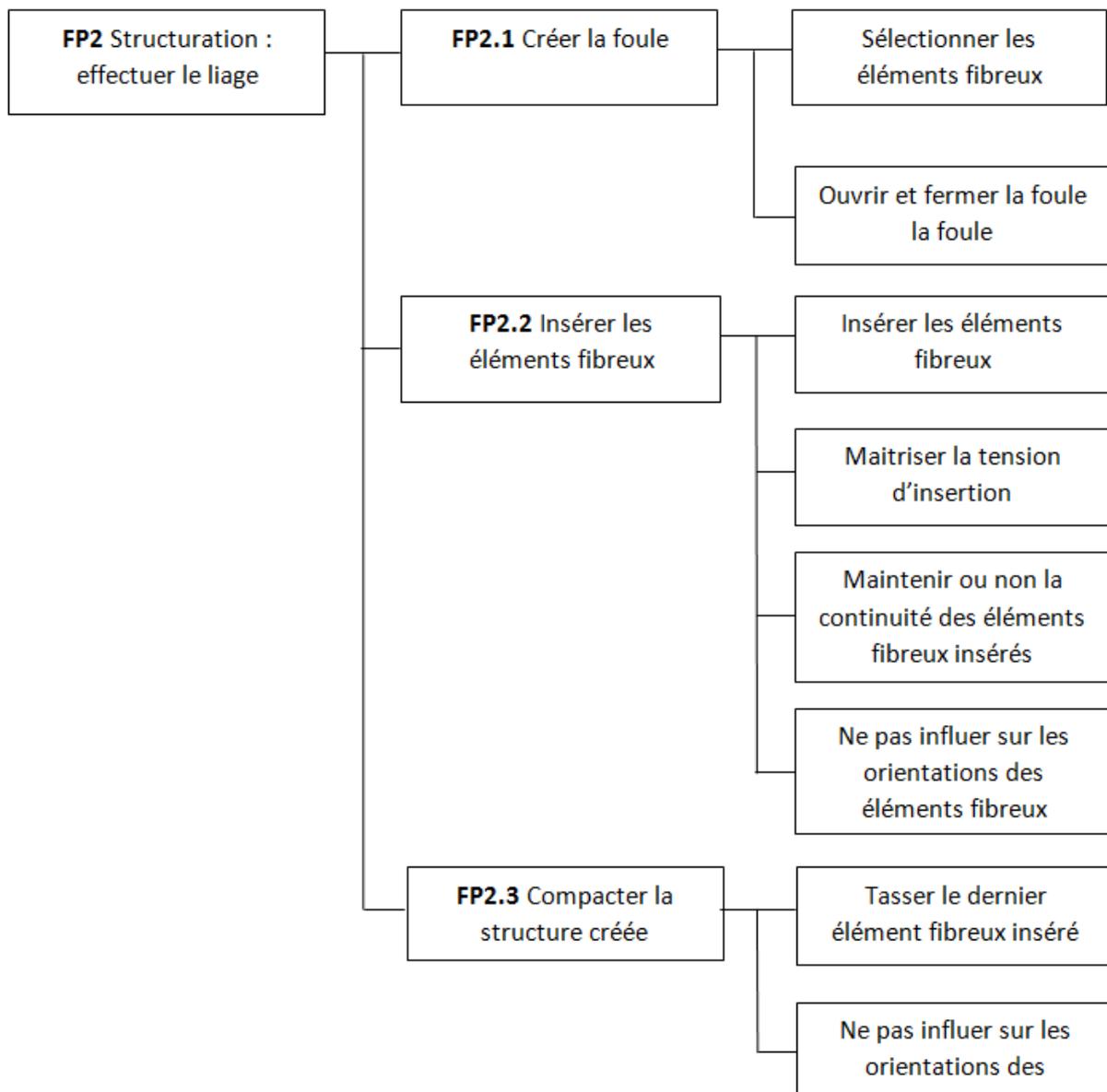


Figure II-12 - Diagramme FAST de la fonction structuration.

Dans la partie suivante, pour chaque sous fonction, après l’avoir décrite, seront présentées les alternatives technologiques pour y répondre.

a. Créer la foule.

La création de(s) la foule(s) correspond à la première réelle étape du procédé de tissage. Cette étape correspond à la séparation et à l’ouverture de la nappe d’éléments fibreux en deux. La foule est créée en sortant les éléments fibreux du plan de la nappe, certains par le haut, d’autres par le bas : c’est la sélection. Les structures principalement évoquées lors du développement de nos préformes sont des interlocks orthogonaux trames renforcés. Il sera ainsi nécessaire de pouvoir sélectionner indépendamment différents configurations d’éléments fibreux pour effectuer ce type de liage.

Le tableau suivant liste les différentes variantes (ou technologies) répondant à cette fonction.

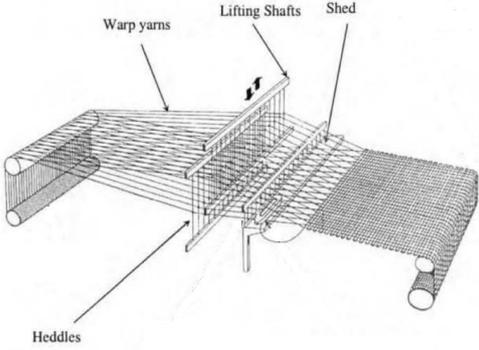
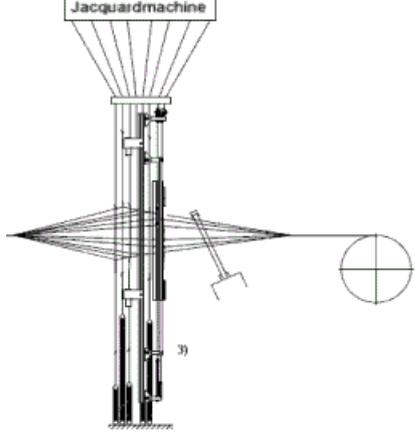
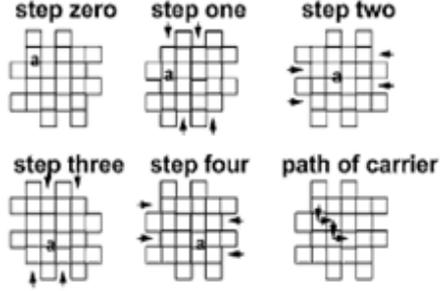
	<p>Cadre</p> <p>Chaque élément fibreux passe à travers une lice. Chaque lice est reliée à un certain cadre. Chacun des cadres est ensuite soit monté, soit descendu afin de créer la foule permettant l’insertion. Les possibilités d’architectures de cette technologie dépendent du nombre de cadres présents sur le métier. Il est également difficile voire impossible de faire des liages de structures évolutives durant le procédé.</p>
	<p>Jacquard</p> <p>Chaque élément fibreux est sélectionné indépendamment par un système de crochet. De cette façon les possibilités en termes d’architectures ne sont en aucune manière limitées par le procédé de section. Néanmoins ce procédé est encombrant, couteux et difficile à mettre en œuvre.</p>
	<p>Tressage « n-step » [Ch1.IV.B.2.d]</p> <p>Chaque élément fibreux ou groupe d’éléments fibreux est dans le cadre du tressage « n-step » déplacé selon les deux directions du plan de façon à les entrelacer entre eux. Il est cependant possible de déplacer ces éléments fibreux, sans les entrelacer entre eux, dans le but unique de créer un ou plusieurs espaces permettant l’insertion de trame. Ce procédé représente une alternative et peut être considérée comme une hybridation entre tissage et tressage.</p>

Tableau II-5 - Variantes pour la création de la foule.

b. Insérer les éléments fibreux - Compacter la structure créée.

Une fois la (ou les) foule(s) créée(s) et ouverte(s), il est nécessaire d'insérer le ou les éléments fibreux dits trames. Ces systèmes d'insertions se doivent d'être en accord avec les dimensions de la foule, de limiter les frictions avec les autres éléments fibreux et de permettre ou non de maintenir la continuité des trames. Le tableau 6 liste les différentes variantes répondant à cette fonction.

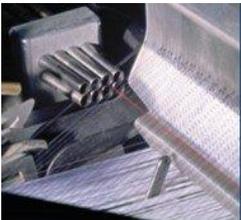
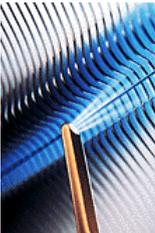
	<p style="text-align: center;">Navette</p> <p>Le fil de trame est déroulé depuis la cannete située dans la navette qui effectue des aller et retours d'une lisière à l'autre. Peu productif, cette technologie permet cependant d'assurer la continuité de la trame.</p>
	<p style="text-align: center;">Lance</p> <p>Souple ou rigide, elle est munie de pinces positives ou négatives qui saisissent l'extrémité libre de la trame : la lance d'entrée (à gauche) donne la trame à la lance de sortie (à droite) au centre de la laize.</p>
	<p style="text-align: center;">Projectile</p> <p>C'est une masselotte munie d'un système de pincement de la trame. Chaque projectile, lesté de la trame traverse la foule. Un métier est généralement muni d'une quinzaine de projectiles qui fonctionnent les uns après les autres.</p>
	<p style="text-align: center;">Faucille</p> <p>Un crochet traverse la foule et vient chercher une boucle de fils de trame qu'il ramène ensuite.</p>
	<p style="text-align: center;">Jet d'air</p> <p>De l'air sous pression, injecté par une buse principale à l'entrée de la foule puis par une série de buses relais disposées le long de la laize, véhicule la trame d'une lisière à une autre.</p>
	<p style="text-align: center;">Jet d'eau</p> <p>Même principe que pour le jet d'air mais avec une seule buse principale.</p>

Tableau II-6 - Variantes pour l'insertion d'éléments fibreux

Le tassage bien qu'étant une opération importante du tissage, n'est que très peu référencé et très peu explicité dans la littérature [12]. Dans le tissage traditionnel, le tassage est assuré par un peigne. Tous les éléments chaînes passent à travers les différents dents du peigne (un ou plusieurs éléments entre chaque dent selon les caractéristiques du tissu). Une fois la nouvelle trame insérée, le peigne est alors translaté vers l'étoffe en formation afin d'opérer l'opération de tassage. Ce procédé est tout à fait adapté pour les structures 2D, ou les trames insérées sont principalement horizontales.

Pour le tissage 3D et l'insertion de trames dans la direction de l'épaisseur, il est nécessaire de tasser ces trames orientées. Cette action n'est pas possible avec un peigne traditionnel orienté à 0°. Cette opération nécessite donc l'ajout d'un peigne supplémentaire orienté à 90° ou alors de pratiquer un tassage à la dent, c'est-à-dire un tassage successif des différents interstices en utilisant une dent de peigne.

D. Présentation du démonstrateur développé

Suite à cette analyse fonctionnelle, des solutions technologiques ont été sélectionnées afin de répondre aux différentes fonctions du démonstrateur. Dans ce paragraphe, sont décrits dans un premier temps, fonctions par fonctions les différents composants du démonstrateur développé. Dans une seconde partie, le principe global de fonctionnement du démonstrateur sera détaillé.

1. Maintien des éléments fibreux

L'organe permettant le maintien des éléments fibreux est une hybridation du « wire guardian » présenté dans l'analyse fonctionnelle. Une pièce permettant d'accueillir une boucle d'élément fibreux a spécialement été conçue. Sa géométrie est détaillée en figure 13.

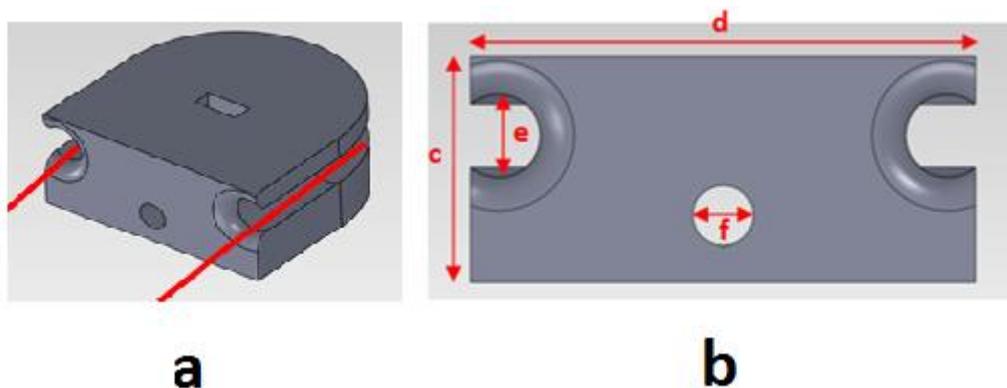


Figure II-13 - Organe de maintien des éléments fibreux développé.

Le chemin parcouru par l'élément fibreux est présenté en figure 13-a. Le choix de la géométrie et des dimensions de la pièce (fig. 13-b) a été motivé de la façon suivante :

- $d = 30$ mm, distance minimale à fixer afin d'avoir un rayon de courbure de l'élément fibreux permettant un bon guidage et une dégradation minimale.
- $c = 13.5$ mm, côte composée:
 - du diamètre $e = 5$ mm de la fente permettant le guidage de l'élément fibreux (cas extrême, accueil de mèches de carbone 12k pouvant avoir une largeur à plat de l'ordre de 4-5 mm).
 - du diamètre f (4 mm) qui permet l'accueil de la tige assurant la relation avec le module
 - d'une épaisseur de matière de 2 mm pour avoir une pièce avec une certaine tenue

2. Respect de la géométrie

Afin de respecter la géométrie de la préforme, un guidage et une disposition particulière des éléments fibreux est nécessaire. Ceux-ci sont illustrés sur la figure 14-a.

Cette disposition est rendue possible par des modules. Ces modules (fig. 14-a) développés sur-mesure pour cette application ont plusieurs rôles. Tout d'abord ils viennent chacun recevoir deux organes de maintien des éléments fibreux reliés à une tige filetée (fig. 14-b). Un module correspond alors à une colonne de 2 organes de maintien, accueillant chacun une boucle d'éléments fibreux (fig. 14-c).

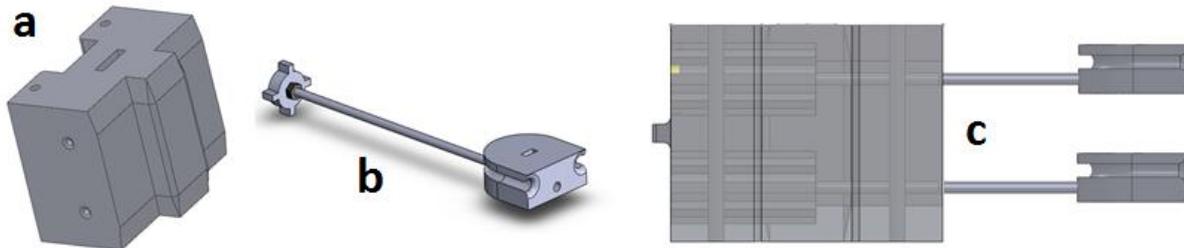


Figure II-14 - Présentation des modules développés.

Ces modules (fig. 14-a) ont une géométrie particulière permettant de les superposer et de les juxtaposer tout en gardant les mêmes espacements horizontaux et verticaux entre tous les éléments de maintien des éléments fibreux.

A noter que les organes de maintien des éléments fibreux, peuvent s'orienter relativement au module, ainsi chaque boucle d'élément fibreux n'est pas forcément horizontale, mais peut être individuellement orientée de 0 à 180°, par palier de 45°. Les positions de 180° à 360° étant similaires à celles de 0° à 180° par symétrie. Pour chaque module, on introduit alors le paramètre O_b , désignant l'orientation de la boucle b du module. L'indice b , dont la valeur est 1 ou 2 désigne respectivement la boucle supérieure et la boucle inférieure.



Figure II-15 - Orientation possible des boucles d'éléments fibreux.

Les modules sont ensuite disposés dans une tête de tissage (fig. 16). On note n_t et m_t les quantités respectives de modules disposés dans horizontalement et verticalement pour chaque tête (l'indice t représente le numéro de tête, compris entre 1 et 4). Chaque module est ainsi caractérisable par un couple (i,j) représentant sa ligne et sa colonne au sein de la tête t , on note ce module $M_{i,j,t}$. Le nombre de module par tête est donc $n_t \times m_t$. La capacité du démonstrateur impose $1 < n_t < 10$ et $1 < m_t < 4$. Ces têtes de tissage sont disposées deux par deux, en face à face selon deux directions orthogonales (fig.

16). Un peigne 3D, possédant des dents réparties selon les deux directions du plan sous forme de quadrillage, et ce, selon une densité ajustable, est disposé au centre du démonstrateur. Les éléments fibreux partent ainsi d'une tête de tissage, passent par le peigne et arrivent au niveau de la tête de tissage opposée. Cette opération est possible dans les deux directions principales du futur croisement de raidisseurs (chemins des éléments fibreux représentés verts et rouges sur la fig. 16).

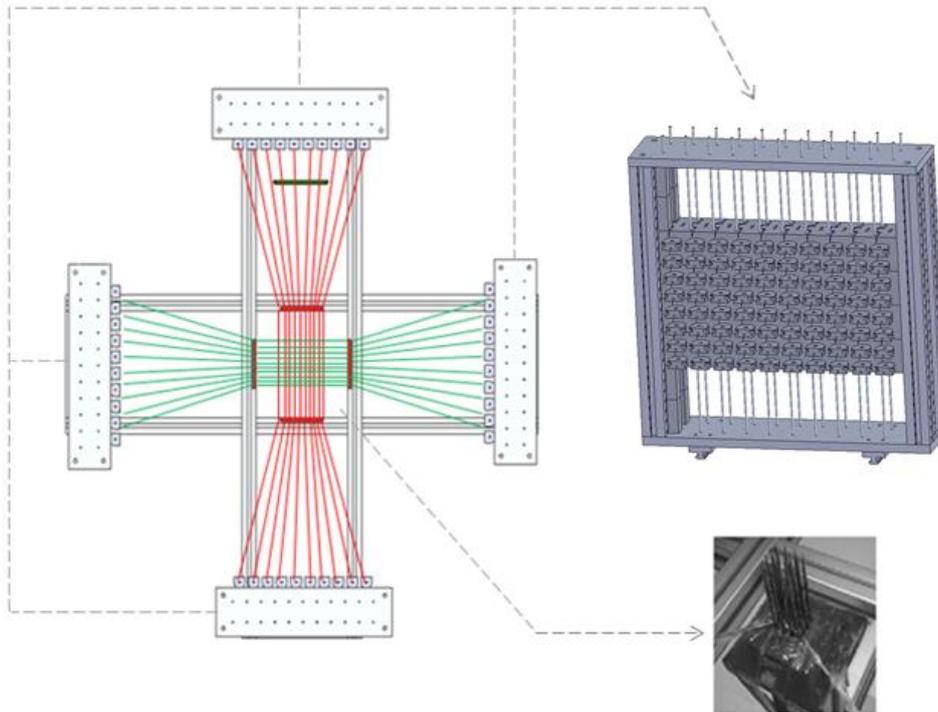


Figure II-16 - Arrangement des éléments fibreux : tête de tissage et peigne 3D.

3. Réguler la tension.

Comme présenté dans l'analyse fonctionnelle, notre procédé se doit de posséder deux types de régulation de tension.

Le premier est un système de régulation de tension globale, visant à absorber l'embuvage dû à la structuration. Pour ce faire, chaque tête de tissage peut translater selon la direction de sa profondeur relative (fig. 17). Cette translation est rendue possible par un système de guidage linéaire sur lequel repose les têtes de tissage. On note C_t , la course propre à chaque tête lors du phénomène de régulation de tension, les dimensions du démonstrateur la limite à 100mm.

Le second type de régulation de tension est une régulation indépendante de chaque élément fibreux dont le but est d'absorber les différences de consommation due à la complexité de la structure à produire. Cette fonction est intégrée dans les modules précédemment décrits. Sur la figure 18 sont représentées deux chambres. Ces chambres permettent de loger un ressort. Ce ressort est bloqué d'un côté par le corps du module, de l'autre par l'extrémité du système « tige-organe de maintien » (fig. 18). Ainsi quand la tension de l'élément fibreux est trop importante, le ressort se comprime, il se détend si la tension est trop faible. La tension appliquée à l'élément fibreux est donc fonction de la rigidité du ressort. Dans notre procédé, nous utilisons des ressorts de rigidité égale à 1 ou 2 $N.m^{-1}$, dépendant de la nature des éléments fibreux à travailler et de la structure à tisser. On introduit le paramètre T_b , correspondant à la rigidité du ressort influant sur la régulation de tension de la boucle b du module en question.

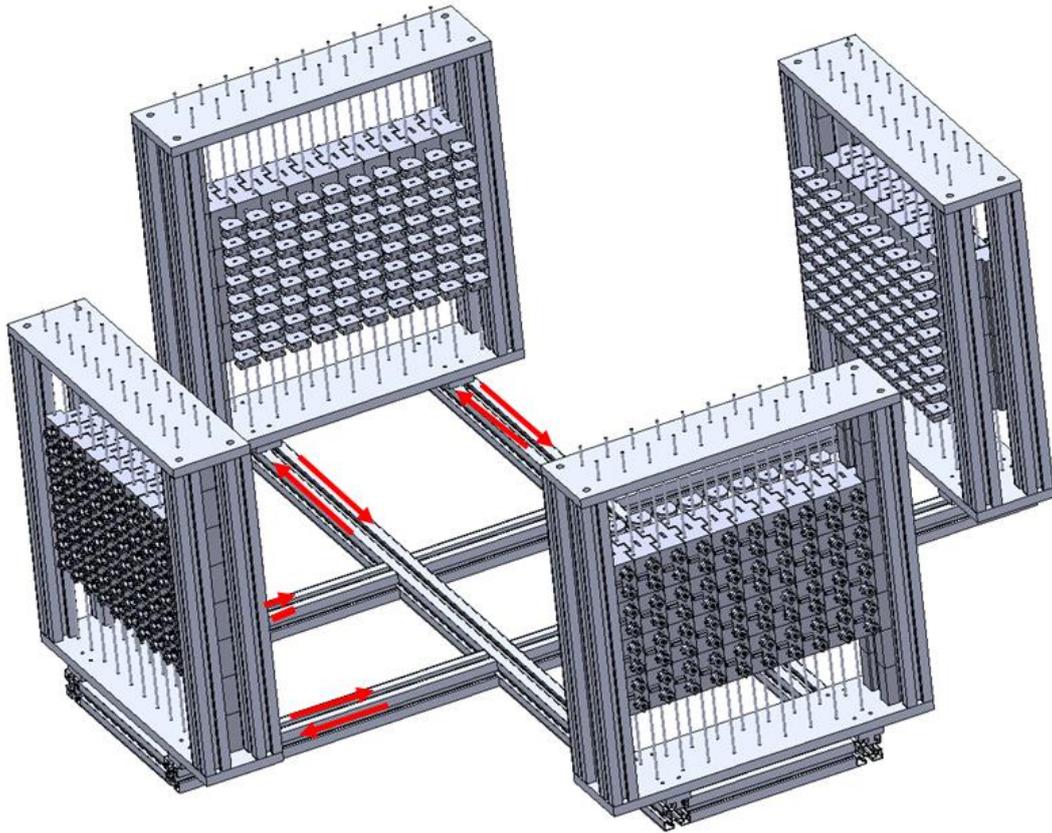


Figure II-17 - Système de régulation de tension global.

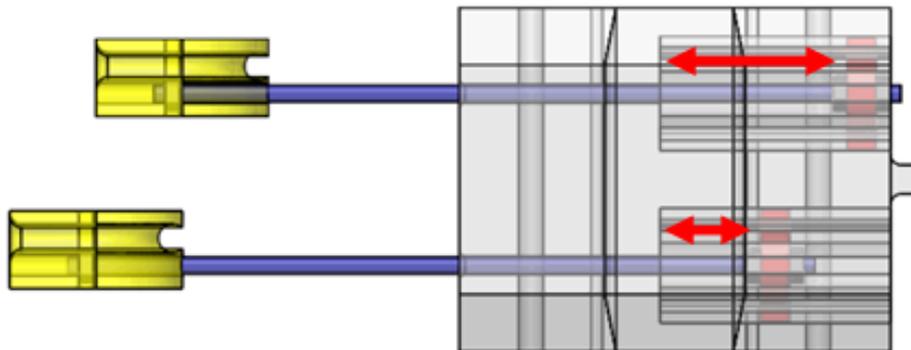


Figure II-18 - Organe de régulation de tension indépendant.

4. Créer la foule

Les modules de par leur géométrie particulière permettent de translater verticalement les uns par rapport aux autres. Ce guidage est renforcé par la présence de tige parcourant tous les modules d'une même colonne et reliée au bâti de la tête de tissage. Cela permet donc de positionner indépendamment chaque « colonne » d'éléments fibreux (fig. 19).

Ainsi selon leur disposition particulière au sein de la tête de tressage, on crée une ou plusieurs foules particulières. Cette technologie permet donc aisément de produire des interlocks orthogonaux, mais également d'autoriser les insertions multiples grâce aux espaces entre les différents organes de maintien susceptibles de servir de foule.

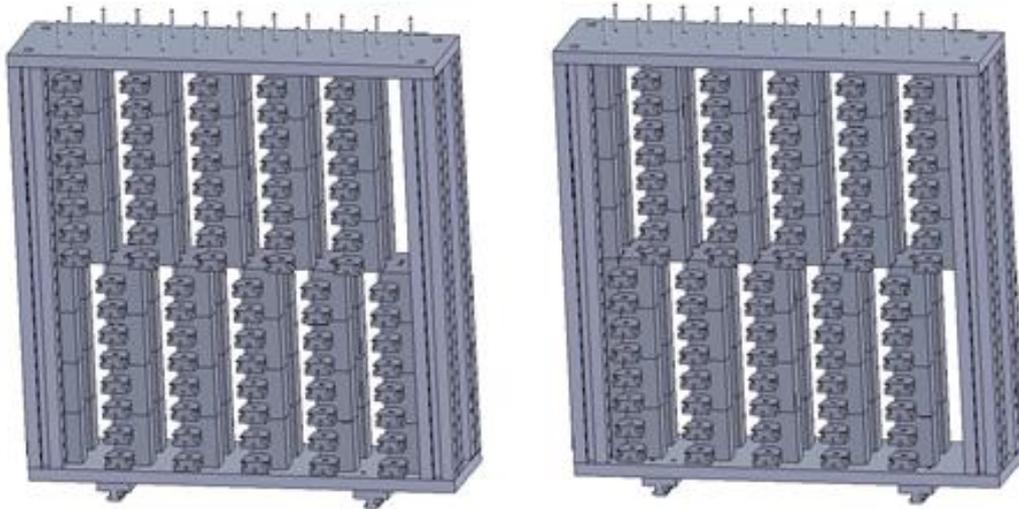


Figure II-19 - Système de création de la foule.

5. Insérer les éléments fibreux / Compacter la structure

Une navette traditionnelle est utilisée pour l'insertion d'éléments fibreux. Celle-ci permet de garder la continuité de la matière et est très aisée à mettre en œuvre. Afin de tasser les éléments fibreux insérés (horizontalement et verticalement), on utilisera dans un premier temps un tassage à dent. On introduit les paramètres TI et PT correspondant respectivement à la tension d'insertion et à la pression de tassage. Ces actions étant manuelles, il sera dans un premier temps difficile de fixer des valeurs à ces paramètres, le but étant de garder des valeurs constantes tout au long du procédé de structuration afin d'obtenir des structures homogènes.

E. Paramétrisation du procédé : application au démonstrateur

La description des différents organes du démonstrateur et des différentes étapes du procédé ont permis de mettre en lumière différents paramètres. Ces paramètres que l'on appellera « paramètres procédés » dans la suite de ce manuscrit permettent de décrire et de quantifier au mieux les différentes configurations et différents réglages lors de l'utilisation de démonstrateur.

Ces paramètres, leur description leur unité et leurs valeurs possibles sont répertoriés dans le tableau 7.

Paramètre	Description	Unité	Valeurs possibles
t	Numéro de la tête de tissage	-	{1,2,3,4}
C_t	Course de régulation de tension globale propre à la tête t.	mm	[0,100]
N_t	Nombre de modules installés horizontalement dans la tête de tissage numéro t.	-	[1,10]
M_t	Nombre de modules installés verticalement dans la tête de tissage numéro t.	-	[1,4]
b	Désigne l'une des boucles d'un module. b=1 correspond à la boucle supérieure, b=2 correspond à la boucle inférieure	-	{1,2}
i	Indice de la colonne du module ciblé de la tête t	-	[1, M_t]
j	Indice la ligne du module ciblé de la tête t	-	[1, N_t]
$Mo_{i,j,t}$	Désigne le module de la colonne i, de la ligne j et de la tête t	-	-
$B_{b,i,j,t}$	Désigne la boucle b du module de la colonne i, de la ligne j et de la tête t	-	-
$O_{b,i,j,t}$	Orientation de la boucle b du module (i,j) dans la tête de tissage t.	°	$O_{b,i,j,t} \in \{0,45,90,135\}$
$T_{b,i,j,t}$	Rigidité du ressort appliqué à la boucle b du module (i,j) dans la tête de tissage t.	$N.m^{-1}$	$T_{b,i,j,t} \in \{1,2\}$
TI	Tension d'insertion	$N.m^{-1}$	-
PT	Pression de tissage	MPa	-

Tableau II-7 - Description des paramètres et appellations propres au procédé.

III. Production de préformes paramétrisées.

A. Description des étapes de production

La production d'échantillon via le démonstrateur développé et précédemment décrit peut-être décomposée en différentes étapes. Celles-ci sont détaillées et illustrées dans cette partie.

▪ Préparation du démonstrateur

Il s'agit tout d'abord de venir disposer les têtes de tissage sur les guidages linéaires du bâti, face à face deux par deux (fig. 20). Leur position permet de définir la valeur maximale de la course C_t permettant ainsi une régulation de tension globale des éléments fibreux associée à chaque tête. Il s'agit ensuite de placer les différents modules dans chacune des têtes, en fonction de la géométrie et des dimensions du raidisseur à produire, ce sont les paramètres N_t et M_t . Enfin on oriente chaque boucle de d'élément fibreux selon son orientation $O_{b,i,j,t}$.

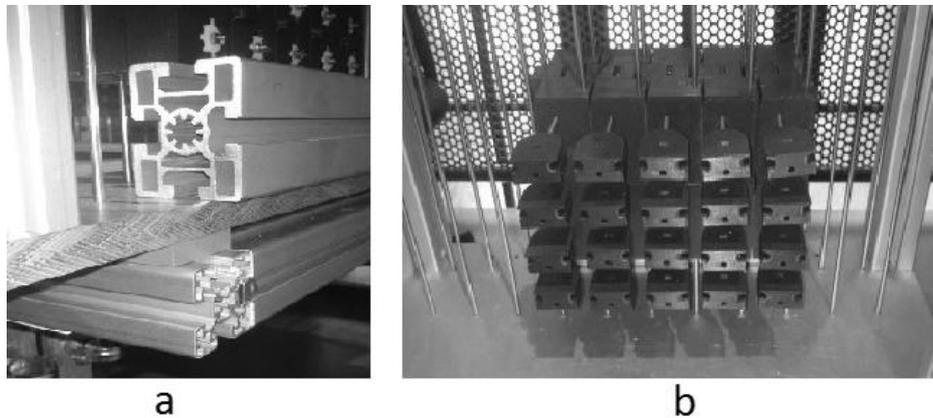


Figure II-20 – Etape de préparation du démonstrateur

▪ Arrangement

L'arrangement des éléments fibreux se fait couche par couche, en alternant successivement chacune des deux directions principales du croisement (fig. 21).

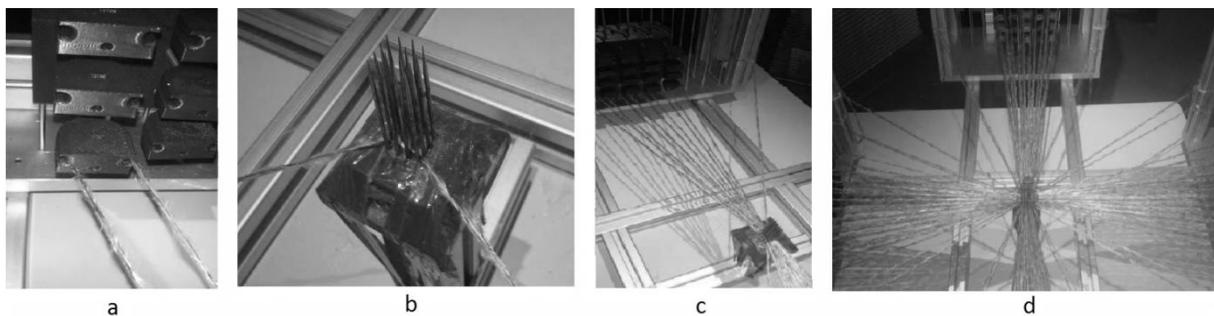


Figure II-21 – Etape d'arrangement des éléments fibreux.

Pour ce faire, les éléments fibreux vont boucler au sein d'une même ligne passant d'une tête de tissage à la tête de tissage opposée. Un élément fibreux part d'une boucle $B_{2,1,1,1}$, passe par le peigne 3D pour ensuite revenir sur la boucle $B_{2,1,1,2}$. A partir de cette boucle, l'élément fibreux repasse par le peigne 3D pour rejoindre la boucle $B_{2,2,1,1}$. En répétant ces opérations on obtient alors une première nappe

d'éléments fibreux orientée selon une des deux directions principales de la croix (fig. 21-c). On répète ensuite cet ensemble d'opérations en remplaçant les têtes 1 et 2 respectivement par les têtes 3 et 4. En alternant ce travail sur chacun des couples de têtes, et en travaillant par ligne (j puis j+1) on parvient alors à arranger les éléments fibreux (fig. 21-d) de façon à permettre l'étape de structuration.

- Structuration

Cette étape de structuration vise à venir créer, via l'insertion d'éléments fibreux, l'architecture propre aux branches. Il s'agit dans un premier temps de créer une foule, cette action est rendue possible par une disposition particulière des modules dans la tête de tissage. Ainsi dans l'optique d'insérer par exemple un élément trame dit liant, qui va interlocker la structure dans son épaisseur, il est nécessaire d'alterner des modules en positions hautes et des modules en position basse (fig. 22-a). Une fois la foule créée, l'insertion d'un élément fibreux est effectuée en utilisant une navette (fig. 22-b) et avec une tension TI. Cet élément est ensuite tassé contre la structure déjà produite avec une pression PT.

Ces différentes étapes sont répétées, permettant l'insertion successive des trames. Selon le cheminement du fil trame désiré dans la structure, une foule particulière est définie.



Figure II-22 - Etape de structuration

B. Production d'échantillons

La production d'échantillons a plusieurs objectifs. Le premier est bien évidemment de prouver la faisabilité d'un tel procédé et de produire des échantillons répondant au cahier des charges défini. Dans cette optique, des croisements de raidisseurs ont été produits en utilisant des fils comêlés en verre/polypropylène (fig. 23).

Matériaux	Verre/Polypropylène
Proportion massique	71.6%/28.4%
Titre	640 TEX
Allongement à la rupture	4.25%
Contrainte à la rupture	20.78 cN/TEX

Tableau II-8 - Caractéristiques du fil comêlé verre/polypropylène.

Les caractéristiques du fil utilisé sont présentées dans le tableau 8. Les croisements de raidisseurs présentés ici correspondent à des productions maîtrisées et optimisées. Des études préalables ont été réalisées afin d’appréhender et de mesurer l’influence des différents paramètres (matière ou procédé) sur les caractéristiques de la préforme et donc de la pièce. Dans cette optique, nombre d’échantillons ont été produits.

Des raidisseurs rectilignes, correspondant à des branches de croisement ont été produits. Cela démontre dans un premier temps la versatilité du procédé: il est possible de produire différentes géométries de raidisseurs en adaptant le procédé. La production de raidisseurs rectilignes étant plus rapide (simplification de l’étape de préparation), cela permet d’obtenir des échantillons possédant la même structure que les branches du croisement pour un investissement moindre. Ces raidisseurs rectilignes, outre leur fonction de démonstration, sont surtout des échantillons dédiés à être étudiés (cf partie IV et V), en complément et/ou substitution des branches des croisements de raidisseurs.



Figure II-23 - Croisement de raidisseur verre/PP et raidisseur rectiligne verre/PP.

Des croisements de raidisseurs ainsi que des raidisseurs rectilignes ont dans un premier temps été produits en utilisant des fils de caractérisation. Ces fils de polyester, de section importante ont l’avantage d’être facile à mettre en œuvre et de posséder une section native circulaire peu déformable (tab. 9).

Matériau	Polyester
Titre	900 TEX
Densité	1.1g/cm ³
Diamètre de section	1.6mm
Surface de section	2mm ²

Tableau II-9 - Caractéristiques du fil de caractérisation de Polyester.

De par leur couleur variée, l’utilisation de ces fils permet de mieux visualiser et identifier chaque fil présent dans la structure. Les échantillons produits de cette manière (fig. 24) permettent ainsi de mettre en évidence les paramètres clés de la préforme et donc d’en permettre une meilleure analyse. Dans le but de cerner l’influence des différents paramètres procédés, des préformes en fils de caractérisation ont été produites avec des configurations procédés différentes, permettant de mettre en lumière l’influence des paramètres.

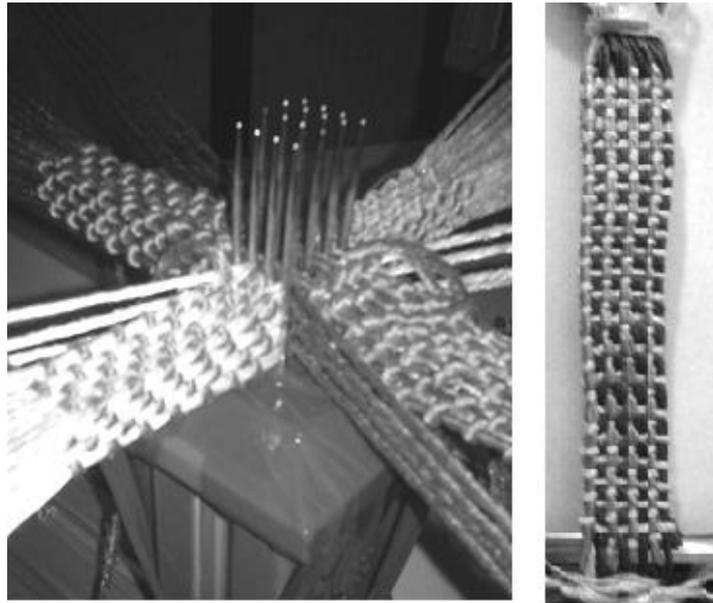


Figure II-24- Croisement de raidisseur polyester et raidisseur polyester.

Les différents échantillons produits ainsi que leurs paramètres procédés associés sont répertoriés dans le tableau 10.

Echantillon	#CR1	#CR2	#CR3	#CR4	#CC1	#VPR1	#VPC1
Matériau	Polyester	Polyester	Polyester	Polyester	Polyester	Verre Polypropylène	Verre Polypropylène
Géométrie du raidisseur	Rectiligne	Rectiligne	Rectiligne	Rectiligne	Croisement	Rectiligne	Croisement
Quantité de raidisseurs produite	1	1	1	1	1	5	8
$N_t, (\forall t)$	5	5	5	5	5	5	5
$M_t, (\forall t)$	4	4	4	4	4	4	4
$T_{b,i,j,t}$ ($\forall b,i,j,t$)	1	2	1	1	1	1	1
TI relatif	x	x	2x	x	x	x'	x'
PT relatif	y	y	y	2y	y	y'	y'

Tableau II-10 - Récapitulatif des préformes produites.

L'insertion et le tassage étant des étapes manuelles, les paramètres TI et PT représentant successivement la tension d'insertion et de pression de tassage ne sont pas précisément quantifiables. De ce fait, on utilise pour ces paramètres des valeurs relatives : on imposera selon les configurations des tensions ou pressions doubles que celles usuellement utilisées.

IV. Mise en œuvre composite.

Les différents échantillons en fils de caractérisation (fils polyester de couleur) correspondant à des configurations particulières de production (valeurs de paramètres « procédé » définies) et ont pour objectif principal l'étude de l'influence des paramètres procédés sur la nature de la pièce composite et ses propriétés. Dans cette optique, ces échantillons ont été résinés par moulage au contact à l'aide d'une résine epoxy d'enrobage à froid (LAMPLAN Résina Crystal).

Le principal objectif de ce travail de thèse étant le développement de pièces composites à base de fils comêlés verre/polypropylène, on se focalisera dans cette section sur le développement du procédé de mise en œuvre de ces matériaux comêlés thermoplastiques. En se basant sur l'étude bibliographique effectuée dans le chapitre I (Ch.III.B.2), ce paragraphe présente les études effectuées pour optimiser cette mise en œuvre des thermoplastiques par opération de thermocompression.

A. Principes de mise en œuvre thermoplastique.

La littérature [13-17] s'accorde à dire qu'outre la géométrie et la nature de la préforme, des paramètres propres au procédé de consolidation influent sur la qualité de la consolidation et donc sur le comportement du matériau composite en découlant.

Le premier de ces paramètres est le moule : l'épaisseur, la géométrie et le matériau influent directement sur la transmission thermique vers la préforme et donc sur la qualité de la consolidation. On cherchera ainsi à avoir un indice de conductivité thermique (λ en $W.m^{-1}.K^{-1}$) le plus important possible, tout en ayant une inertie thermique minimale, afin d'avoir un moule thermiquement « réactif » lors des phases successives de chauffage et de refroidissement.

A noter que l'inertie thermique est quantifiable via les grandeurs de diffusivité thermique ($D = \frac{\lambda}{\rho.c}$ exprimée en $m^2.s^{-1}$) et d'effusivité thermique ($E = \sqrt{\lambda.\rho.c}$, exprimée en $JK^{-1}m^{-2}s^{-\frac{1}{2}}$), représentant successivement la capacité du matériau à transmettre un signal de température d'un point à un autre, et la capacité du matériau à échanger de l'énergie thermique avec son environnement.

ρ est la masse volumique du matériau en $kg.m^{-3}$, et c est la capacité thermique massique en $J.kg^{-1}.K^{-1}$

Cette étape de mise en œuvre est justement composée de différentes phases caractérisables par leur température, leur pression et leur durée. Généralement le moule est d'abord préchauffé à une température légèrement inférieure à celle du point de fusion du polypropylène. On insère ensuite la préforme dans le moule que l'on referme, la géométrie du moule imposant une compaction de la préforme. On applique ensuite une pression et une température définie à ce moule pendant une durée déterminée. Suite à cela, une étape de refroidissement intervient avec une vitesse de refroidissement contrôlée. La pièce est ensuite démoulée.

Des études ont été menées [17] permettant ainsi de déterminer les bornes de chacun de ces paramètres, un récapitulatif est présenté dans le tableau 11.

	Description	Paramètre	Unité	Bornes de valeur	
Moule	Géométrie		-	-	
	Matériau	Conductivité thermique	λ	$W.m^{-1}.K^{-1}$	à maximiser
		Diffusivité thermique	D	$m^2.s^{-1}$	à maximiser
		Effusivité thermique	E	$JK^{-1}m^{-2}s^{-\frac{1}{2}}$	à maximiser
Procédé	Température de préchauffage du moule [9]	Ti	°C	< 170°C	
	Pression de chauffage [9]	Pc	Bar	[1,50]	
	Température de chauffage [9]	Tc	°C	[160,240]	
	Durée de chauffage [9]	Dc	Min	[1,10]	
	Vitesse de refroidissement	Vr	°C.min ⁻¹	[50,200]	

Tableau II-11 - Paramètres influant sur le procédé de consolidation.

La consolidation thermoplastique est généralement évaluée selon trois critères [13] : l'homogénéité de la répartition de la résine, la porosité (présence de vide) et de zones sèches (zones de renfort non imprégnées par la résine).

B. Définition de la valeur des paramètres de mise en œuvre.

Les paramètres précédemment établis, en vue d'une optimisation de cette étape de consolidation, se doivent d'être adaptés à notre équipement et nos préformes. Des modèles [17-22], permettent de prédire cette étape de consolidation. Néanmoins, ces modèles de par leurs aspects multi-échelles et leurs approches complexes des notions de perméabilité (du verre), de migration ou encore de dissolution (du polypropylène) sont difficilement applicables à des structures et géométries complexes.

Le travail de cette thèse résidant principalement dans le développement et l'optimisation de préformes, nous n'aborderons pas ces aspects de modélisation et utiliserons des études expérimentales pour définir les valeurs optimales de ces paramètres.

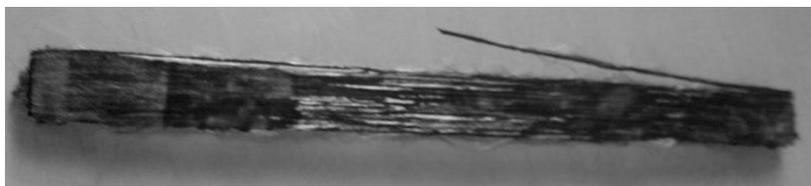


Figure II-25 - Eprouvette de comêlés.

L'objectif de cette étude consiste à connaître le comportement intrinsèque du matériau. Pour ce faire des éprouvettes rectangulaires (fig .25) ont été réalisées. Sous forme de bandes, elles consistent en une juxtaposition de fils comêlés, assimilables à un UD monocouche, de 3mm de large sur 200mm de longueur (fig. 26). On impose ensuite à ces éprouvettes, introduites dans un moule en aluminium, différentes configurations du procédé de mise en œuvre, celles-ci sont répertoriées dans le tableau

12. Pour des raisons de coûts et de facilité de mise en œuvre, les moules utilisés dans ces essais sont des plaques d'aluminium de 4mm d'épaisseur.



Figure II-26 - Presse chauffante du GEMTEX.

La presse chauffante du laboratoire GEMTEX, avec des consignes de température, de pression et de durée est utilisée (fig. 26).

Eprouvette	#1	#2	#3	#3	#4	#5	#6	#7	#8	#9	#10	#11	#12	#13	#14
Tc (°C)	160	180	200	220	240	220	220	220	220	220	220	220	220	220	220
Pc (Bar)	25	25	25	25	25	1	10	25	50	25	25	25	25	25	25
Dc (min)	5	5	5	5	5	5	5	5	5	1	5	10	5	5	5
Vr (°C.min ⁻¹)	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	200	100	50

Tableau II-12 - Configurations de consolidation des éprouvettes.

Pour des températures Tc, inférieures à 220°C, on observe la présence de zones sèches, la résine partiellement fondue, n'a pas fluée de façon uniforme dans l'éprouvette. Ce phénomène est d'autant plus marqué que la température de chauffage est basse. Au-delà de cette température, on assiste à une dégradation du polypropylène. Le paramètre Tc, consigné à 220°C est le meilleur compromis.

Conformément aux résultats de Klinkmuller [17], le fait d'augmenter la pression et la durée lors de l'étape de chauffage, permet une diminution des bulles d'airs et des zones sèches. A noter que cet effet a tendance à s'estomper avec l'augmentation de la valeur des paramètres impliqués. Ainsi entre 25 et 50 Bar (paramètre Pc) ou encore entre 10 et 5 min (paramètre Dc), les différences sont négligeables comparées aux contraintes de mise en œuvre imposées.

Enfin une vitesse de refroidissement plus faible, permet un démoulage plus aisé et donc un meilleur état de surface de la pièce composite.

C. Développement du moule.

L'objectif est de concevoir un moule permettant de consolider les raidisseurs développés. La contrainte majeure réside dans l'adaptabilité à la géométrie particulière du croisement de raidisseurs. En effet, le moule doit permettre de recevoir la préforme et de lui appliquer une compaction en tout point et en toute direction (plan et épaisseur). Cette compaction a pour principal objectif de venir augmenter le taux de fibre de la pièce. Ce taux de fibre, directement relié aux performances du composite se doit d'être maximiser. Néanmoins, une compaction trop importante dénature la préforme, désorientant les renforts et altérant la géométrie de la pièce.

Il est ainsi nécessaire dans un premier temps de définir le taux de compaction de la préforme. De par la géométrie en forme de croix, ce sont les compactations imposées à chacune des branches qui vont imposer la compaction de l'interface. Pour ce faire, une étude a été effectuée sur des raidisseurs rectilignes, assimilables à des branches de raidisseurs. Il s'agit donc de définir la compaction à appliquer à la branche dans sa direction transverse et dans l'épaisseur.

Ainsi, des éprouvettes de 50 mm de longueur, issues de raidisseurs rectilignes produits (#VPR1, cf tableau II-25) et assimilables à des branches ont été consolidées en suivant le protocole de mise en œuvre précisé précédemment. On utilise comme moule les mêmes plaques d'aluminium de 4 mm d'épaisseur. Entre ces deux plaques vont être glissées des cales d'épaisseur variable, permettant ainsi d'imposer, selon la disposition de la branche dans le moule une compaction soit dans la direction transverse soit dans la direction de l'épaisseur (fig. 27).

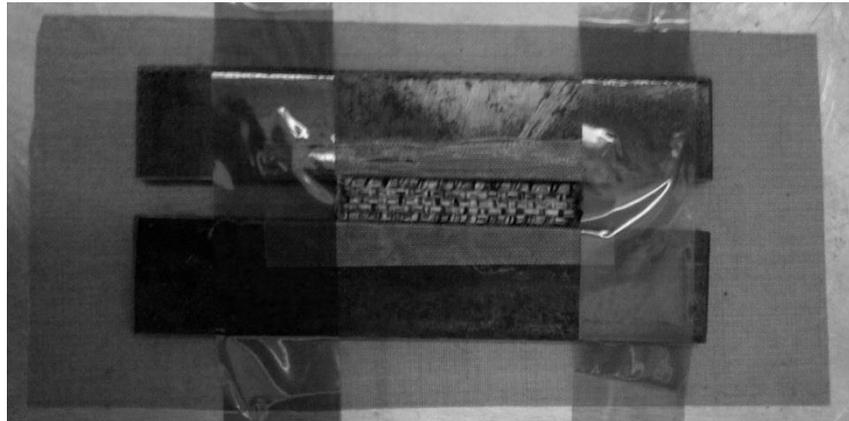


Figure II-27 - Dispositif permettant l'étude de la compaction des raidisseurs rectilignes.

On définit dans un premier temps, la compaction (CE) comme étant le rapport de la valeur de l'épaisseur initiale (avant mise en œuvre) sur celle de l'épaisseur finale (après mise en œuvre) de la branche. Avec une disposition particulière, on impose ainsi, lors du procédé de mise en œuvre, des compactations de la branche dans la direction de l'épaisseur de l'ordre de 100, 120, 140 et 200%. Ces valeurs sont dépendantes des épaisseurs de cales, les gabarits disponibles les plus fins étant de l'ordre du millimètre. On étudie alors les valeurs de la largeur du raidisseur consolidé. L'expansion de la largeur (EL), définie comme le rapport entre la valeur de la largeur finale (après mise en œuvre) sur celle de la largeur initiale (après mise en œuvre), représente ainsi un critère de déformation de la préforme et donc de désorientation des renforts. Les résultats sont rapportés dans la figure 28.

Cette figure traduit la présence de deux comportements. Entre 100 et 120% de compression dans l'épaisseur, on ne note quasiment pas de variation de la largeur. Il apparaît par contre, qu'au-delà de 120% de compaction dans l'épaisseur, on assiste à une déformation importante de la préforme. La

valeur optimale théorique de compaction dans l'épaisseur serait la valeur maximale de compaction pour laquelle on aurait une expansion de la largeur de 100%. Dans le cadre expérimental, et aux vues des incertitudes de mesures (de l'ordre du dixième de millimètre représentant 2%), on fixe 120% comme valeur de compaction de l'épaisseur.

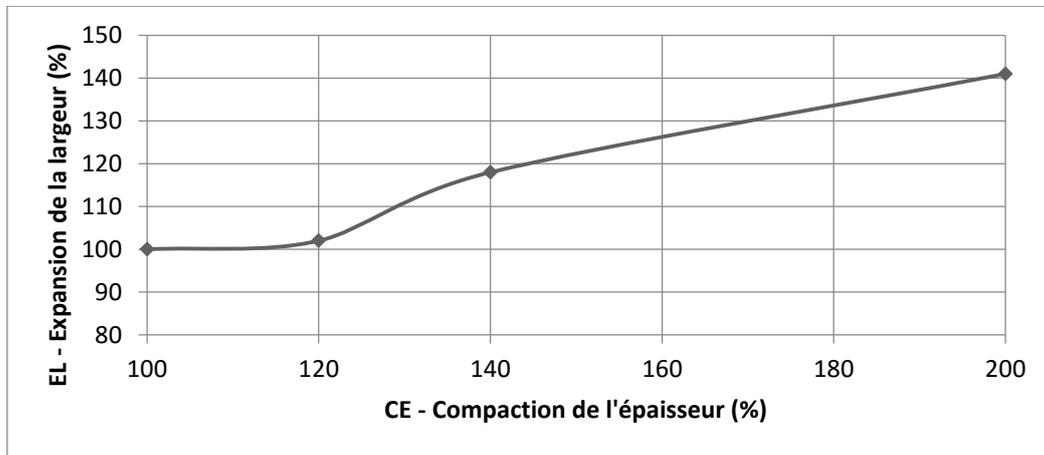


Figure II-28 - Influence de la compaction dans l'épaisseur des raidisseurs rectilignes.

On effectue ensuite la même démarche sur la largeur du raidisseur : on applique une compression sur la largeur des raidisseurs tout en regardant son influence sur l'épaisseur (fig. 29). On utilise ici des échantillons ayant été préalablement compactés de 120% dans l'épaisseur (résultat de l'étude précédente). On introduit ainsi les paramètres CL (Compaction de la largeur) et EE (expansion de l'épaisseur).

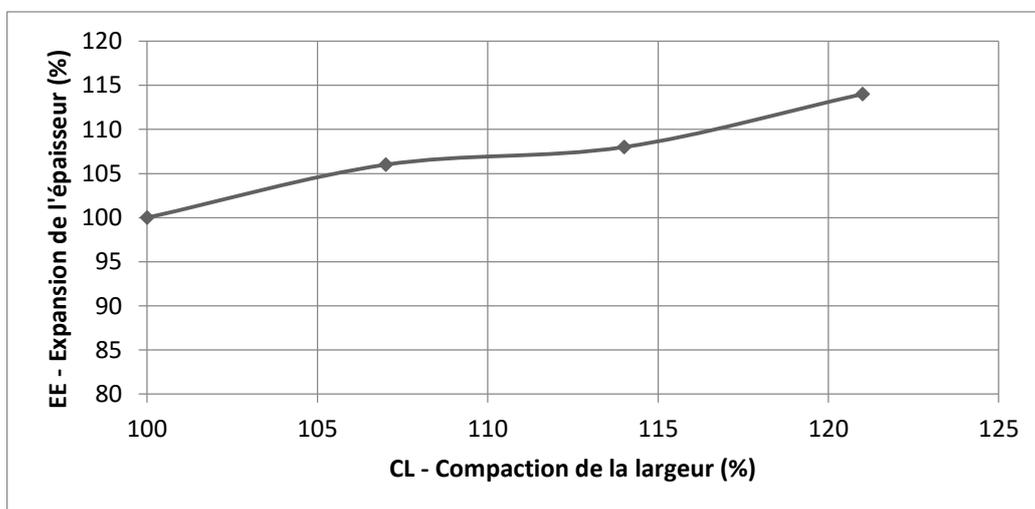


Figure II-29 - Influence de la compaction dans la largeur des raidisseurs rectilignes.

On observe ici que l'allure de la courbe semble respecter une loi affine, c'est-à-dire que la compaction de la largeur influe directement sur l'expansion de l'épaisseur selon un coefficient α . Cela traduit qu'une compaction dans le sens de la largeur, si minime soit-elle, a tendance à déformer la préforme et donc à désorienter les renforts.

Cette étude montre donc que la compaction du croisement de raidisseur est donc nécessaire dans l'épaisseur, selon un rapport de 120% par rapport à son épaisseur initiale. Pour chacune des branches,

dans leur direction relative de la largeur, il n'est par contre pas nécessaire d'appliquer une compaction, sous risque de dénaturer l'architecture fibreuse.

Dans cette optique un moule a été développé. Celui-ci se compose d'un moule et d'un contre-moule. Quatre cales d'épaisseur viennent se loger dans l'entrefer. C'est l'espacement entre ces quatre cales qui crée l'empreinte de la préforme. Ces cales sont guidées grâce à des liaisons linéaires qui leur permettent un mouvement relatif par rapport à l'ensemble moule-contre moule. Leurs positions sont précisément et indépendamment ajustables grâce à un système de vis sans fin. L'épaisseur des cales impose la compaction dans l'épaisseur. La position de chacune des cales impose quant à elle la compaction des branches.

Ce moule (fig. 30) permet une grande versatilité d'utilisation: en changeant les cales (leur géométrie, leur épaisseur, leur nombre ou encore leur disposition) il est possible d'imposer des compacions différentes mais aussi de consolider des préformes de dimensions et géométries variées.

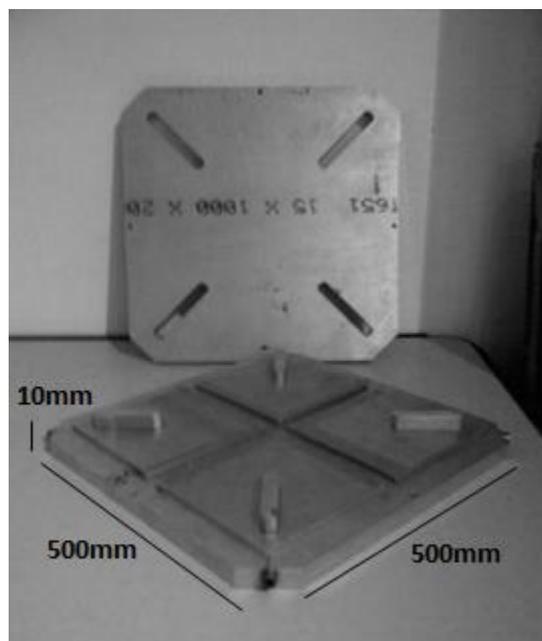


Figure II-30 - Moule développé pour la consolidation de croisements de raidisseurs.

Celui-ci a été réalisé en aluminium, matériau choisi pour ces facilités d'usinage et pour son rapport propriétés thermiques/cout élevé. En effet, l'aluminium, possède des propriétés thermiques bien supérieures à l'acier, mais légèrement moins bonnes que celles du cuivre, pour un prix de revient 7 à 8 fois inférieur.

$$\begin{aligned}\lambda &= 237 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1} \\ D &= 98.8 \text{ m}^2\cdot\text{s}^{-1} \\ E &= 23\,377 \text{ JK}^{-1}\text{m}^{-2}\text{s}^{-\frac{1}{2}}\end{aligned}$$

D. Procédés de mise en œuvre retenu

Les paragraphes précédents ont permis de déterminer les valeurs optimales des différents paramètres régissant le procédé de mise en œuvre des matériaux comelés. La figure 31, résume l'évolution des valeurs de température, pression et compaction appliquées lors de la consolidation.

La première étape correspond au préchauffage du moule jusqu'à une température proche de celle du point de fusion du polypropylène (175°C), la durée de cette étape est dépendante de la capacité de la presse chauffante à monter en température. La préforme est introduite dans le moule, imposant une compaction de 120% dans l'épaisseur et de 100% dans la largeur relative de chacune des branches. Le moule refermé est alors introduit dans la presse chauffante, avec une température de 220°C, sous une pression de 25 Bar et ce pendant 5 minutes : c'est l'étape 2. L'étape 3 constitue le refroidissement avec une vitesse de 50°C.min⁻¹. La valeur de température cible permettant un démoulage correct est de 60°C.

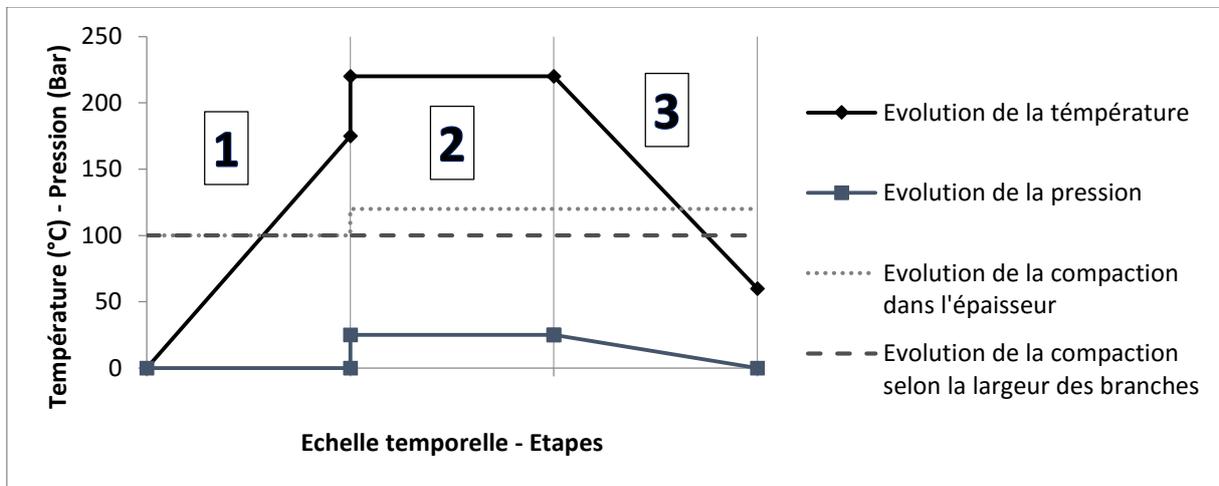


Figure II-31 - Evolution des paramètres de consolidation au cours du temps.

Ces paramètres de mise en œuvre ont ainsi permis la consolidation des échantillons produits en fils comelés thermoplastiques verre/PP, à savoir les raidisseurs rectilignes #VPR1 et les croisements de raidisseurs #VPC1. A noter que la mise en œuvre des productions effectuées avec des fils polyester de caractérisation (#CR1, #CR2, #CR3, #CR4 et #CC1) est réalisée par moulage au contact (sans compaction). La résine utilisée est une résine epoxy d'enrobage à froid : la résine RESINA CRISTAL de chez LAMPLAN. Celle-ci a été retenue pour son excellente transparence, facilitant l'analyse des échantillons ainsi consolidés.

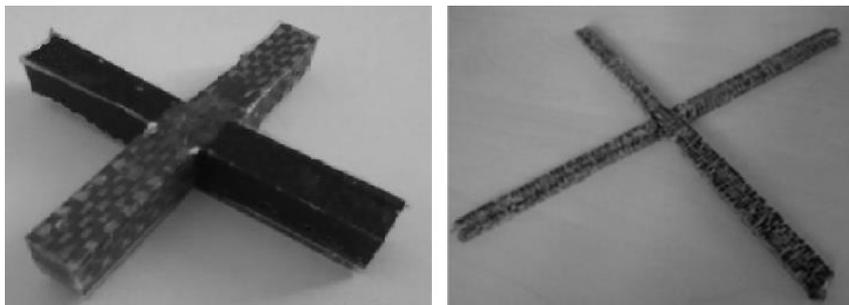


Figure II-32 - Croisements de raidisseur consolidés: polyester/epoxy et verre/polypropylène.

V. Analyse de raidisseurs composites.

Suite aux étapes successives de production de préformes (cf. III) puis de consolidation (cf. IV), on obtient une pièce composite dite consolidée. Ce paragraphe constitue une analyse des pièces composites produites dans le cadre du développement de croisement de raidisseurs. Durant l'ensemble de ces travaux de thèse, la priorité a été d'optimiser l'architecture du renfort dans l'optique d'obtenir le meilleur comportement mécanique de la pièce en se basant sur les données issues de la partie I. Ainsi, cette analyse se focalisera sur une étude multi-échelle du renfort de la pièce composite. A noter que c'est bien le renfort de la pièce composite qui est ici étudié et non la préforme sèche (cf paragraphe III). Cette étude et les résultats en découlant prennent ainsi en compte les étapes de mise en œuvre et les éventuelles modifications qu'elles apportent.

A. Méthodologie

1. Objectifs.

L'analyse post-production des pièces composites produites a plusieurs objectifs :

- Déterminer l'influence des paramètres « procédés » et/ou « matériaux » sur les propriétés du matériau composite, en particulier sur les propriétés de sa préforme. Les propriétés de la pièce, également appelé paramètres « pièce » sont définis, détaillés et présentés dans le paragraphe B.
- Déterminer les paramètres (matériaux et/ou procédés) optimaux permettant d'obtenir la pièce composite (et donc le renfort) répondant pleinement à notre cahier des charges.
- S'assurer de la conformité des échantillons produits.
- Obtenir des données propres aux échantillons produits, celles-ci constituent le point d'entrée pour les futures étapes de modélisation (chapitre III)

Dans le cadre de composites à renfort fibreux, cette analyse post-production est généralement appelée caractérisation.

2. Paramètres de caractérisation.

Les objectifs de la caractérisation comme présenté ci-dessus consistent en l'identification de paramètres clefs : les paramètres « pièces ». Ceux-ci permettent de caractériser les échantillons produits. Dans le chapitre bibliographique [Ch1.IV.A.1], l'aspect multi-échelle des renforts a été mis en avant. Puisqu'il est question dans ce chapitre de caractériser les pièces composites produites, et en particulier leurs renforts, il est nécessaire de caractériser les pièces composites à différentes échelles.

- En suivant une approche macroscopique, à savoir en restant à l'échelle de la pièce finale, on cherche à obtenir des informations quant aux dimensions globales de l'échantillon produit (longueur, largeur et épaisseur des branches). Les paramètres « macro » sont listés dans le tableau 12.
- Une caractérisation à l'échelle mésoscopique, s'intéresse principalement aux paramètres architecturaux locaux du renfort, à savoir la façon dont sont disposés les renforts au sein de la pièce. L'objectif est ici de relever une cartographie 3D du renfort au sein de la pièce. Pour ce faire, on s'intéresse aux paramètres de longueur, de chemin et d'orientation de chaque

élément fibreux constituant le renfort. On cherche aussi à relever les densités des différents types d'éléments fibreux au sein du renfort.

- La caractérisation à l'échelle microscopique correspondant à l'échelle de l'élément fibreux. L'objectif est ici d'obtenir des informations locales sur la géométrie et les dimensions des sections de chaque élément fibreux constituant le renfort.

Echelle	Paramètre	Description	Unité
Macroscopique	A_{p-b}	Largeur de la branche b en sa section P	mm
	B_{p-b}	Epaisseur de la branche b en sa section P	mm
	L_b	Longueur de la branche b de la pièce	mm
Mésoscopique	D_x	Densité de fils dans la direction x	Fils/cm
	D_y	Densité de fils dans la direction y	Fils/cm
	D_z	Densité de fils dans la direction z	Fils/cm
	L_{ij-P}	Longueur du fil (ij) dans la section P	mm
	O_{ij-P}	Orientation du fil (ij) dans la section P	°
Microscopique	a_{ij-P}	Largeur de la section du fil (ij) dans la section P	mm
	b_{ij-P}	Epaisseur de la section du fil (ij) dans la section P	mm
	S_{ij-P}	Surface de la section du fil (ij) dans la section P	mm ²

Tableau II-13 - Paramètres de caractérisation

On s'oriente vers une caractérisation optique, qui, selon les méthodes et protocoles employés, permet l'obtention de différents visuels permettant l'acquisition de données et, en recoupant les différents relevés, d'obtenir l'ensemble des informations précédemment présentées.

3. Protocole d'acquisition des coupes.

Afin d'obtenir les diverses informations détaillées dans le paragraphe 2, on se doit d'observer l'échantillon selon différentes coupes. Sachant que notre acquisition [V.A.5] est une acquisition optique on se doit d'obtenir les perspectives nécessaires.

Pour ce faire l'échantillon consolidé est alors sectionné selon différents plans de coupe (cf figure 33). Ces différentes coupes nous donnerons des informations différentes.

Afin d'obtenir des informations sur la section des fils de chaînes par exemple, on découpera l'échantillon selon le plan (y,z), à différentes positions sur l'axe x. A noter que cette coupe nous fournira également des informations sur la trajectoire des fils de trame.

Pour obtenir des informations sur l'orientation et la trajectoire des fils de chaîne, on découpera l'échantillon cette fois ci selon le plan (x,y) à des positions différentes sur l'axe z.

Ces sections, complémentaires dans les informations qu'elles nous délivrent, sont alors nommées x_i , y_i et z_i en fonction de leurs positions sur les axes x,y ou z, i étant le numéro de coupe dans chacune des directions. Chacune de ces sections est représentée par le paramètre P (de 1 à p).

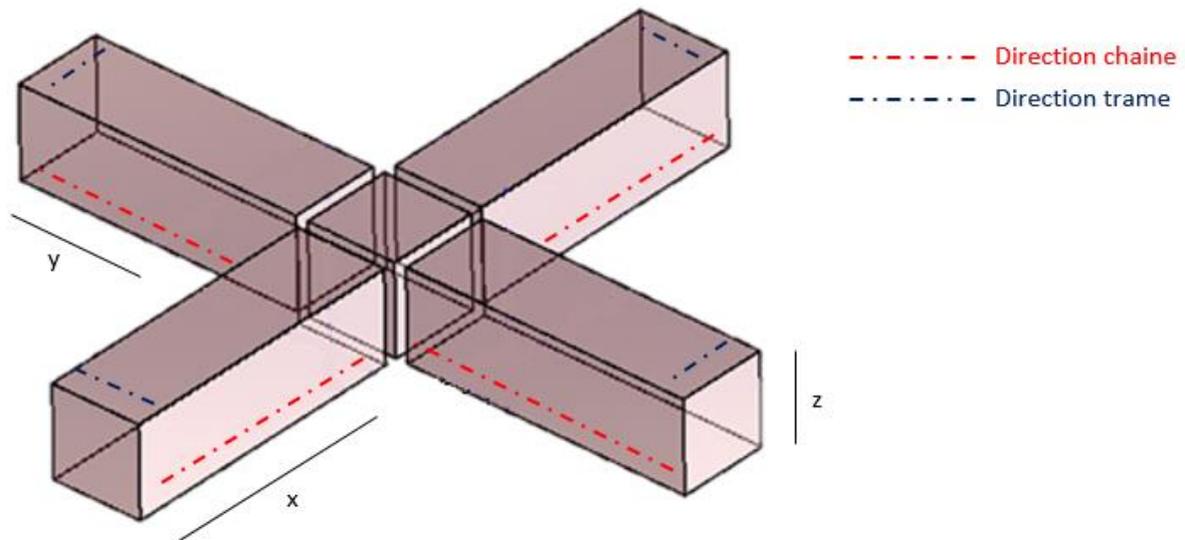


Figure II-33 - Illustration des sections utilisées pour la caractérisation.

4. Protocole d'acquisition de clichés numériques.

Les différentes sections ayant été définies et obtenues, il est nécessaire d'en capturer une image numérique pour pouvoir traiter et ainsi exploiter les résultats. L'équipement détaillé en figure 35 été utilisé dans cette optique.

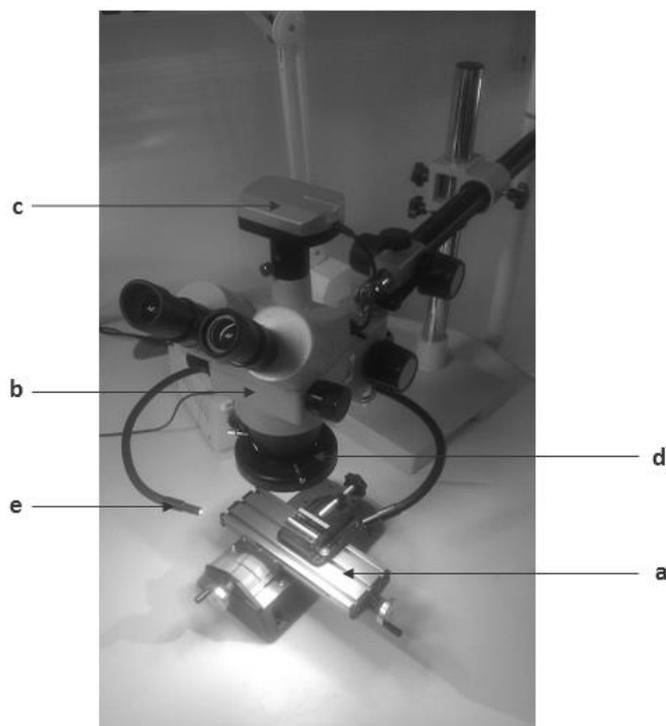


Figure II-34 - Equipement d'acquisition numérique.

L'échantillon est fixé dans un étau (fig. 34-a) capable de translater horizontalement et verticalement, permettant ainsi d'ajuster avec précision la position de l'échantillon par rapport à la loupe binoculaire

(fig. 34-b). La loupe binoculaire NOVEX PM 99259 est reliée à un capteur numérique (fig. 34-c) permettant la capture des clichés et le transfert vers un ordinateur. Deux systèmes d'éclairage sont disponibles : le premier est incorporé à l'objectif (fig. 34-d), le second est une source externe ajustable en position et en intensité.

Durant les acquisitions, les paramètres suivants ont été utilisés :

- Capteur de 3 mégapixels
- Résolution 2048x1536
- Focus: 38
- Iso: 200
- Temps de pose: 120ms
- Gain RGB (1.17; 1,00; 1.86).

De cette façon, le lien entre l'échelle réelle et l'échelle numérique des acquisitions est de 89 pixels.mm⁻¹.

Ce protocole permet d'obtenir des clichés numériques, un exemple est présenté en figure 35.



Figure II-35 - Image numérique d'échantillon produit.

Ces images sont ensuite traitées numériquement via le logiciel « BEL Analyser » qui permet de détourner les surfaces, permettant ainsi de dissocier et d'identifier les différents éléments fibreux et zones de résine de l'image. Cette étape permet de mesurer individuellement et avec précision les dimensions (largeur, épaisseur, surface, périmètres) et/ou orientations de chaque zone tout en adaptant les échelles réelles et numériques. Ces résultats seront par la suite post-traités puis analysés dans les sections [B] et [C].

5. Grille de caractérisation et paramètres.

Dans le but de mieux définir chaque mesure effectuée lors de l'opération de caractérisation, on établit une grille de caractérisation. Cette grille de caractérisation est dépendante de la section étudiée et des mesures qu'elles délivrent et que l'on cherche à expliciter. Ainsi les coupes le long des axes x_i ou y_i utilisent une même grille pour l'acquisition d'informations sur les fils de chaîne. Ces mêmes coupes, pour l'acquisition d'informations sur les fils de trame en utiliseront une différente, les coupes selon l'axe z_i en utiliseront encore une différente.

On détaillera ici le fonctionnement de la grille relative aux coupes x_i et y_i pour les fils de chaîne (fig. 36). Le fonctionnement des autres grilles est analogue.

La grille est ici organisée selon deux axes i et j : i étant l'abscisse et j l'ordonnée. Chaque fil présent est alors repéré par un couple de coordonnées (i,j) . Le fil de chaîne de la deuxième colonne, deuxième ligne est par exemple repéré par le couple $(2,2)$.

Sachant que l'on a effectué des coupes à différentes positions dans l'échantillon, un même fil repéré par son couple de coordonnées (i,j) possède plusieurs relevés d'informations. Ainsi un relevé d'information dépend :

- Du fil sur lequel est menée la mesure, symbolisé par son couple (i,j)
- De la position de la mesure symbolisée par le paramètre P , p allant de 1 à p et définissant selon sa valeur les sections x_i , y_i ou z_i

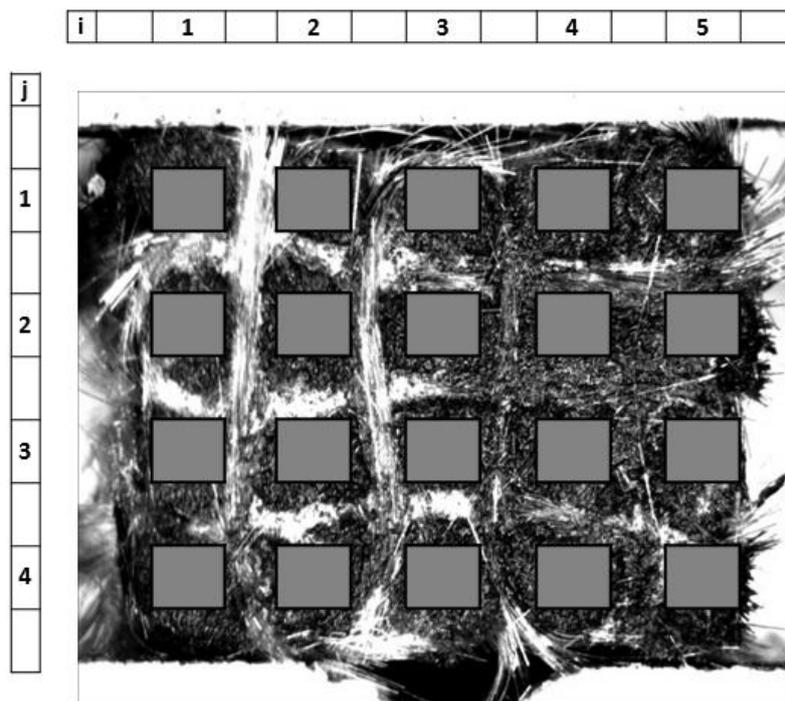


Figure II-36 - Grille de caractérisation des fils de chaîne pour des coupes x_i et y_i

Ainsi pour un paramètre quelconque, on y ajoutera les indices relatifs à la dénomination de l'élément fibreux à savoir son couple (i,j) et celui relatif à la position de la mesure (P). Pour une même donnée d'un même fil, selon la coupe utilisée on obtiendra plusieurs résultats potentiellement différents.

Les paramètres dont on cherche à mesurer les valeurs sont présentés dans le tableau 14.

Chacun des paramètres a été mesuré sur chacune des sections (pour tout P), et pour chacun des fils présents (pour tout (i,j)). Par soucis de précision, chaque mesure a été effectuée 3 fois, c'est leur valeur moyenne qui est ensuite exploitée.

Les paragraphes suivants ne présentent pas la totalité des résultats mais ont pour objectif de dresser une analyse multi-échelle des principaux résultats. Ces résultats sont issus de post-traitement des données et contribuent à une meilleure compréhension de la structure, du procédé de production et des relations qui peuvent exister entre ces paramètres procédés et paramètres pièces.

Echelle	Paramètre	Description	Unité
Macroscopique	A_{p-b}	Largeur de la branche b en sa section P	mm
	B_{p-b}	Epaisseur de la branche b en sa section P	mm
	L_b	Longueur de la branche b de la pièce	mm
Mésoscopique	D_x	Densité de fils dans la direction x	Fils/cm
	D_y	Densité de fils dans la direction y	Fils/cm
	D_z	Densité de fils dans la direction z	Fils/cm
	L_{ij-P}	Longueur du fil (ij) dans la section P	mm
	O_{ij-P}	Orientation du fil (ij) dans la section P	°
Microscopique	a_{ij-P}	Largeur de la section du fil (ij) dans la section P	mm
	b_{ij-P}	Epaisseur de la section du fil (ij) dans la section P	mm
	S_{ij-P}	Surface de la section du fil (ij) dans la section P	mm ²
	p_{ij-P}	Périmètre de la section du fil (ij) dans la section p	mm

Tableau II-14 - : Paramètres « pièce » de caractérisation.

B. Résultats : Echantillons de « caractérisation ».

Ce paragraphe traite des résultats de l'analyse des échantillons produits avec des fils de caractérisation en polyester. Les échantillons en question sont donc ceux ayant les dénominations #CR1, #CR2, #CR3, #CR4 et #CC1 (voir tableau 10). Ces différentes références correspondent à des configurations particulières des paramètres « procédé » et sont présentés dans le paragraphe [Ch2.III.B]. En suivant le protocole précédemment décrit en partie A, les valeurs des différents paramètres de caractérisation introduits (tableau 14) sont mesurées. Un post traitement de ces données permet de mettre en évidence nombre de relations entre paramètres « pièces » et paramètres « procédé ». La suite de ce paragraphe a pour objectif de présenter, d'expliquer et de contrôler l'influence des paramètres procédés sur les paramètres « pièces » et ce, aux différentes échelles d'analyse.

1. Echelle macroscopique.

L'étude macroscopique d'un croisement de raidisseur peut se décomposer en l'analyse des branches et de l'interface. Les dimensions et la géométrie de la zone d'interface sont complètement dépendantes de celles des branches qui l'entourent. L'étude macroscopique d'un croisement de raidisseurs se confond ainsi avec l'étude macroscopique de ces branches. Dans cette optique, à l'échelle macroscopique, on se focalisera sur l'étude des branches du croisement de raidisseurs, mais également sur l'étude des raidisseurs rectilignes pouvant être considérés comme des branches.

A l'échelle de la pièce, pour une référence de raidisseur rectiligne donné (CR1, CR2, CR3 ou CR4) on mesure à différentes positions « p » ses paramètres de largeur (A_{p-b}) et d'épaisseur (B_{p-b}). Puisque les échantillons étudiés sont des échantillons rectilignes ne possédant qu'une unique branche, l'indice b ne peut ici prendre qu'une valeur unique et est donc omis. Pour chaque campagne de mesure correspondant à un échantillon donné, l'écart type des valeurs obtenues est de l'ordre de 2%. Cela signifie que pour tout échantillon donné, les dimensions de la section d'un raidisseur rectiligne (ou d'une branche) sont constantes le long de sa direction de production.

Pour un échantillon de type croisement de raidisseurs (CC1), on mesure indépendamment pour chacune des 4 branches les valeurs de largeur (A_{p-b}) et d'épaisseur (B_{p-b}). En moyennant (équations 1 et 2) des paramètres A_{p-b} et B_{p-b} sur les différentes positions de mesure, on observe que les paramètres A_{moy-b} et B_{moy-b} ont une valeur égale pour toute valeur de b . Cela signifie qu'à paramètres procédés fixés, les dimensions de la section de chacune des branches d'un croisement de raidisseurs sont égales.

$A_{moy-b} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p A_{x-b}$	Eq. II-1
--	----------

Et

$B_{moy-b} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p B_{x-b}$	Eq. II-2
--	----------

Ce résultat permet alors d'introduire, pour tout échantillon (rectilignes $b=1$ ou croisements de raidisseurs $b=4$) les paramètres A_{moy} et B_{moy} correspondant à la valeur moyenne de toute branche de l'échantillon (équations 3 et 4).

$A_{moy} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p \sum_{y=1}^b A_{x-y}$	Eq. II-3
---	----------

Et

$B_{moy} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p \sum_{y=1}^b B_{x-y}$	Eq. II-4
---	----------

Le paramètre de longueur de branche est quant à lui dépendant du nombre d'insertions effectuées lors du procédé de production et de la pression de tassage (PT) imposée.

L'analyse (fig. 37) des paramètres de largeur moyenne (A_{moy}) et d'épaisseur moyenne (B_{moy}) mettent en lumière des variations de l'ordre de 5 à 10% des dimensions globales des branches selon l'échantillon analysé. Ces variations peuvent être expliquées par les différences des valeurs des paramètres procédés utilisées (cf. [Ch2.III.B]) lors de leur production : rigidité de ressort influant sur la tension des fils de chaîne, tension d'insertion des fils de trame ou encore pression de tassage. On remarque plus particulièrement qu'une valeur de tension d'insertion (TI) plus importante (l'échantillon #CR3 possède une valeur double du paramètre TI par rapport aux échantillons #CR1, #CR2, #CR4 et #CR5) diminue les valeurs de largeur et d'épaisseur des branches.

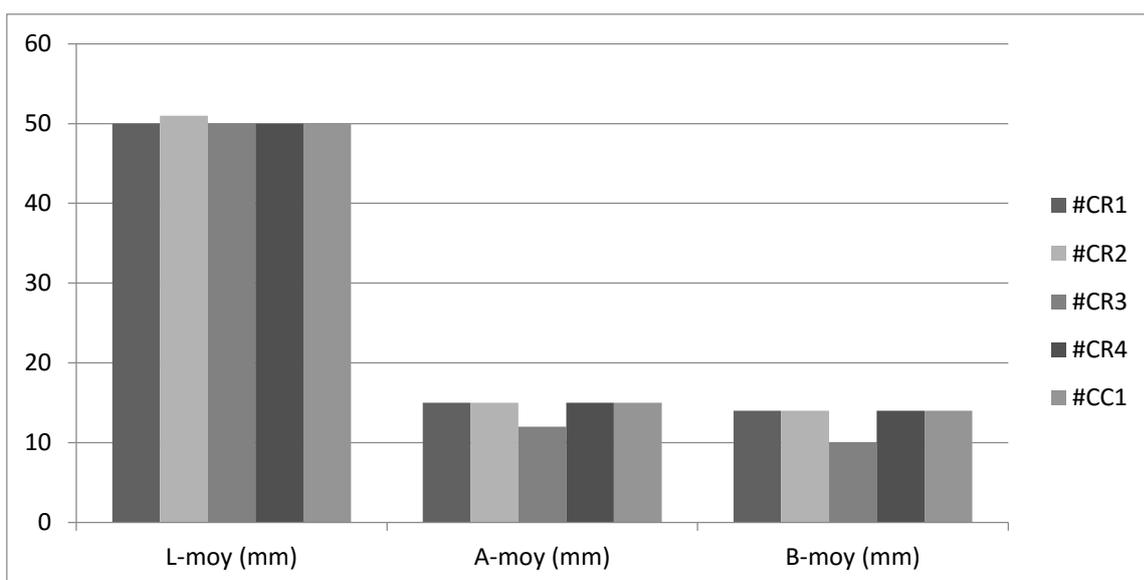


Figure II-37 - Dimensions moyennes des branches des différentes pièces produites.

L'étude macroscopique de la pièce a montré des variations de dimensions entre les échantillons produits. La variation la plus importante par rapport à la moyenne correspond à l'échantillon #CR3 pour lequel une tension d'insertion (TI) double a été imposée. Afin de connaître l'influence du paramètre TI sur la structure produite, un échantillon à tension d'insertion évolutive a été produit, consolidé puis caractérisé. Les résultats sont présentés sur la figure 38. On observe qu'une augmentation de la tension d'insertion provoque une diminution des dimensions de la branche du raidisseur, que ce soit sa largeur (A) ou son épaisseur (B). Les valeurs de tension d'insertion (l'étape d'insertion est manuelle) étant difficilement quantifiables, on estime qu'avec la valeur de tension la plus élevée, on peut réduire de 20% les dimensions initiales (largeur A et épaisseur B) du raidisseur.

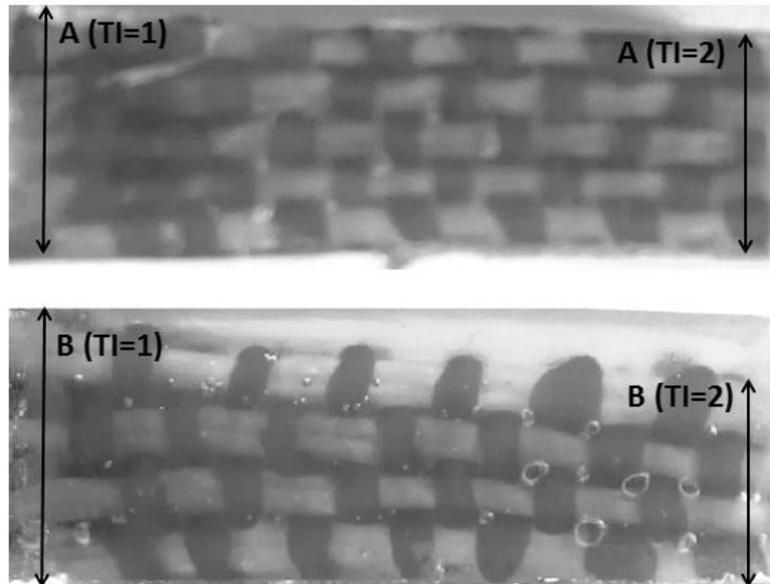


Figure II-38 - Evolution de la largeur (A) et de l'épaisseur (B) de la branche en fonction de la tension d'insertion.

A noter que l'augmentation de la tension d'insertion (paramètre TI) provoque également une altération de la géométrie de la section du raidisseur. On remarque (fig. 39) une diminution variable de la largeur selon la position dans l'épaisseur : plus on se rapproche de la zone médiane de la structure (au sens de l'épaisseur) et plus la largeur diminue. Ce phénomène est d'autant plus marqué que la valeur de tension est importante. Une valeur de TI double de la valeur de référence impose une largeur médiane de 70% inférieure à la largeur des couches extérieures.

Il est donc nécessaire d'appliquer une tension suffisante pour produire une structure dense avec un taux de fibre important afin de satisfaire le cahier des charges. Néanmoins, une tension trop importante dénature la géométrie de la pièce et désorganise le réseau fibreux. Il est donc nécessaire de s'intéresser à l'échelle mésoscopique.

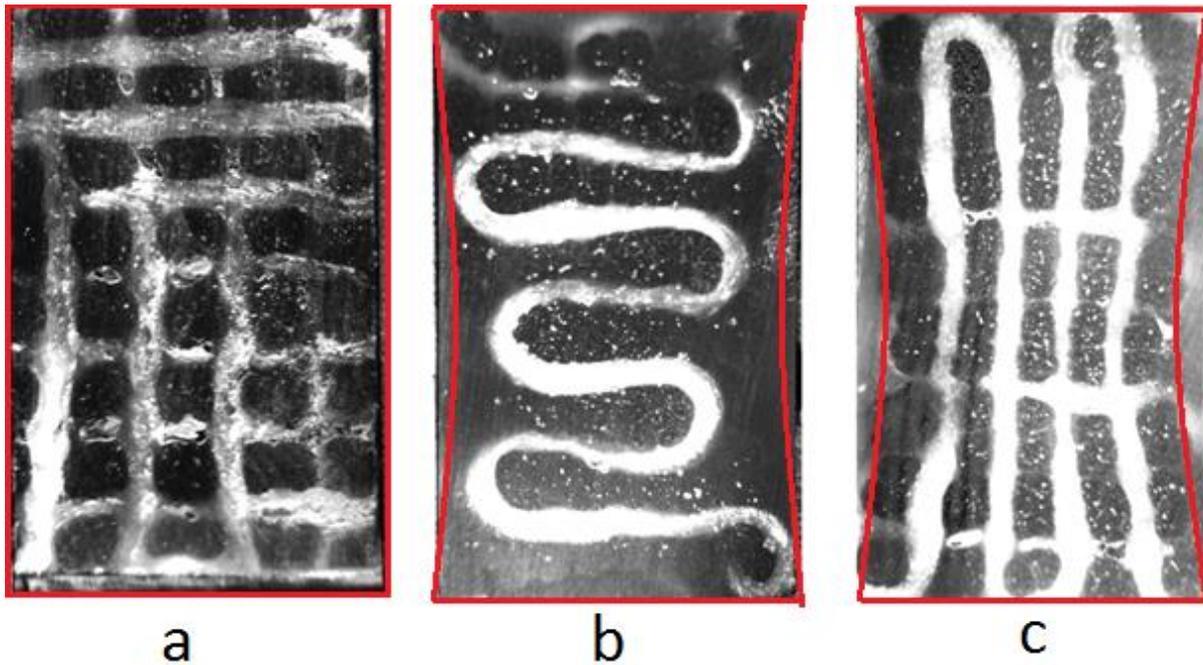


Figure II-39 - Evolution de la section de la branche du raidisseur en fonction de la tension d'insertion.

2. Echelle mésoscopique.

L'échelle mésoscopique, correspond à l'échelle représentative de l'architecture de renfort. Notre renfort étant composé de deux architectures de renfort différentes (stratifié et interlock orthogonal trame renforcé), il est nécessaire de distinguer ces deux régions caractérisables par deux VER distincts.

a. Etude de la branche

La branche utilisée comme référence dans cette étude est l'échantillon CR1. On admet que sa direction longitudinale est x , sa direction transverse y et la direction de l'épaisseur z .

A l'échelle mésoscopique, on s'intéresse principalement à la structure fibreuse, c'est-à-dire la façon dont s'entrelacent les fils. Le premier relevé de mesure s'intéresse donc aux densités de fils dans chacune des directions (D_x , D_y et D_z ; tableau 14). Cette quantification est effectuée en termes de longueur.

Ainsi dans la direction x , pour un VER donné, la densité D_x est calculée comme le rapport entre la somme des longueurs des composantes orientées selon x des éléments fibreux sur la dimension du VER dans cette direction x .

En considérant par exemple un VER de longueur b (fig. 40), on détermine la longueur totale des composantes des éléments fibreux dans cette direction ($3/4b + 1/4b + 1/2b + 1/4b$) notée (a) . $d = \frac{a}{b}$ représente alors la densité d'éléments fibreux dans cette direction.

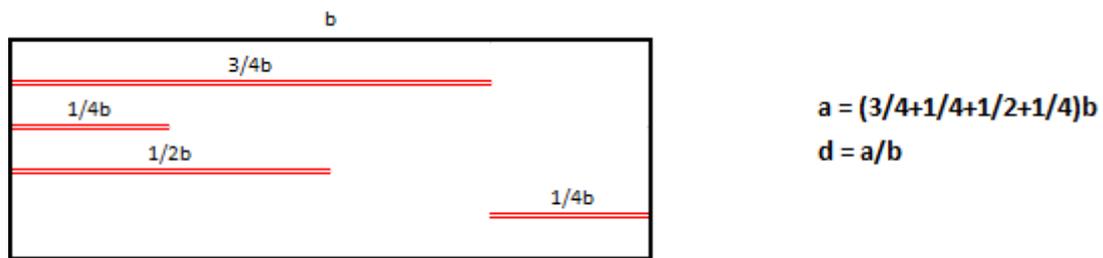


Figure II-40 - Système de quantification des densités de fils.

La branche de type #CR1 possède alors les densités répertoriées dans le tableau 15. Les fils dans la direction x correspondent aux fils de chaîne, ils sont présents avec une densité de 7 fils/cm. Les fils dans la direction y, sont les composantes horizontales des fils de trames liants (cf [I.C.3]) et non liants (cf [I.C.3]). On en dénombre 7.8 fils/cm. Enfin les fils dans la direction z correspondent aux composantes verticales des fils de trames liants et non liants : ils sont présents avec une densité de 3 fils/cm. Les densités de fils selon les deux directions principales du plan (x,y) sont quasi équivalentes, dotant le matériau ainsi produit d'un comportement mécanique proche dans ces deux directions. Afin d'obtenir un matériau parfaitement équilibré dans le plan, il est nécessaire d'obtenir des densités selon x et y équivalentes.

Il est possible d'intervenir sur la densité de fils dans la direction x en augmentant la tension d'insertion (TI). En effet d'après les résultats précédents, si on diminue les dimensions de l'échantillon tout en conservant le même nombre de fils : la densité s'en voit naturellement augmentée. Néanmoins, il a été montré dans la partie précédente, qu'une valeur trop importante de TI dénaturait la structure.

L'autre paramètre permettant d'influer sur les densités de fils est la pression de tassage. En effet, l'échantillon #CR4 (possédant la même tension d'insertion TI que l'échantillon référence #CR1) produit avec une valeur double du paramètre PT propose des densités de fils selon y et z plus importantes (tab. 15). En effet, les trames insérées sont plus compactées les unes contre les autres, permettant une densité de trame plus importante. Cela influe alors directement sur les densités selon y et z à l'échelle mésoscopique.

Echantillon	D_x : Densité de fils dans la direction x	D_y : Densité de fils dans la direction y	D_z : Densité de fils dans la direction z
#CR1	7 fils/cm	7.8 fils/cm	3 fils/cm
#CR4	7 fils/cm	8.4 fils/cm	3.2 fils/cm

Tableau II-15 - Densité de fils d'échantillons produits

Pour obtenir des densités équivalentes dans les deux directions du plan, il est donc nécessaire d'imposer une valeur légèrement plus faible du paramètre de pression de tassage PT.

Les paramètres de tension d'insertion et de pression de tassage sont difficilement quantifiables puisque résultantes d'étapes manuelles. Cette analyse a pour but d'identifier l'influence de tels paramètres et d'en esquisser les grandes tendances. Une automatisation alliée à des systèmes de mesure permettrait de quantifier avec précision l'influence de ces paramètres et d'en définir des lois de comportement précises. Notre travail se situant à l'échelle de démonstration dans le but de prouver la faisabilité de ces pièces, il ne nous pas a été possible de pousser l'étape d'optimisation du procédé jusqu'à ce point. Néanmoins la démarche et les paramètres introduits fixent une base solide pour de futurs développements.

Après s'être intéressé aux densités des éléments fibreux, on s'intéresse à l'un des autres paramètres importants définis dans le cahier des charges: l'orientation des éléments fibreux au sein de la structure. L'orientation de chaque élément fibreux dans la structure a ainsi été mesurée (paramètre O_{ij-p}) à différentes positions (fig. 41).

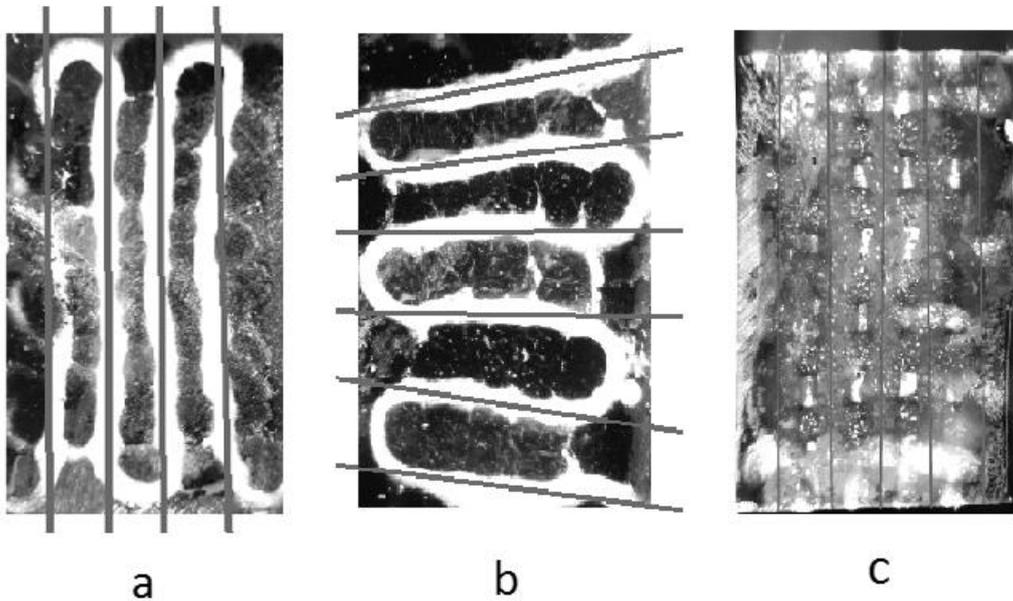


Figure II-41 - Orientation et chemin des fils de trames liants (a), de trames non liants (b) et chaines (c).

Ces mesures d'orientation par coupe, sont moyennées (équation 5) et permettent de déduire l'orientation moyenne de chaque élément fibreux dans la structure sur toutes les coupes:

$O_{ij-moy} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p O_{ij-x}$	Eq. II-5
--	----------

En dissociant les différents types d'éléments fibreux (chaîne, trames liantes et non liantes), et en moyennant leur orientation moyenne (équation x), on obtient respectivement l'orientation moyenne des chaines (O_{ch-moy}), trames liantes ($O_{trl-moy}$) et trames non liantes ($O_{trnl-moy}$). (Equations 6,7 et 8).

$O_{ch-moy} = \frac{1}{N_{ch}} \sum_{x=1}^{N_{ch}} O_{x-moy} \text{ avec } N_{ch} \text{ le nombre de fils de chaîne}$	Eq. II-6
$O_{trl-moy} = \frac{1}{N_{trl}} \sum_{x=1}^{N_{trl}} O_{x-moy} \text{ avec } N_{trl} \text{ le nombre de fils de trames liantes}$	Eq. II-7
$O_{trnl-moy} = \frac{1}{N_{trnl}} \sum_{x=1}^{N_{trnl}} O_{x-moy} \text{ avec } N_{trnl} \text{ le nombre de trames non liantes}$	Eq. II-8

On introduit alors les paramètres DO_{ch-moy} , $DO_{trl-moy}$ et $DO_{trnl-moy}$ représentant respectivement la valeur absolue de la différence d'orientation entre la valeur moyenne mesurée et la valeur théorique des fils de chaîne, de trames liantes et de trames non liantes (équations 9, 10 et 11).

$DO_{ch-moy} = O_{ch-th} - O_{ch-moy} $	Eq. II-9
$DO_{trl-moy} = O_{trl-th} - O_{trl-moy} $	Eq. II-10
$DO_{trnl-moy} = O_{trnl-th} - O_{trnl-moy} $	Eq. II-11

Les résultats relatifs à l'étude des branches de type #CR1 sont reportés dans le tableau 16 et interprétés dans la suite de ce paragraphe.

Paramètre	Description du paramètre	Valeur du paramètre
DO _{ch-moy}	Différence d'orientation moyenne des fils de chaîne	0.5°
DO _{trl-moy}	Différence d'orientation moyenne des fils de trame liants	5°
DO _{trnl-moy}	Différence d'orientation moyenne des fils de trame non liants	2°

Tableau II-16 - Différence d'orientation moyenne des différents types de fils dans la branche.

Outre l'orientation des éléments fibreux, on s'intéresse également au cheminement de nos éléments fibreux dans la structure. Dans cette optique, la longueur de chaque élément fibreux dans la structure a été mesurée (paramètre L_{ij-p}) à différentes positions.

Ces différentes mesures, une fois moyennées, permettent de déduire la longueur moyenne de chaque fil dans la structure (équation 12):

$L_{ij-moy} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p L_{ij-x}$	Eq. II-12
--	-----------

En regroupant les fils selon leur rôle dans la structure de renfort (chaîne, trame liante ou trame non liante), on obtient respectivement la longueur moyenne des chaînes (L_{ch-moy}), trames liantes ($L_{trl-moy}$) et trames non liantes ($L_{trnl-moy}$) (équation 13, 14 et 15).

$L_{ch-moy} = \frac{1}{N_{ch}} \sum_{x=1}^{N_{ch}} L_{x-moy}$ avec N_{ch} le nombre de fils de chaîne	Eq. II-13
$L_{trl-moy} = \frac{1}{N_{trl}} \sum_{x=1}^{N_{trl}} L_{x-moy}$ avec N_{trl} le nombre de fils de trames liantes	Eq. II-14
$L_{trnl-moy} = \frac{1}{N_{trnl}} \sum_{x=1}^{N_{trnl}} L_{x-moy}$ avec N_{trnl} le nombre de trames non liantes	Eq. II-15

On introduit alors les paramètres EM_{ch-moy} , $EM_{trl-moy}$ et $EM_{trnl-moy}$ représentant respectivement l'embuvage moyen des fils de chaîne, de trames liantes et de trames non liantes (équations 16, 17 et 18). L'embuvage représente la surconsommation de fil, il permet de quantifier l'ondulation et la déviation du fil par rapport à son chemin rectiligne théorique.

La longueur du chemin théorique (fils rectilignes) des fils de chaîne correspond à la valeur de la longueur de la branche L_{moy} ; la longueur du chemin rectiligne théorique des fils de trame liants correspond à la valeur de l'épaisseur de la branche B_{moy} et la longueur du chemin rectiligne théorique des fils de trame non liants correspond à la valeur de la largeur de la branche A_{moy}

$EM_{ch-moy} = \frac{L_{ch-moy} - L_{moy}}{L_{moy}}$	Eq. II-16
$EM_{trl-moy} = \frac{L_{trl-moy} - B_{moy}}{B_{moy}}$	Eq. II-17
$EM_{trnl-moy} = \frac{L_{trnl-moy} - A_{moy}}{A_{moy}}$	Eq. II-18

Les résultats relatifs à l'échantillon #CC1 sont reportés dans le tableau 17.

Paramètre	Description du paramètre	Valeur du paramètre
EM_{ch-moy}	Embuvement moyen des fils de chaîne	1%
$EM_{trl-moy}$	Embuvement moyen des fils de trame liants	29%
$EM_{trnl-moy}$	Embuvement moyen des fils de trame non liants	7%

Tableau II-17 - Embuvement moyen des différents types de fils dans la branche.

Les résultats montrent que l'on peut considérer que les fils de chaînes et les fils de trame liants ont une orientation et un chemin conformes au cahier des charges établi. Aux incertitudes de mesure près, les valeurs de différences d'orientation et les rapports d'embuvement sont quasiment nuls. En ce qui concerne les fils de trame non liants, on note une désorientation moyenne de l'ordre de 5° , ces valeurs de désorientation sont d'autant plus marquées que l'on se rapproche des couches extérieures de la structure. Ce phénomène est explicable de par la continuité des trames insérées. La même trame est ainsi sollicitée à chaque insertion selon une tension T_I . Les trames présentes aux extrémités de l'échantillon se désorientent alors plus facilement que celles au cœur de la structure puisque leur environnement, composé de moins de fils, les contraint moins. C'est un effet de bord. Ce phénomène provoque alors une altération non négligeable du chemin des fils de trames liants d'où une valeur d'embuvement de près de 30%.

b. Etude de l'interface.

Dans la zone centrale du croisement de raidisseur, l'interface, on observe que les couches de fils orientées selon x (direction de la profondeur sur la figure 42) s'alternent avec les couches de fils orientés selon y . L'épaisseur de chacune de ces couches, orientées selon x ou y ont été mesurées. Il apparaît qu'indépendamment de leur orientation (x ou y), de leur position en termes d'épaisseur, ou de la position de la mesure, la valeur de cette épaisseur a un coefficient de variation (rapport de l'écart type sur la moyenne) très faible: de l'ordre de 10%.

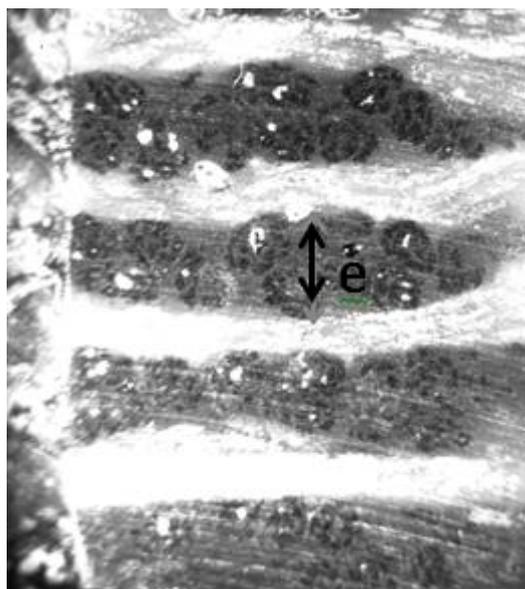


Figure II-42 - Section de la zone d'interface.

L'orientation et le chemin des fils ont également été étudiés. Comme précédemment, c'est la différence entre l'orientation réelle et l'orientation espérée qui est le critère utilisé pour l'évaluation de l'orientation. Le paramètre d'embuvage est quant à lui utilisé pour déterminer l'écart de cheminement du fil dans la structure. De par l'aspect symétrique du procédé pour les directions x et y, aucune différence notable de comportement entre ces deux directions n'est à noter. De même, il n'existe pas de relation entre des valeurs particulières de ces paramètres et des positions de mesures particulières. L'écart type de ces relevés est très faible. Les résultats, propres à l'échantillon #CC1 sont établis dans le tableau 18.

Paramètre	Valeur
Différence d'orientation	1.5°
Rapport d'embuvage	5%

Tableau II-18 - Embuvage et différence d'orientation des fils dans l'interface.

Ces différences d'orientation et de cheminement des fils, certes faibles, peuvent-être causées par une tension trop faible dans cette zone d'interface lors des étapes de structuration. Il est possible d'augmenter la tension lors de l'étape de préparation du démonstrateur, en jouant sur la rigidité des ressorts permettant la régulation de tension, à savoir les paramètres procédés $T_{b,i,j,t}$.

De par la continuité des fils, imposée pour les fils de chaîne entre deux branches opposées, les fils présents dans l'interface sont finalement les mêmes fils servant de chaîne dans les différentes branches. On peut ainsi rapidement en déduire que les différences d'orientation et les écarts de cheminements des fils présents dans l'interface sont fonction des orientations et chemins des fils de chaînes présents dans les branches modulo le paramètre de tension $T_{b,i,j,t}$. Pour l'étude à l'échelle mésoscopique d'autres pièces, on se limitera ainsi à la caractérisation des branches.

3. Echelle microscopique.

La branche utilisée comme référence dans cette étude est l'échantillon# CR1.

Dans ce paragraphe on s'intéresse à caractériser le fil, élément représentatif de l'échelle microscopique. Dans notre procédé, les fils sont sélectionnés par boucle (cf [II.D.1.d]), c'est-à-dire que les deux fils composant la boucle auront un chemin similaire dans la structure. Ces deux fils au sein de la structure sont alors assimilables à un unique fil ayant un titre deux fois plus important.

Cependant, on remarque la présence de deux types d'arrangement de ces boucles. Le premier est un arrangement vertical des deux fils (fig. 43) : les deux fils composant la boucle sont disposés l'un au-dessus de l'autre. Ce type d'arrangement est le plus courant, il représente 85% des boucles de la structure. Ces arrangements sont localisés dans toute la structure à l'exception des couches extérieures et plus particulièrement au niveau des arrêtes. Sachant que pour toutes les productions, les boucles étaient orientées horizontalement (paramètre $Ob_{i,j,t} = 0, \forall b_{i,j,t}$, cf [II.E]), il s'agit ici d'une réorganisation due au procédé. Ce phénomène est explicable par la friction entre les fils lors des diverses insertions de fil.

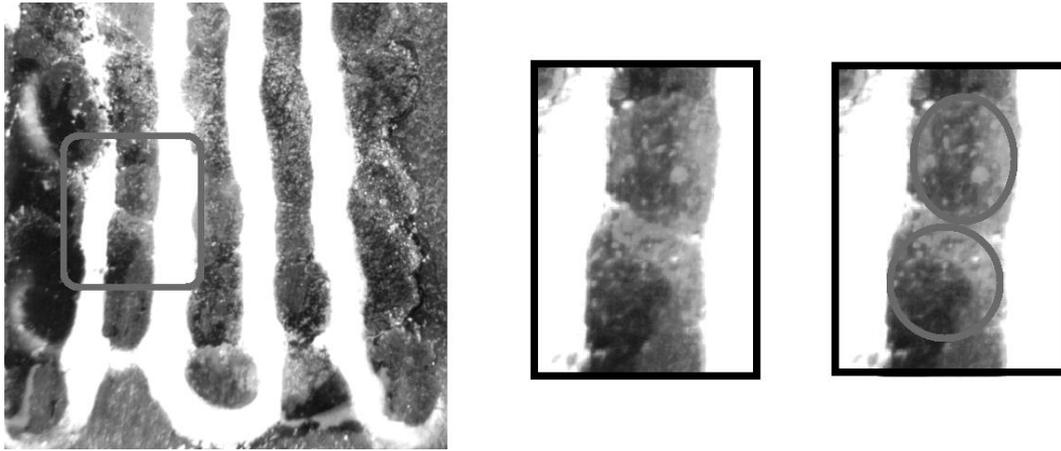


Figure II-43 - Arrangement vertical des fils composant une boucle.

Le second type d'arrangement est horizontal : les fils d'une même boucle sont juxtaposés (fig. 44). Ce type de boucle ne représente que 12%. Ces arrangements horizontaux sont principalement présents aux niveaux des arrêtes de l'échantillon (fils (1,1) (1,5) (4,1) et (4,5) sur la grille de caractérisation présentée en V.A.III). Cette configuration correspond à l'arrangement original imposé par le démonstrateur. Ce phénomène peut être expliqué par le fait qu'au niveau des arrêtes, le nombre d'insertion est plus faible, la friction entre les différents fils est réduite, ne modifiant ainsi pas l'arrangement horizontal de la boucle. De par la localisation de ces arrangements, on peut considérer ce phénomène comme un effet de bord.

Il existe enfin 3% d'arrangements aléatoires, n'étant ni horizontaux ni verticaux.

Cette analyse nous permet donc d'affirmer que les paramètres d'orientation des boucles propre au démonstrateur ne sont pas maîtrisés. Même si cela a une influence mineure sur la structure résultante, les frottements lors des étapes d'insertion impose une réorganisation microscopique des fils. Afin d'éviter ce phénomène, il est nécessaire de limiter les frottements entre les fils, en augmentant la taille de foule, en utilisant des matériaux ensimés ou en limitant les étapes d'insertion.

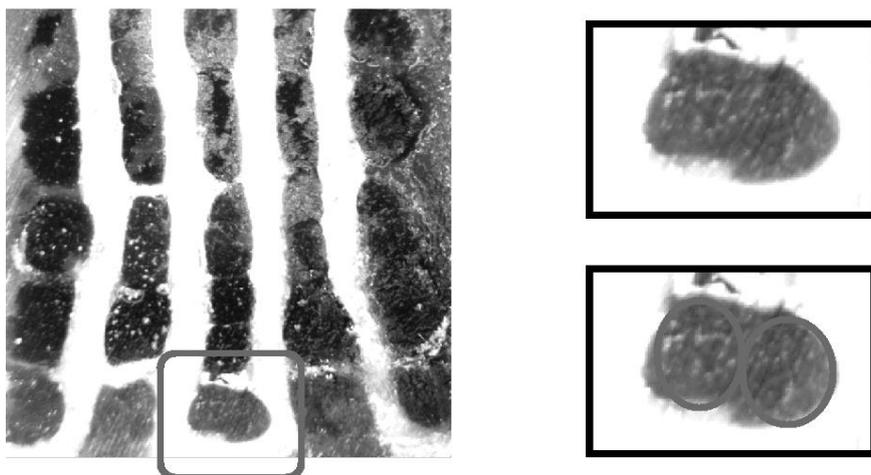


Figure II-44 - Arrangement horizontal des fils composant une boucle.

Nous avons ensuite étudié l'évolution la section des fils de chaîne dans la structure. Ceux-ci sont une section initiale circulaire (fil de polyester). Trois types de sections se distinguent : circulaires (fig. 45-a), elliptiques (fig. 45-b) et en champs de course (fig. 45-c). Leur répartition dépend de la position des fils

dans la structure. Les sections circulaires sont situées sur les couches extérieures de la structure. Les sections en champ de course sont quant à elles principalement situées dans le cœur de la structure (au sens de l'épaisseur). Les sections elliptiques sont quant à elles en position intermédiaire, entre les deux sections précédemment décrites. A noter que la figure 45 ne présente qu'une demi-section de raidisseur (partie supérieure).

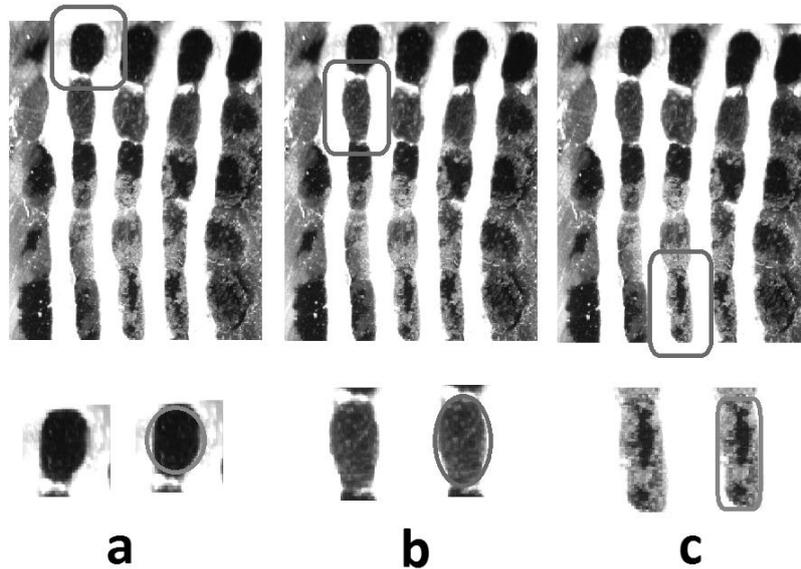


Figure II-45 – Géométrie des différentes sections des fils de chaîne.

Ces différentes sections sont détaillées dans le tableau x : leur fréquence de présence dans la structure a été mesurée ainsi que leur rapport moyen largeur sur épaisseur ($\frac{a}{b}$), caractéristique de leur géométrie.

Section	Circulaire	Elliptique	Champs de course
Fréquence de présence	33%	19%	44%
Rapport a/b	1	0.47	0.33

Tableau II-19 – Caractéristiques et fréquence des différentes sections moyennes des fils de chaîne.

Connaissant les proportions de chacune des sections (tab. 19), il est alors possible d'expliquer ce phénomène. Sur les couches extérieures, le fil garde sa section circulaire naturelle. Au centre de la structure, de par l'effet de compaction et la position des fils de trame, les fils ont tendance à avoir une section proche d'une section rectangulaire: une section en champs de course. Les sections elliptiques présentes dans les épaisseurs médianes représentent une section transitoire, entre la circulaire et celle en champs de course. Ce phénomène de compaction est confirmé par le rapport a/b, qui est le plus faible pour les sections en champs de course présentes dans le cœur de la structure et le plus élevé pour les sections circulaires présentes sur les couches extérieures. Cet effet de compaction, est directement lié à la tension d'insertion des fils de trame.

La surface et le périmètre de ces sections de fils de chaîne ont également été mesurés. Ces valeurs de la surface de la section des fils de chaîne ont un écart type faible. Ces variations dépendent de leur localisation dans l'échantillon : une compression plus importante est imposée aux fils présents au cœur de la structure. La compression moyenne imposée à un fil dans la structure est de 115% (rapport entre la surface théorique d'un fil hors structure et la surface moyenne mesurée). Ces compressions varient entre 100 et 145%.

Ces phénomènes locaux de compression, propres à l'échelle microscopique, ne sont pas uniquement explicables par les paramètres procédés. Ceux-ci sont entre autre fonction du matériau utilisé. Ainsi ces phénomènes seront étudiés plus en détail sur les pièces en verre-polypropylène, sachant que ce sont ces pièces qui sont au cœur de la démarche de développement ; les échantillons en fils de caractérisation n'étant que des outils supports, permettant une meilleure compréhension du procédé et des structures produites.

Enfin dans la zone d'interface nous avons principalement des sections circulaires (71%). Cette géométrie de section correspond à la section naturelle du fil, sans réelles modifications. Sachant que nous n'avons pas d'entrelacement dans l'interface, il n'y a pas d'insertion de fils, il y a ainsi moins de friction entre les fils, et donc moins de variations de tension. De plus sans l'insertion de fils de trame, la structure est bien moins compactée qu'au niveau des branches. Pour toutes ces raisons, les fils dans les directions x et y sont bien moins sollicités que les autres, ce qui permet aux fils de garder leur section native circulaire. Les sections elliptiques, minoritairement présentes (25%) sont la conséquence de modifications mineures des sections circulaires, dues à des variations de tension de fils durant le procédé. A noter qu'il n'existe pas de phénomènes locaux de compression des fils dans cette zone d'interface : les valeurs mesurées des surfaces des sections des fils sont proches des valeurs de surface théoriques.

Pour l'étude à l'échelle microscopique d'autres pièces, on se limitera ainsi à la caractérisation des branches. En effet, ce sont les fils de trames assurant le liage et tous leurs paramètres associés qui ont une influence sur les modifications morphologiques des fils à l'échelle microscopique, l'interface en étant exempt, les fils gardent majoritairement leur géométrie.

C. Résultats : Echantillons en « verre-polypropylène ».

Dans la partie précédente, présentant l'analyse des échantillons de caractérisation, des influences entre paramètres « procédé » et paramètres « pièce » ont été établies. Ces relations ont permis un ajustement des valeurs des paramètres « procédé » en vue de l'obtention de pièces composites ayant les valeurs des paramètres « pièce » ciblées dans le cahier des charges. Suite à cette optimisation des étapes de production, il a donc été possible de produire des échantillons possédant les caractéristiques que nous nous étions fixées. L'objectif de cette section n'est pas donc pas ici uniquement de vérifier la conformité de l'échantillon avec les attentes, mais également d'analyser finement la pièce à différentes échelles afin d'en dégager certaines particularités morphologiques. Les relevés multi-échelles et les interprétations qui en découlent seront utilisés comme base de données pour les étapes de modélisation présentées dans le chapitre III. Ainsi, comme pour l'étude précédente, les paramètres « pièces » ont été mesurés sur les échantillons référencés #VPR1 et #VPC1 (cf partie [III]) et produits en utilisant des fils comêlés verre/polypropylène. Le post traitement, l'analyse et l'interprétation de ces données sont présentés dans ce paragraphe.

1. Echelle macroscopique

En reprenant la méthode, les notations et paramètres utilisés lors de la caractérisation macroscopique des échantillons en fils de caractérisation (partie B), et en l'appliquant aux valeurs issues de la caractérisation des échantillons en verre/polypropylène, on parvient aux mêmes résultats et conclusions, à savoir que :

- la section d'une branche est constante le long de sa direction de production
- pour un croisement de raidisseur, chacune de ses branches possède les mêmes dimensions de section.

La production en utilisant des fils comêlés n'a donné lieu qu'à la création de deux types de références : #VPR1 et #VPC1. Ces deux références possèdent les mêmes valeurs des paramètres « procédés », valeurs optimisées issues de l'étude précédente. La seule différence entre #VPR1 et #VPC1 réside dans le fait qu'il s'agisse respectivement de raidisseurs rectilignes et de croisements de raidisseurs. On peut ainsi théoriquement considérer les #VPR1 comme étant une branche du #VPC1 et possédant par la même occasion les mêmes paramètres pièces.

Ces deux références ont été produites en plusieurs exemplaires. L'analyse de la variation des paramètres A_{moy} et B_{moy} pour différents échantillons (5 pour #VPR et 8 pour #VPC) possédant les mêmes paramètres « procédés » est présenté en figure 46.

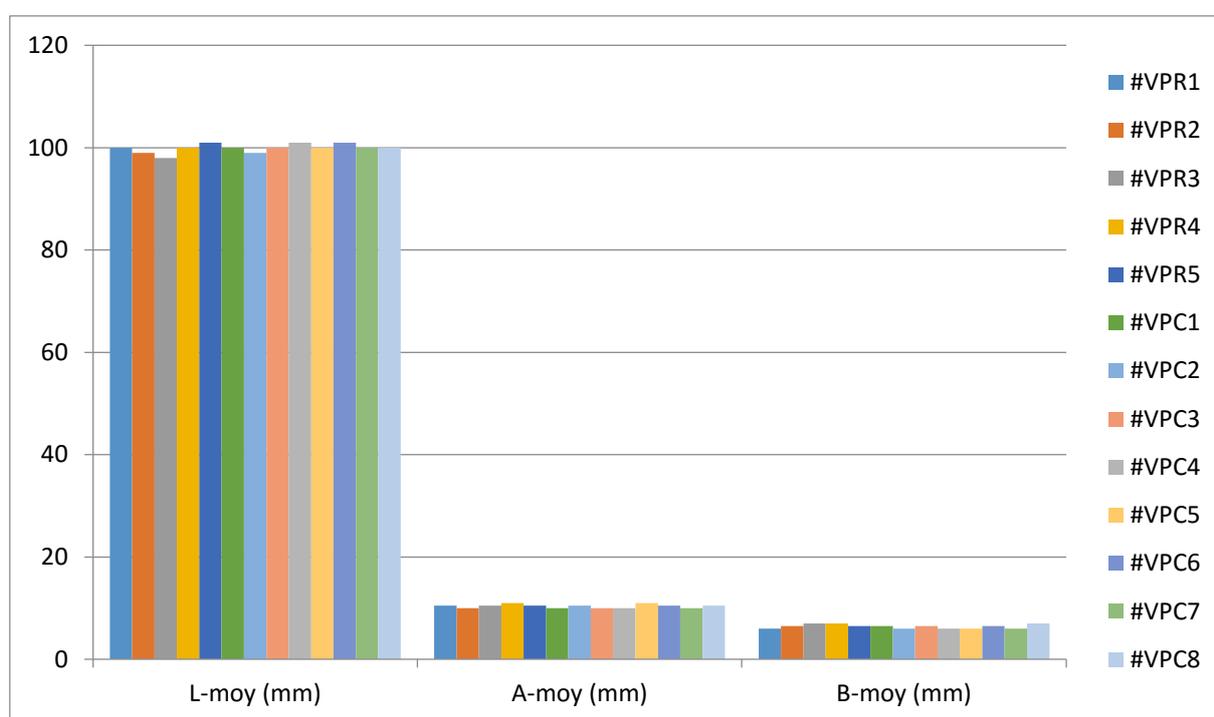


Figure II-46 - Dimensions macroscopiques moyennes.

On observe ici un très faible écart type de ces valeurs. Cela permet ainsi de statuer sur la bonne reproductibilité de nos procédés de structuration et de mise en œuvre, puisque les différentes éprouvettes possèdent les mêmes caractéristiques macroscopiques.

2. Echelle mésoscopique

De la même manière que pour l'étude portant sur l'étude des échantillons en fils de caractérisation, les paramètres d'orientation et de longueur ont été mesurés pour chaque fil composant la structure. En utilisant une démarche et des notations analogues à celles utilisées précédemment, on obtient le tableau 20, représentant les différences d'orientation et les valeurs d'embuvage pour chaque type de fils dans les échantillons #VPR1 et #VPC1.

Paramètre	Fils de chaîne	Fils de trame non liants	Fils de trame liants
Différence moyenne d'orientation DO_{moy}	0.5°	2°	2°
Embuvement moyen EM_{moy}	1%	0%	3%

Tableau II-20 - Embuvement et différence d'orientation moyens des fils.

On observe que les différences d'orientation sont de l'ordre de 0.5% pour les fils de chaînes et d'environ 2% pour les fils de trame, qu'ils soient liants ou non, indiquant un respect des orientations définies dans le cahier des charges. Les valeurs des rapports d'embuvement sont elles aussi quasiment nulles. Cela traduit un bon contrôle de la valeur de tension d'insertion (T_i) durant le procédé, paramètre limitant la qualité des premiers échantillons étudiés (cf partie précédente).

Cette concordance entre les valeurs mesurées et les valeurs théoriques visées permet ainsi de faire l'approximation que le chemin des différents fils dans la structure peut être considéré comme rectiligne. Outre les éléments chaînes qui sont effectivement rectilignes dans toute la structure, il est nécessaire de décomposer les éléments trames, qui eux ondulent dans la structure et possèdent un chemin plus complexe. Ce chemin est cyclique et peut-être décomposé en 4 « sous-chemins », étant chacun contenu dans un plan. Ces « sous-chemins » sont alors eux aussi décomposés en différents segments rectilignes et orientés selon les résultats de caractérisation. Cette décomposition du chemin cyclique des éléments trames est présentée en figure 47.

Cette définition des chemins de fils permet également de mettre en lumière les contacts entre les différents types de fils. Ceux-ci sont également illustrés en figure 47.

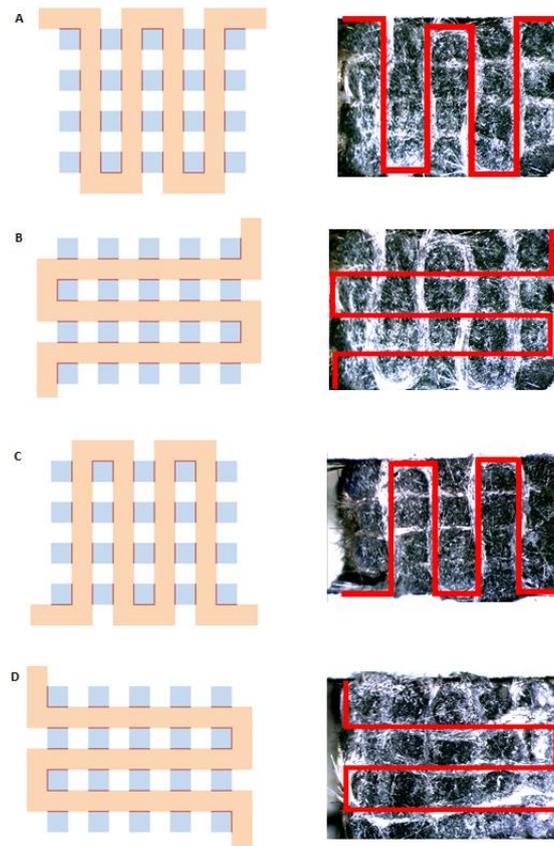


Figure II-47 - Décomposition du chemin cyclique des fils de trame en segments rectilignes.

3. Echelle microscopique.

On s'intéresse dans cette section à l'étude de l'échelle microscopique de la morphologie des différents fils composant la structure. Les boucles de fils de chaîne, comme précédemment, seront assimilées à un fil unique ayant un titre double.

Les paramètres microscopiques (détaillés et présentés dans le tableau 14) ont été mesurés pour chaque fil, à différentes positions et sur différents échantillons possédant les mêmes paramètres procédés (#VPR1 et #VPC1). Il s'agit pour rappel, des largeurs (a), épaisseurs (b), surface (S) et périmètre (p) de la section de chaque fil. Les données brutes ont été post-traitées et analysées. Ce paragraphe décrit les différentes opérations réalisées sur ces données permettant de mettre en lumière des particularités morphologiques à l'échelle microscopique.

On introduit tout d'abord les paramètres a_{moy-p} , b_{moy-p} et S_{moy-p} . Ceux-ci correspondent (équation 19, 20 et 21) respectivement à la valeur moyenne sur tous les échantillons de la largeur, de l'épaisseur et de la surface des fils de chaîne à la position de mesure p. On rappelle ici que M et N représentent respectivement le nombre de colonnes et de lignes de modules présents dans la configuration du procédé (cf tab. 7). N et M représentent ainsi le nombre de colonnes et de lignes de fils (de boucles assimilées à des fils) présents dans les branches des échantillons.

$a_{moy-p} = \frac{1}{M \cdot N} \sum_{i=1}^{i=N} \sum_{j=1}^{j=M} a_{ij-p}$	Eq. II-19
$b_{moy-p} = \frac{1}{M \cdot N} \sum_{i=1}^{i=N} \sum_{j=1}^{j=M} b_{ij-p}$	Eq. II-20
$S_{moy-p} = \frac{1}{M \cdot N} \sum_{i=1}^{i=N} \sum_{j=1}^{j=M} S_{ij-p}$	Eq. II-21

La valeur de ces paramètres, permettent ainsi de déterminer si la position de mesure a une influence ou non sur les paramètres morphologiques microscopiques des fils. La figure 47, illustre les valeurs des largeurs, épaisseurs et surfaces moyennes des fils en fonction de la position de mesure. Malgré des variations de l'ordre de 10% par rapport à la moyenne globale, on ne note pas de réelle tendance. Les dimensions microscopiques des fils, caractéristiques de la géométrie de leur section ne varient donc que très peu le long de l'échantillon.

Ce résultat est conforté par des études menées sur chaque fil, c'est-à-dire en analysant l'évolution des paramètres microscopiques de chaque fil en fonction de la position de mesure. On retrouve en effet ce phénomène de variation aléatoire d'environ 10% mais ne dégageant aucune réelle tendance (fig. 48). Ces variations mineures (de l'ordre du dixième de millimètre) peuvent s'expliquer par les imprécisions de mesure. Ces résultats permettent ainsi de statuer sur le fait que les fils possèdent des dimensions de section constantes (largeur, épaisseur et surface) et donc une géométrie de section constante quel que soit la position de mesure dans la pièce. On en conclut alors que les fils possèdent une section constante le long de leur chemin.

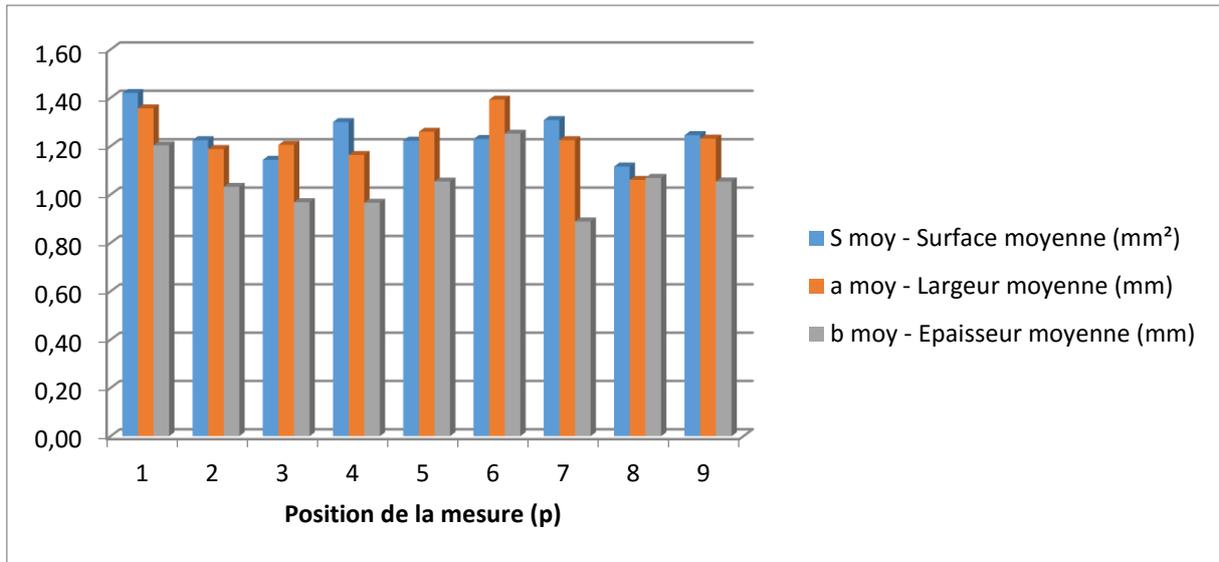


Figure II-48 - Variation des paramètres moyens microscopiques des fils en fonction de la position de mesure dans l'échantillon.

Néanmoins, l'analyse indépendante des différents fils dans l'échantillon a mis en lumière des disparités dans la valeur des paramètres microscopiques (a_{ij} , b_{ij} , S_{ij}) en fonction de sa position dans l'échantillon caractérisée par le couple (i,j) . Ainsi tous les fils de chaînes possèdent une section constante dans l'échantillon, mais potentiellement différente. Ce phénomène a également été observé dans l'analyse des échantillons de caractérisation, puisque l'on dénotait pour les fils de chaîne, des sections circulaires, en champs de course ou elliptiques. Ces variations de sections des fils de chaîne étaient fonction de la position des fils de chaînes dans la structure : les fils au cœur de la structure étaient plus compactés et donc plus déformés. Les fils dans les zones les plus extérieures de la pièce étaient quant à eux moins contraints, moins sujets aux déformations et donc gardaient leurs sections natives. Ces différentes sections de fils, comme explicité précédemment, étaient caractérisables par le ratio introduit précédemment entre les valeurs de largeur et d'épaisseur $\frac{a}{b}$.

L'étude précédente, permettant d'affirmer que la section d'un fil de chaîne est constante dans toute la structure, permet de calculer les paramètres $a_{ij\text{-moy}}$, $b_{ij\text{-moy}}$ et $S_{ij\text{-moy}}$ (équations 22, 23 et 24), correspondant aux dimensions moyennes qu'à la section du fil (ij) dans tout l'échantillon (on moyenne les valeurs acquises dans les différentes positions de mesure).

$a_{ij,\text{moy}} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p a_{ij-x}$	Eq. II-22
$b_{ij,\text{moy}} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p b_{ij-x}$	Eq. II-23
$S_{ij,\text{moy}} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p S_{a_{ij-x}}$	Eq. II-24

Le tableau 21 représente la valeur de l'aspect ratio $\left(\frac{a_{ij\text{-moy}}}{b_{ij\text{-moy}}}\right)$ pour chaque fil de chaîne, représenté par son couple de coordonnées (i,j) .

		i				
		1	2	3	4	5
j	1	1,06	1,19	1,28	1,21	1,11
	2	1,12	1,26	1,45	1,24	1,08
	3	1,04	1,33	1,35	1,21	1,12
	4	1,14	1,19	1,08	1,13	1,11

Tableau II-21 - Valeur de l'aspect ratio de la section du fil de chaîne (i,j)

Sachant que le matériau utilisé est un fil comêlé verre/polypropylène de section initialement circulaire, la valeur native de son aspect ratio est de 1. On observe ici, que cet aspect ratio a tendance à augmenter au cœur de la structure : la section des fils « s'écrase » au cœur de la structure. Cette déformation induit alors des sections non plus circulaires, mais se rapprochant de sections en champs de course ou elliptiques. Ces valeurs d'aspect ratio, permettent ainsi de cartographier la géométrie des sections des fils de chaînes dans la structure : les fils auront tendance à avoir des sections circulaires aux périphéries de l'échantillon et des sections plus écrasées (elliptiques, champs de course, rectangulaires) au cœur de la structure. Ainsi, chaque fil de chaîne, en fonction de sa position dans l'échantillon possède sa propre section. Une cartographie des surfaces moyennes permet également d'affirmer que les fils au cœur de la structure sont plus compactés que ceux à la périphérie. Avec une répartition semblable à celle des aspects ratio, les surfaces moyennes varient de 100% à 86% de la surface initiale du fil.

Une démarche analogue a été effectuée avec le fil de trame. En effet, de par la continuité de l'étape d'insertion propre au procédé développé, il s'agit d'un unique fil de trame alternant entre les 4 cycles précédemment décrits. Celui-ci possède donc un aspect ratio moyen proche de 1, avec des valeurs moyennes de a_{tr-moy} et b_{tr-moy} de 0.6 mm.

D. Conclusion

La caractérisation des différents échantillons paramétrisés a permis de mettre en lumière des relations entre les paramètres procédés et les paramètres pièces et ce à différentes échelles. La tension d'insertion joue un rôle majeur, elle influe à l'échelle macroscopique sur les dimensions et la géométrie de la branche du raidisseur. A l'échelle mésoscopique, ce sont les tensions d'insertion et les pressions de tassage qui déterminent les densités de fils, et donc directement les propriétés mécaniques de la pièce. Les orientations et chemins de fils sont majoritairement maîtrisés et peuvent être optimisés en s'assurant d'appliquer une tension d'insertion suffisante. Enfin à l'échelle microscopique, les étapes d'insertion, imposant une compaction de la structure, modifient localement les géométries et surfaces des sections des fils. L'influence de chacun des paramètres procédés est ainsi appréhendée. Le fait que ces paramètres dépendent d'actions manuelles ne permet pas, dans le cadre d'un démonstrateur, de quantifier avec précision les valeurs cibles à atteindre pour optimiser et maîtriser pleinement ce nouveau procédé.

Néanmoins, après ces études expérimentales, des productions optimisées et maîtrisées ont été réalisées. Des croisements de raidisseurs en verre-polypropylène, répondant au cahier des charges ont été produits. Ceux-ci ont été caractérisés permettant une connaissance approfondie et multi-échelle de la structure. Les différentes valeurs cibles que sont les orientations et chemins de fils sont respectées. Une étude microscopique permet d'affirmer que les fils possèdent une section constante

dans la pièce. Par contre, chaque fil, de par sa position dans l'échantillon possède une section qui lui est propre.

Dans un souci de prédiction des caractéristiques géométriques et mécaniques de ces pièces, ces résultats de caractérisation font ainsi office de paramètres d'entrée pour un modèle. Le développement de ce modèle géométrique et son application à la prédiction de comportement mécanique via la méthode des éléments finis est l'objet d'étude du chapitre III.

VI. Conclusion.

Suite à un premier chapitre à visée introductive et bibliographique, une étude numérique mécanique a été menée sur un panneau auto-raidi métallique. Sollicité comme dans son environnement d'utilisation, des concentrations de contraintes sur le panneau auto-raidi et plus particulièrement sur le croisement de raidisseur ont été relevées. Dans une optique de développement d'un matériau composite par définition hétérogène, ces concentrations de contraintes permettent ainsi de cartographier les densités et orientations de renforcement. Ce cahier des charges mécanique a ainsi permis de développer une structure de renfort inédite et « sur-mesure ». Composée d'un « interlock orthogonal trame renforcé » dans ses branches et d'un stratifié dans sa zone d'interface, le croisement de raidisseurs développé possède ainsi une structure de renfort continue et localement optimisée.

Afin de produire ce type de préformes innovantes, un nouveau procédé de structuration textile a été développé. Résultat d'une analyse fonctionnelle, hybridation du tissage classique, ce procédé emprunte nombre d'organes et de fonctions à d'autres procédés tels que le tressage. Un démonstrateur semi-automatique permettant de prouver la faisabilité de tels échantillons a été développé. Une montée en maturité a permis de paramétrer le procédé mais également de commencer une automatisation. Très versatile, ce procédé a permis entre autre le développement et la production de raidisseurs de section F non présentés dans ce manuscrit.

A partir de ce démonstrateur ont été produites des préformes de croisements de raidisseurs. Différentes configurations, correspondant à des paramètres procédés ou des paramètres matériaux (comelés verre/polypropylène par exemple) ont été testés afin d'obtenir un panel de produits représentatif permettant l'obtention de relations entre les paramètres de configurations et les caractéristiques des préformes obtenues.

Ces préformes ont été par la suite mis en œuvre afin d'obtenir des matériaux composites. Dans le cadre de l'utilisation de matériaux thermoplastiques comelés, des études préalables ont été menées afin de définir le procédé optimal (cycle de cuisson-refroidissement) et de développer un moule permettant la compaction de préformes à géométries complexes.

Enfin, la caractérisation des différents échantillons composites a permis de mettre en lumière des relations entre les paramètres procédés et les paramètres pièces et ce à différentes échelles. Même si des influences ont été définies, le fait que ces paramètres dépendent d'actions manuelles ne permet pas, dans le cadre d'un démonstrateur, de quantifier avec précision les valeurs cibles à atteindre pour optimiser et maîtriser pleinement ce nouveau procédé. Néanmoins, suite à ces études expérimentales, des croisements de raidisseurs en verre-polypropylène, répondant au cahier des charges ont été produits. Ceux-ci ont été finement caractérisés afin d'obtenir les données utiles à une future modélisation. Le développement d'un modèle géométrique et son application à la prédiction de comportement mécanique via la méthode des éléments finis est l'objet d'étude du chapitre III.

VII. Bibliographie.

- [1] D. Spenlé, R. Gourhant, Guide du calcul en mécanique, Hachette, 2003 (ISBN 2-01-16-8835-3), p. 204
- [2] Support pédagogique pour l'enseignement de la construction métallique, «Stabilité appliquée», <http://www.mmaya.fr>
- [3] DOD, (May 2005), Technology Readiness Assessment (TRA) Deskbook
- [4] JV. Risicato, F. Kelly, D. Soulat, X. Legrand, W. Trümper, C. Cochrane, V. Koncar, A Complex Shaped Reinforced Thermoplastic Composite Part Made of Commingled Yarns With Integrated Sensor, Applied Composite Materials, 2014
- [5] P.A. Westphal, Recherches et réalisations de préformes 3D entrecroisées à des fins de structures de renforts dans les matériaux composites. Projet de Fin d'études, ENSAIT, 2012.
- [6] C. Dufour, P. Wang, F. Boussu, D. Soulat, Experimental Investigation About Stamping Behaviour of 3D Warp Interlock Composite Preforms, Applied Composite Materials, October 2014, Volume 21, Issue 5, pp 725-738
- [7] C. DUFOUR, F. BOUSSU, P. WANG, D. SOULAT. Stamping behavior of 3D Warp interlock fabrics.. 13th AUTEX World Textile Conference. 22-24 May 2013, Dresden, Germany
- [8] M. Lefebvre, Résistance à l'impact balistique de matériaux composites à renforts interlocks tissés Application au blindage de véhicules, Thèse de l'Université de Valenciennes et du Haut-Cambrésis 2011
- [9] B. Provost, Etude et réalisation d'une solution composite à renfort tissé interlock pour la protection balistique de véhicule, Thèse de l'Université de Valenciennes et du Haut-Cambrésis 2013
- [10] M. Decrette, S. Mourad, J.F. Osselin, J. Y. Drean. Jacquard UNIVAL 100 parameters study for high-density weaving optimization Journal of Industrial Textiles, 1528083714567241, first published on January 6, 2015
- [11] F. Boussu, I. Christian, S. Nauman General definition of 3D warp interlock fabric architecture. Composites Part B: Engineering, Volume 81, November 2015, Pages 171-188
- [12] F. Boussu, Compréhension des paramètres de produit et de procédé de fabrication des tissus 3D interlocks chaines. Applications en tant que renfort fibreux de solutions de protection à l'impact. Habilitation à Diriger des Recherches de l'Université de VALENCIENNES ET DU HAINAUTCAMBRESIS, Novembre 2014.
- [13] A.C. Long et al., Experimental characterisation of the consolidation of a commingled glass/polypropylene composite, Composites Science and Technology 61 (2001) 1591–1603
- [14] Wakeman MD, Cain TA, Rudd CD, Brooks R, Long AC. Compression moulding of glass and polypropylene composites for optimized macro- and micro-mechanical properties — I. Commingled glass and polypropylene. Comp Sci Tech 1998;58:1879–98.
- [15] Leterrier Y, G'Sell C. Formation and elimination of voids during the processing of thermoplastic matrix composites. Polymer Composites 1994;15(2):101–5.
- [16] Wakeman MD, Cain TA, Rudd CD, Brooks R, Long AC. Compression moulding of glass and polypropylene composites for optimized macro- and micro-mechanical properties — II. Glass-mat reinforced thermoplastics. Comp Sci Tech 1999;59:709–29.
- [17] Klinkmuller V, Um MK, Steffens M, Friedrich K, Kim BS. A new model for impregnation mechanisms in different GF/PP commingled yarns. Applied Composite Materials 1995;1:351–71.
- [18] van West BP, Pipes RB, Keefe M, Advani SG. The draping and consolidation of commingled fabrics. Composites Manufacturing 1991;2(1):10–22.
- [19] van West BP, Pipes RB, Advani SG. The consolidation of commingled thermoplastic fabrics. Polymer Composites 1991;12(6):417–27.
- [20] Ye L, Friedrich K, Kastel J. Consolidation of GF/PP commingled yarn composites. Applied Composite Materials 1995;1:415–29.
- [21] Cain TA, Wakeman MD, Brooks R, Long AC, Rudd CD. Towards an integrated processing model for a co-mingled thermoplastic composite. In: Proc 11th Int. Conf. on Composite Materials (ICCM-11), vol. V, Gold Coast, Australia, 1997. p. 366–76.

[22] Miller AH, Dodds N, Hale JM, Gibson AG. High speed pultrusion of thermoplastic matrix composites. *Composites Part A* 1998;29:773–82.

Chapitre III. Modélisation géométrique et mécanique de croisements de raidisseurs composites.

Les premiers chapitres de ce manuscrit ont permis le développement de nouveaux renforts de pièces composites : les croisements de raidisseurs. L'étape de caractérisation a permis dans un premier temps de comprendre l'influence des paramètres procédés sur la géométrie du renfort. De cette manière, en utilisant des paramètres procédés maîtrisés, il a été possible de produire des pièces répondant au cahier des charges. Ces pièces ont également été caractérisées, permettant ainsi l'obtention des informations représentatives de l'agencement des éléments fibreux au sein de la pièce tout en tenant compte du procédé utilisé.

En s'appuyant sur ces données de caractérisation, l'objectif est de développer un modèle géométrique de la pièce qui aura différents objectifs :

- L'obtention d'une représentation géométrique précise de la pièce et de ses constituants (répartition, densité et orientation des zones fibreuses et zones de matrice). Cette représentation numérique permet une évaluation de paramètres difficilement quantifiables via les étapes de caractérisation, c'est par exemple le cas du taux volumique de fibre.
- Ce modèle géométrique pourra par la suite être exploité numériquement par éléments finis afin d'évaluer le comportement mécanique homogène de la pièce en fonction de ses spécificités morphologiques multi-échelles.
- A partir des relations entre paramètres procédés et paramètres établis dans le chapitre précédent, ce modèle permettra ainsi de prédire les propriétés morphologiques et mécaniques de la pièce avant même sa production.

Le développement de cet « outil support » est une aide à l'optimisation de nos renforts pour croisements de raidisseurs, et plus particulièrement une aide à l'optimisation du renfort : il permet d'éviter les étapes de productions et de tests et permet donc des économies en termes de temps, de coûts et de main d'œuvre.

Dans cette optique, un état de l'art de la modélisation géométrique est tout d'abord présenté. Cette étude bibliographique permet de positionner le développement de notre propre modèle géométrique en fonction des paramètres d'entrée (résultats de caractérisation), de la nature de la pièce et de nos objectifs.

Après avoir rappelé la théorie de la modélisation du comportement des matériaux, la démarche d'évaluation du comportement mécanique homogène reposant sur la méthode des éléments finis sera présentée puis appliquée à notre modèle.

Table des matières.

Table des matières.	139
Table des figures.....	141
Liste des tableaux.....	143
I. Modélisation géométrique: introduction et état de l'art.....	144
A. Introduction.....	144
1. Echelles de modélisation et homogénéisation(s).....	144
2. Objectifs et démarches de modélisation.....	146
3. Caractéristiques principales des modèles géométriques mésoscopiques.....	147
B. Etat de l'art: Modèles géométriques mésoscopiques.....	149
1. Modèles géométriques pour structures tissées 2D.	149
2. Modèles géométriques pour structures tissées 3D.	150
C. Etat de l'art : modeleurs pour structures textiles.	154
II. Développement du modèle géométrique.....	158
A. Présentation.....	158
B. Hypothèses de modélisation.....	158
C. Traitement statistique des paramètres d'entrée.....	161
D. Méthodologie de modélisation.....	164
1. Définition des paramètres de modélisation.....	164
2. Algorithme de définition des sections des éléments fibreux.....	165
3. Reconstruction du modèle.....	170
E. Définition du VER et conclusion.....	173
III. Modélisation mécanique : théorie.....	175
A. Loi de comportement.....	175
B. Changements de base.....	177
C. Comportement élastique des matériaux anisotropes.....	177
1. Matériau triclinique.....	178
2. Matériaux monocliniques.....	178
3. Matériaux orthotropes.....	178
4. Matériaux unidirectionnels.....	179
5. Matériaux isotropes.....	180
6. Conclusion.....	180

D.	Principe d'homogénéisation.....	181
E.	Approche microscopique de la détermination des modules d'élasticité.....	181
1.	Modèle mécanique/rhéologique.....	183
2.	Modèles à inclusion.....	183
a.	Théorie d'Eshelby.....	183
b.	Modèle de Mori-Tanaka.....	183
c.	La « SC-method ».....	184
3.	Modèles semi-empiriques.....	184
a.	Loi des Mélanges modifiée.....	184
b.	Modèle de Ekvall.....	184
c.	Modèle d'Halpin-Tsai.....	185
d.	Modèle de Chamis.....	185
4.	Expressions retenues.....	186
IV.	Modélisation mécanique : Méthode des éléments finis.....	187
A.	Modèles géométriques utilisés.....	188
B.	Gestion des contacts.....	189
C.	Mise en données de matériaux.....	190
D.	Gestion des directions matérielles.....	191
E.	Conditions aux limites.....	193
F.	Maillage.....	194
G.	Approche numérique de la définition des modules d'élasticité.....	195
V.	Evaluation du comportement mécanique de croisements de raidisseurs composites.....	197
A.	Evaluation du comportement mécanique mésoscopique.....	197
1.	Résultats représentatifs.....	197
a.	Etude de la branche.....	197
b.	Etude de l'interface.....	201
2.	Résultats prédictifs : perspective.....	202
B.	Evaluation du comportement mécanique macroscopique de croisements de raidisseurs.....	206
1.	Réponse à une traction selon l'axe 3.....	208
2.	Réponse à une compression selon l'axe 3.....	210
3.	Réponse à un cisaillement plan (1,3).....	212
4.	Réponse à une flexion autour de l'axe 1.....	215
C.	Conclusion.....	216
VI.	Conclusion.....	218
VII.	Références.....	219

Table des figures.

Figure III-1 - Modélisation micro-homogénéisée d'une structure de renfort [3].	145
Figure III-2 - Modélisation multi-échelle d'un tissu 2D [4-5].	146
Figure III-3 - Echelles d'étude: macro (a), méso (b) et microscopique (c) [6].	146
Figure III-4 - Illustration de la ligne centrale et de la section d'un élément fibreux dans une modélisation d'un tissu 2D. [6]	148
Figure III-5 - Modèle de Quinn pour un interlock orthogonal [11].	151
Figure III-6 - Modèle optimisé de Quinn pour un interlock orthogonal [11]	151
Figure III-7 - Modèle de Wu pour un interlock orthogonal [12].	152
Figure III-8 - Modèle de Rao pour un interlock orthogonal, (a) crown part, (b) uncrown part [15].	152
Figure III-9 - Modèle de Tan pour un interlock orthogonal [16].	153
Figure III-10 - Modélisation structure tissée via WiseTex [3].	156
Figure III-11 - Principes de modélisation de TexGen [24]	156
Figure III-12 - Décomposition du chemin de l'élément trame modélisé.	160
Figure III-13 - Grille de caractérisation des fils de chaîne pour des coupes x_i et y_i	161
Figure III-14 - Diagramme de probabilité du paramètre « a » (largeur).	162
Figure III-15 - Diagramme de probabilité du paramètre « a » (largeur) sans les points aberrants.	163
Figure III-16 - Procédé de modélisation géométrique.	164
Figure III-17 - Paramètres de sortie de la modélisation géométrique.	165
Figure III-18 - Modélisation des éléments chaînes.	168
Figure III-19 - Modélisation des éléments chaînes.	169
Figure III-20 - Reconstruction du modèle – Modélisation des éléments chaînes.	170
Figure III-21 - Reconstruction du modèle: Application du paramètre de distance inter-chaînes.	171
Figure III-22 - Reconstruction du modèle: détermination du chemin de l'élément trame.	171
Figure III-23 - Reconstruction du modèle: Modélisation de l'élément trame.	172
Figure III-24 - Reconstruction du modèle: Modélisation de la matrice.	173
Figure III-25 - Modélisation des VER interlock orthogonal trame renforcé (a) et stratifié (b).	174
Figure III-26 - Coures rationnelles typiques de différents matériaux [35].	175
Figure III-27 - Classification des différentes approches de modélisation mécanique des composites à l'échelle mésoscopique [64].	187
Figure III-28 - VERs utilisés pour les modèles éléments finis.	189
Figure III-29 - Modélisation d'un VER sous Abaqus.	190
Figure III-30 - Mise en données de matériaux.	191
Figure III-31 - Maillage du VER interlock orthogonal trame renforcé	195
Figure III-32 - Orientation du repère du VER mésoscopique de la branche.	199
Figure III-33 - Résultats des simulations mésoscopiques de la branche en fonction des configurations matériaux.	200
Figure III-34 - Simulation du VER branche via TexGen®.	200
Figure III-35 - Orientation du repère du VER mésoscopique de l'interface.	202
Figure III-36 - Influence du module de Young longitudinal du renfort sur le comportement homogénéisé de la branche	204
Figure III-37 - Influence des modules de Young longitudinaux et transverses du renfort sur le comportement homogénéisé de la branche.	205
Figure III-38 - Influence du comportement de la matrice sur le comportement élastique du composite en cisaillement.	205
Figure III-39 - Illustration d'un VER où les éléments chaînes sont doublés horizontalement.	206

Figure III-40 - Sollicitations appliquées au panneau auto-raidi.....	207
Figure III-41 - Traction selon 3 – Comparaison 633 aluminium & composite.....	208
Figure III-42 - Traction selon 3 – Comparaison 611 aluminium & composite.....	209
Figure III-43 - Traction selon 3 – Comparaison 622 aluminium & composite.....	210
Figure III-44 - Traction selon 3 – Comparaison 612 aluminium & composite.....	210
Figure III-45 - Compression selon 3 – Comparaison 633 aluminium & composite.	210
Figure III-46 - Compression selon 3 – Comparaison 611 aluminium & composite.	211
Figure III-47 - Compression selon 3 – Comparaison 622 aluminium & composite.	212
Figure III-48 - Compression selon 3 – Comparaison 612 aluminium & composite.	212
Figure III-49 - Concentrations de contraintes aux abords de l'interface pour un assemblage aluminium soumis à un cisaillement plan (1,3) (a = 611, b =622 et c =633).	213
Figure III-50 - Concentrations de contraintes aux abords de l'interface pour un assemblage composite soumis à un cisaillement plan (1,3) (a = 611, b =622 et 633).	213
Figure III-51 - Comparaison des rapports entre les valeurs maximales et médianes dans le cas d'un cisaillement selon l'axe 1.....	213
Figure III-52 - Cisaillement selon 1 – Comparaison 613 aluminium & composite.	214
Figure III-53 - Cisaillement selon 1 – Comparaison 612 aluminium & composite.	214
Figure III-54 - Flexion selon 1 – Comparaison 611 aluminium & composite.....	215
Figure III-55 - Flexion selon 1 – Comparaison 622 aluminium & composite.....	215
Figure III-56 - Flexion selon 1 – Comparaison 633 aluminium & composite.....	216
Figure III-57 - Flexion selon 1 – Comparaison 612 aluminium & composite.....	216
_Toc428277532	

Liste des tableaux.

Tableau III-1 - Hypothèses des modèles utilisés pour les tissus 2D.	150
Tableau III-2 - Hypothèses utilisées dans les différents modèles	153
Tableau III-3 - Paramètres mesurés pris en compte dans les différents modèles.	154
Tableau III-4 - Comparatifs entre les modeleurs pour structures textiles WiseTex et TexGen.	155
Tableau III-5 - Paramètre d'entrée de la modélisation géométrique.	161
Tableau III-6 - Description des géométries des sections des éléments fibreux modélisés.	165
Tableau III-7 - Paramètres de modélisation des sections des éléments fibreux chaines (ij)	168
Tableau III-8 - – Paramètres de modélisation des sections rectangulaires des éléments fibreux chaines (ij).....	169
Tableau III-9 - Paramètres de modélisation des sections rectangulaires des éléments fibreux chaines (ij) du modèle relatif à la structure stratifiée.	173
Tableau III-10 - Paramètres géométriques des VER construits	174
Tableau III-11 - Paramètres d'homogénéisation élastique à l'échelle microscopique.....	182
Tableau III-12 - Calcul des paramètres élastiques homogénéisés pour un élément isotrope transverse à l'échelle microscopique.	186
Tableau III-13 - Paramètres de mise en donnée matériaux.	191
Tableau III-14 - Repères locaux d'isotropie transverse.	193
Tableau III-15 - Six conditions aux limites.	193
Tableau III-16 - Déformations appliquées sur chaque surface limite pour chacune des conditions aux limites.	194
Tableau III-17 - Données matériaux d'entrée pour les 3 approches.....	198
Tableau III-18 - Résultats des simulations mésoscopiques de la branche en fonction des configurations matériaux.	199
Tableau III-19 - Comparatifs des résultats de simulation avec la configuration « Br-3 »	201
Tableau III-20 - Résultats des simulations mésoscopiques de l'interface en fonction des configurations matériaux.	202
Tableau III-21 - Descriptions et résultats des simulations mésoscopiques prédictives du VER branche.	203

I. Modélisation géométrique: introduction et état de l'art.

A. Introduction.

La modélisation géométrique a pour objectif principal de fournir une représentation numérique du sujet. Dans le cadre d'un matériau composite, cette représentation consiste à modéliser les zones fibreuses (en tenant compte des orientations, des densités, etc...) et les zones de matrice.

L'exploitation de ces modèles géométriques permet alors pour le matériau composite de :

- Estimer le taux volumique de fibres, difficilement quantifiable par des méthodes de caractérisation optique. Rappelons que ce taux volumique de fibre est un des paramètres influençant le plus le comportement mécanique final de la pièce [Ch1.IVB].
- Vérifier la validité des hypothèses émises suite aux résultats de caractérisation.
- Déterminer l'influence des paramètres procédés sur les caractéristiques géométriques du renfort et donc sur les propriétés de la pièce.

Outre ces post-traitements, ces modélisations constituent des outils permettant de nombreux développements et optimisations annexes [1]. Ces modèles géométriques sont fréquemment utilisés pour déterminer le comportement mécanique de la pièce en fonction de ses spécificités géométriques grâce à la méthode des éléments finis. Cette étude est détaillée dans les parties III, IV et V de ce chapitre.

Afin de répondre à tous ces objectifs, il est nécessaire dans un premier temps de retranscrire le plus fidèlement possible la pièce composite, en prenant en compte les entrelacements et les arrangements des éléments fibreux mais aussi l'aspect hétérogène et multi-échelles des matériaux composites.

1. Echelles de modélisation et homogénéisation(s).

Comme présenté dans le chapitre 1 [Ch1.IV.A.1], les arrangements fibreux constituant le renfort possèdent des aspects multi-échelles. Dans une démarche de modélisation géométrique, il est nécessaire de tenir compte et de retranscrire ces particularités morphologiques multi-échelles et donc d'introduire différentes échelles de modélisation.

Les matériaux composites, étant définis comme un mélange intime de deux matériaux non miscibles, sont hétérogènes par définition. Ces mélanges, intervenant à différentes échelles, créent donc également des hétérogénéités géométriques multi-échelles. Celles-ci, dans l'optique d'obtenir une modélisation précise de la pièce se doivent d'être prises en considération.

Ainsi, la littérature s'accorde à définir 3 échelles principales de modélisation.

- Echelle microscopique. Cette échelle correspond à la définition des caractéristiques des éléments fibreux de base. Ce sont la nature des fibres et les interactions entre ces différentes fibres constituant l'élément fibreux qui sont mises en jeu. L'hétérogénéité à cette échelle, résulte de la microstructure composée par les fibres et la matrice [2]. L'étude de cette échelle a pour objectif de fixer une géométrie homogénéisée de l'élément fibreux de base, généralement concernant sa section.

- Echelle mésoscopique. Cette échelle correspond à l'échelle du VER [Ch 1.IV.B.2], cellule élémentaire représentative de l'arrangement et l'entrelacement des éléments fibreux. Les éléments fibreux composant la structure élémentaire sont ici considérés comme étant dotés de propriétés géométriques émanant de l'étude microscopique. Cette échelle est considérée hétérogène de par la disposition du milieu fibreux [2]. L'étude de cette échelle a pour objectif d'évaluer la géométrie de la structure fibreuse en fonction de l'entrelacement et de l'arrangement des éléments fibreux de base. Ce sont ici généralement les orientations et densités d'éléments fibreux qui sont définis.
- Echelle macroscopique. On s'intéresse ici au comportement global de la pièce en utilisant les résultats issus de l'étude de cellules représentatives. C'est à cette échelle que sont étudiées les différentes étapes des procédés (drapage, formage, etc... [2]).

A partir de ces différentes échelles, il existe différentes approches de modélisation des pièces composites.

La première, introduite par Lomov [3], consiste, en suivant cette hiérarchie des échelles, à considérer que chaque échelle a une influence sur la suivante. Chaque échelle hérite des caractéristiques de la précédente, permettant à terme, d'obtenir les propriétés homogénéisées de la pièce finale. On parle d'homogénéisations successives. Dans le cadre de la modélisation de structures de renfort dont l'échelle représentative est l'échelle mésoscopique, Lomov considère ainsi que l'élément fibreux constitué de milliers de fibres en section peut être modélisé grâce à un unique solide homogénéisé dont les caractéristiques dépendent de l'étude de l'échelle microscopique. On parle ici de micro-homogénéisation (figure 1).

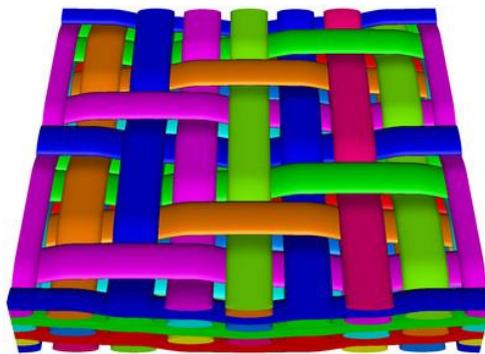


Figure III-1 - Modélisation micro-homogénéisée d'une structure de renfort [3].

D'autres études, combinent quant à elles simultanément plusieurs échelles. Durville [4-5] a notamment introduit une modélisation tenant compte simultanément des échelles micro et mésoscopiques pour des renforts 2D (tissés et tressés). Dans ce modèle, les éléments fibreux ne sont pas modélisés par un unique solide, mais par un ensemble de solides représentant chacun une fibre constitutive de cet élément fibreux (figure 2). On parle de modèles multi-échelles. Le principal avantage de ce type de modèle réside dans le fait que les phénomènes microscopiques locaux (entre les différentes fibres constituant chaque élément fibreux) sont pris en compte à l'échelle mésoscopique, permettant une modélisation qui se veut plus fidèle à la réalité géométrique. Cependant, les algorithmes permettant une modélisation géométrique mésoscopique fine prenant en compte les phénomènes micro et mésoscopiques, même pour des structures relativement simples, nécessitent des temps de calcul qui représentent aujourd'hui un obstacle majeur à son développement.



Figure III-2 - Modélisation multi-échelle d'un tissu 2D [4-5]

2. Objectifs et démarches de modélisation.

Dans le cadre du développement de notre pièce à géométrie complexe (croisement de raidisseurs), il est tout d'abord nécessaire de fixer nos propres échelles d'étude.

- On appellera échelle macroscopique, l'échelle correspondant à la pièce finale produite, c'est-à-dire le croisement de raidisseurs.
- Ce croisement de raidisseurs comme décrit dans le paragraphe [Ch2.1.C] est lui-même composé de deux structures de renfort différentes : un interlock orthogonal trame renforcé dans les zones branches et un stratifié dans la zone d'interface. On définira l'échelle mésoscopique comme étant l'échelle des cellules élémentaires représentatives de chacune des structures de renfort.
- Enfin l'échelle microscopique correspond à l'échelle des éléments fibreux eux même composés de milliers de fibres en section.

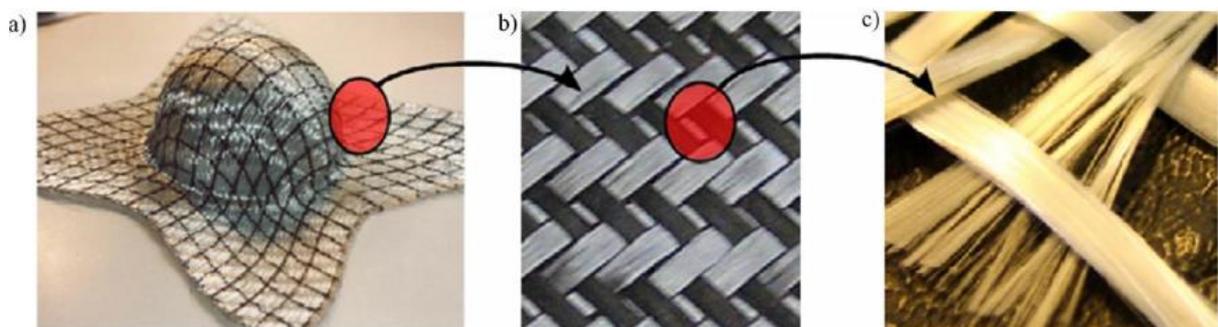


Figure III-3 - Echelles d'étude: macro (a), méso (b) et microscopique (c) [6]

Comme présentés dans l'introduction, les objectifs de modélisation sont multiples. Dans le cadre de notre développement deux échelles doivent être modélisées :

- L'échelle macroscopique. Cette modélisation géométrique macroscopique sera principalement utilisée et exportée dans le cadre d'une étude mécanique. L'objectif est ici de comparer le comportement mécanique d'une solution métallique (voir pré-étude métallique [Ch2.I.B]), avec le comportement de la solution composite développée.
- L'échelle mésoscopique. Cette échelle d'étude permet de représenter fidèlement les cellules élémentaires représentatives des structures de renfort. Cela permet ainsi à la fois d'évaluer des paramètres géométriques de la structure de renfort mais également par le biais de la méthode des éléments finis, d'en évaluer le comportement mécanique. Cette échelle est primordiale pour l'optimisation du comportement du renfort fibreux.

Ainsi, en se calquant sur les différentes méthodes de modélisation décrites précédemment, deux approches de modélisation sont possibles :

- Une modélisation multi-échelle de la pièce : il s'agit de développer une modélisation macroscopique qui prend en compte les deux échelles macro et mésoscopique. De par la complexité des structures de renfort (échelle mésoscopique), il semble difficile de modéliser avec précision l'intégralité de la pièce tout en gardant un temps de calcul/développement raisonnable. Dans le cadre de ces travaux de thèse, où la modélisation est un outil de support au développement de pièce et structures composites, cette solution n'a pas été retenue.
- Une modélisation de la pièce par méso-homogénéisation, c'est-à-dire que les caractéristiques de l'échelle mésoscopique seront homogénéisées puis introduites à l'échelle macroscopique.

Notre modélisation utilisera ainsi une démarche d'homogénéisation successive : il est nécessaire pour chaque échelle de déterminer une morphologie homogénéisée. Pour l'échelle microscopique, il s'agit de déterminer la section de l'élément fibreux en fonction des fibres le composant. Concernant l'échelle mésoscopique, il s'agit de modéliser avec précision une cellule élémentaire géométriquement représentative d'une structure de renfort. Enfin l'échelle macroscopique consiste à venir modéliser la géométrie du croisement de raidisseur.

Lors de la conception du croisement de raidisseurs composite, une attention particulière a été portée au choix/développement de structures de renfort offrant un comportement optimal. Ces structures de renfort, comme présentées précédemment, sont caractérisables à l'échelle mésoscopique. Dans la suite de cette section dédiée à la modélisation géométrique, on s'intéressera donc uniquement aux modèles mésoscopiques. L'objectif principal est donc de modéliser des structures semblables à celles présentes dans le croisement de raidisseurs. L'échelle microscopique, de par le nombre (plusieurs milliers) et la taille (de l'ordre du micromètre) des fibres en section d'un élément fibreux, ne peut être modélisée géométriquement avec précision. Néanmoins, une étude statistique basée sur les résultats de caractérisation permettra son homogénéisation et son implémentation dans l'échelle mésoscopique. Enfin, l'échelle macroscopique, également basée sur des résultats de caractérisation sera utilisée dans la partie dédiée à la modélisation du comportement mécanique.

3. Caractéristiques principales des modèles géométriques mésoscopiques.

Outre la définition des paramètres de la cellule unitaire, représentative de la structure, le développement d'un modèle géométrique à l'échelle mésoscopique nécessite de connaître pour chaque élément fibreux :

- son chemin au sein de la structure

- sa géométrie de section (issue de l'échelle microscopique)
- sa position relative dans la structure

Le chemin d'un élément fibreux au sein d'une structure est caractérisé par le chemin de sa ligne moyenne au plan moyen (centerline). La géométrie de la section d'un élément fibreux est définie dans le plan perpendiculaire à cette ligne moyenne. (fig. 4)

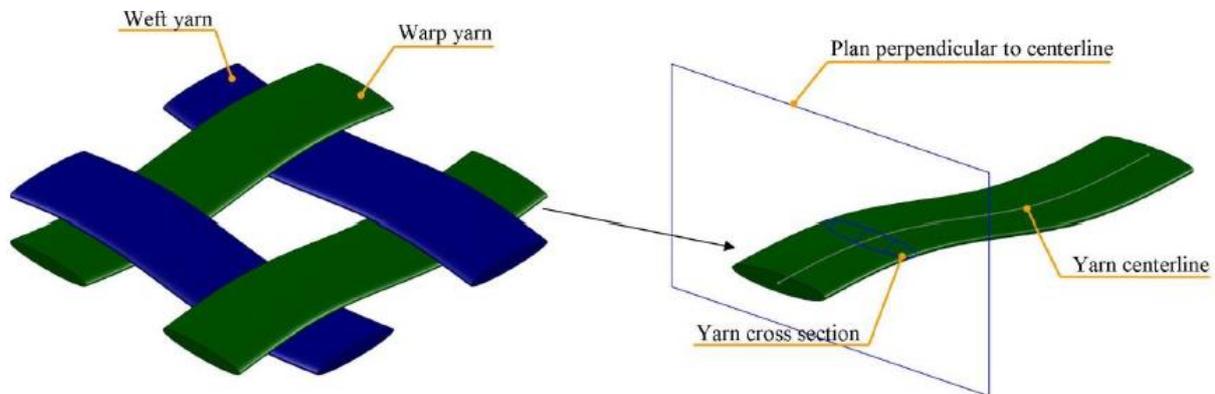


Figure III-4 - Illustration de la ligne centrale et de la section d'un élément fibreux dans une modélisation d'un tissu 2D. [6]

Ces chemins, sections et positions dépendent principalement des paramètres suivants :

- Matériau utilisé : le comportement mécanique propre des fibres composant l'élément fibreux va influencer sur la capacité de l'élément fibreux à se déformer ou se positionner en fonction de son environnement. Le chemin et la section des éléments fibreux englobent ainsi certains mécanismes microscopiques.
- La structure de l'élément fibreux impose une organisation particulière aux fibres le composant. Ainsi un fil (défini comme un ensemble formé de fibres maintenues ensemble par torsion) possède une flexibilité et une déformabilité moins importante qu'une mèche (juxtaposition de fibres) à cause de la plus forte cohésion imposée entre les fibres constituantes. Une mèche de carbone n'a pas le même rayon de courbure qu'une mèche de verre, etc... Le chemin et la section des éléments fibreux incluent ainsi certains mécanismes microscopiques.
- Paramètres d'architecture et de procédés utilisés. Ceux-ci vont imposer des sollicitations de nature variées aux éléments fibreux. Ainsi, le chemin, la section mais aussi la position des éléments fibreux sont caractéristiques des moyens de productions utilisés et de l'architecture choisie.

Les caractéristiques que sont le chemin, la géométrie de section et la position des éléments fibreux dépendent de nombreux paramètres variés et complexes. Afin d'analyser au mieux ces structures, et d'en permettre une modélisation, la littérature montre que nombre d'hypothèses et d'approximations ont été effectuées. Celles-ci sont illustrées dans les sections suivantes à visée bibliographique.

B. Etat de l'art: Modèles géométriques mésoscopiques.

L'objectif de cette section est de dresser un état de l'art des différents modèles géométriques à l'échelle mésoscopique utilisés pour la modélisation de structures semblables à celles présentes dans le croisement de raidisseurs.

L'interlock orthogonal trame renforcé, présent dans les zones de branches, est une structure tissée 3D. Les modèles géométriques traitant de structures tissées 2D puis tissées 3D sont ainsi présentés, les hypothèses et approximations ainsi que leurs avantages et inconvénients seront analysés. Le stratifié, présent dans l'interface, de par l'absence d'entrelacement entre les éléments fibreux peut être considéré comme une simplification des modèles relatifs aux structures tissées.

Cette étude constitue ainsi un socle scientifique permettant de situer notre développement de modèle mais surtout de justifier les hypothèses et approximations effectuées en fonction de nos objectifs.

1. Modèles géométriques pour structures tissées 2D.

Peirce [7] introduit un modèle géométrique dit « idéalisé » dédié aux tissus surfaciques de type toile. Il considère la section des éléments fibreux comme étant circulaire et incompressible et considère l'élément fibreux comme totalement flexible. Le chemin des éléments fibreux est défini comme un assemblage de segments rectilignes et circulaires. Ce modèle, fiable pour les tissus peu denses, trouve néanmoins ses limites à cause de sections non représentatives [8].

Dans cette optique, de nombreux modèles dérivés du modèle « idéalisé » de Peirce vont se développer. Pierce [6] réintroduit un modèle sur la même base, en faisant cette fois l'hypothèse de sections elliptiques. Ce modèle, plus réaliste, prend en compte un « écrasement » dans la direction de l'épaisseur des éléments fibreux dû à la compaction induite par l'entrelacement des fils lors de l'opération de tissage. Kemp [9] utilise quant à lui des sections dites en « champs de course » pour modéliser cet écrasement des éléments fibreux. Enfin, Hearle et Shanahan [10] introduisent des sections lenticulaires proposant ainsi une géométrie de modélisation des éléments fibreux représentative d'une structure tissée 2D.

Pour la modélisation de structures 2D, il apparaît donc que les chemins d'éléments fibreux sont constitués de segments rectilignes et circulaires. Les différences entre les différents modèles résident principalement dans le choix de la section des éléments fibreux. Le tableau 1, résume les principales caractéristiques des modèles 2D.

Modèle	Chemin des éléments fibreux	Section des éléments fibreux	Précision	Illustration du modèle [8]
Pierce #1[7]	Rectiligne + Circulaire	Circulaire	-	

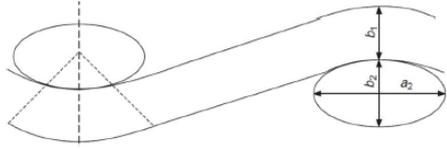
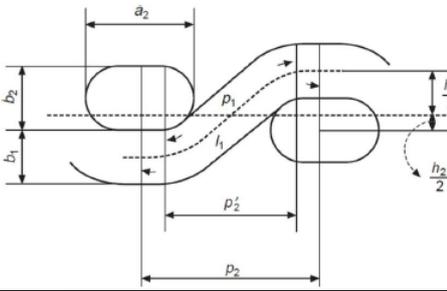
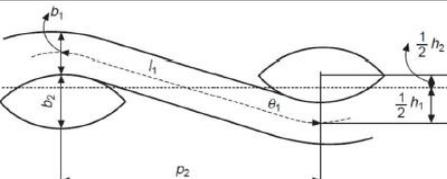
Pierce #2 [7]	Rectiligne + Circulaire	Elliptique	+	
Kemp [9]	Rectiligne + Circulaire	Champs de course	+	
Herale et Shanahan [10]	Rectiligne + Circulaire	Lentille	++	

Tableau III-1 - Hypothèses des modèles utilisés pour les tissus 2D.

2. Modèles géométriques pour structures tissées 3D.

Conjointement à l'élaboration de structures 3D, de nombreux travaux récents portent sur la modélisation des renforts 3D. L'objectif étant de modéliser le plus fidèlement ces structures afin de pouvoir en évaluer son comportement et de mieux connaître ces nouvelles architectures de renfort. Cette étude se focalise principalement sur les structures tissées interlock de type orthogonales, cette architecture étant présente dans les branches du croisement de raidisseurs. A noter que tous ces modèles portent sur des interlocks chaînes, c'est-à-dire que ce sont certains éléments fibreux de type chaîne qui vont venir onduler dans l'épaisseur de la structure pour assurer le liage dans l'épaisseur [Ch 1.IV.B.2.d].

Ces modèles, comme présenté précédemment, proposent des hypothèses quant aux chemins et aux géométries de section des éléments fibreux. Néanmoins, de par la complexité des architectures et des phénomènes mis en jeu, la littérature s'accorde à différencier différents types d'éléments fibreux : les chaînes (« stuffer warp yarn »), les trames (« stuffer weft yarn » ou « filler weft yarn ») et les liants (« warp binder » ou « weaver »). Les hypothèses peuvent alors être différentes selon le type d'élément fibreux.

Quinn [11] propose en 2003 un premier modèle destiné aux tissus interlocks en carbone. Il impose aux éléments fibreux, indépendamment qu'ils soient chaînes, trames ou liants une section lenticulaire et un chemin rectiligne (fig. 5). Une géométrie de section lenticulaire est imposée à tous les éléments fibreux: les dimensions de la lentille dépendent du titre (masse linéique de la mèche de carbone utilisée), d'un « *packing factor* » de 0.8 et d'un « *aspect ratio* » de 12 (notions définies en [Ch2.V.C]). A noter que dans le cas des liants, le chemin est composé de deux segments perpendiculaires : le premier est horizontal, c'est-à-dire dans la direction des chaînes ; le second est vertical, c'est-à-dire dans la direction de l'épaisseur. Les prédictions obtenues par le biais de ce modèle (taux volumique de fibres, épaisseur totale et proportion volumique des différents types d'éléments fibreux) sont en accord avec les essais expérimentaux (différence de l'ordre de 5 à 30%). Plus performant pour les interlocks orthogonaux, on note une perte importante de précision pour des interlocks possédant des liages inter-couches [11].

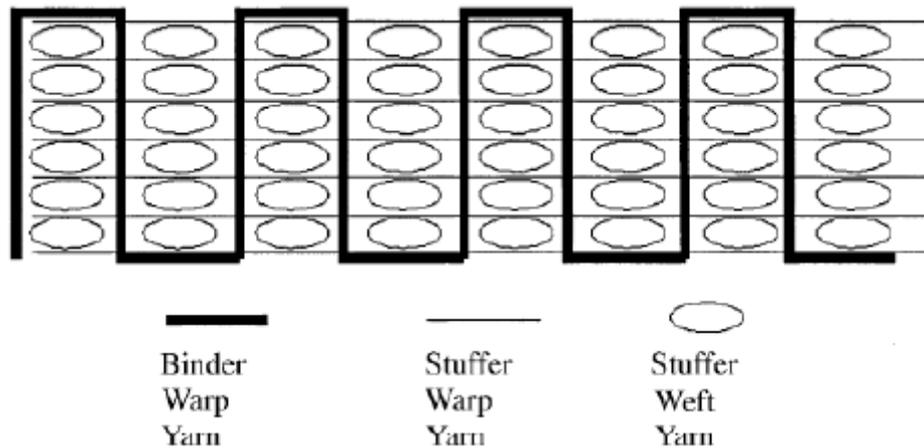


Figure III-5 - Modèle de Quinn pour un interlock orthogonal [11].

Dans cette optique, Quinn [11] développe un deuxième modèle optimisé. Toujours basé sur des sections lenticulaires, il propose cette fois, pour les éléments liants un chemin non plus totalement rectiligne, mais arqué aux abords des changements de direction (fig. 6). Ceci permet de définir un chemin plus réaliste des liants au sein de la structure et permet donc des prédictions plus précises. Ces modifications permettent au modèle de représenter bien plus fidèlement les interlocks, particulièrement ceux possédant des liages inter-couches, on note des différences entre valeurs prédites et mesurées de l'ordre de 2 à 10%.

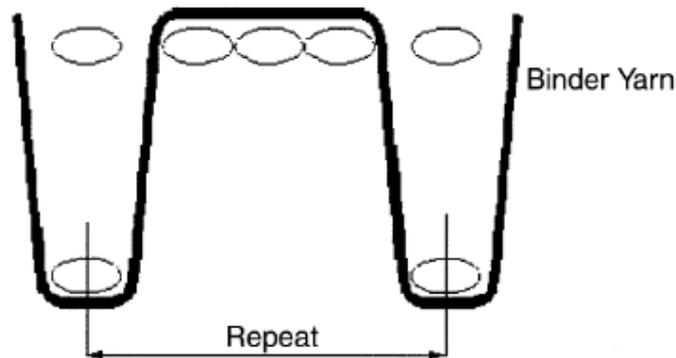


Figure III-6 - Modèle optimisé de Quinn pour un interlock orthogonal [11]

A l'instar du premier modèle de Quinn, Wu [12] propose un modèle où il impose également à tous les éléments fibreux un chemin rectiligne (fig. 7), il justifie cela en s'appuyant sur le peu d'ondulation des éléments chaînes et trames. Il introduit un paramètre représentatif de la distance entre deux éléments fibreux consécutifs : le rapport d'espacement (*gap ratio*), celui étant exprimé comme le rapport entre cet espacement et la largeur d'un élément fibreux. Il décrit alors deux configurations représentant respectivement des tissus de verre (sections elliptiques) et de carbone (sections rectangulaires). Dans ce modèle, il applique les mêmes caractéristiques de sections à tous les types d'éléments fibreux. Les dimensions de ces sections sont fonction des dimensions du VER, des mesures d'épaisseur d'échantillon, de la valeur du *gap ratio* et du *packing factor*. Ce modèle, a permis entre autre de comprendre l'influence du nombre de couches sur le comportement mécanique de l'interlock.

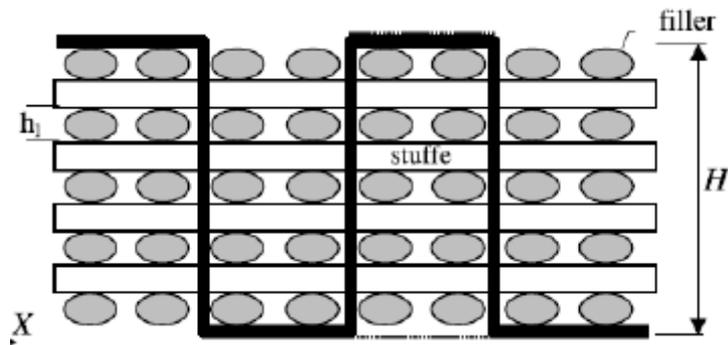


Figure III-7 - Modèle de Wu pour un interlock orthogonal [12].

Buchanan [13-14], dans l'optique de modéliser des tissus 3D (interlocks orthogonaux de carbone) mais cette fois imprégnés, conserve lui aussi les chemins rectilignes du premier modèle de Quinn. Il introduit quant à lui des sections elliptiques pour tous les éléments fibreux dans son modèle. La géométrie de ces sections elliptiques est gouvernée par l'« *Aspect Ratio* » (AR) : il impose ainsi un AR de 11 pour les éléments chaînes et trames et 4 pour les éléments liants. Les éléments liants ont ainsi une section moins « écrasée » que les autres types d'éléments. Une attention toute particulière est portée à la valeur du « *packing factor* », représentant dans le cas de tissus imprégnés la distribution des fibres et de la résine à l'échelle microscopique.

En comparaison avec les modèles précédemment décrits, le modèle de Buchanan est plus précis, les prédictions fournies ne diffèrent que de 2% des valeurs expérimentales. A noter que les composantes horizontales des éléments liants ne sont pas considérées comme faisant partie du VER, et ne sont ainsi pas prises en compte dans les calculs.

Rao [15] étudie justement l'influence de la prise en compte (crown part) ou non (crown part) de cette composante horizontale des éléments liants (fig. 8) sur les propriétés mécaniques du composite. Pour cela il introduit un modèle avec des chemins rectilignes et des sections rectangulaires pour chaque type d'éléments fibreux.

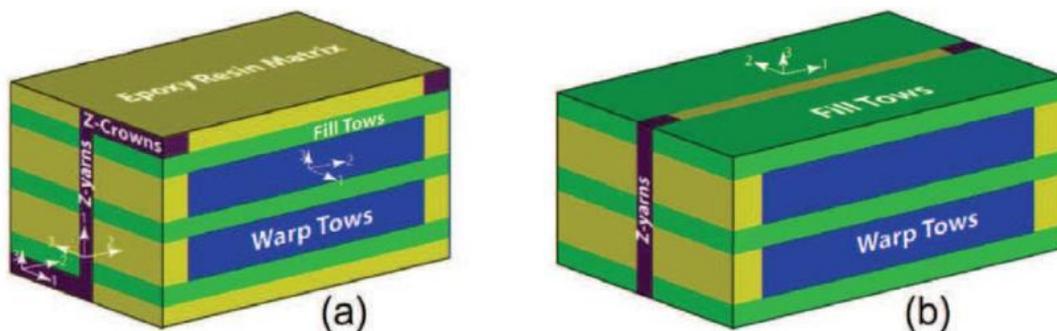


Figure III-8 - Modèle de Rao pour un interlock orthogonal, (a) crown part, (b) uncrown part [15].

Comme explicité précédemment, la précision de ces modèles est basée sur l'adéquation entre les valeurs expérimentales et les valeurs modélisées de paramètres tels que le taux volumique de fibres, épaisseur totale ou encore la proportion volumique des différents types d'éléments fibreux. Ces critères permettent ainsi d'avoir une idée générale du comportement du matériau composite et sont qualifiés de modèles prédictifs. Néanmoins, la géométrie des renforts au sein de la pièce est ici abordée via des considérations de formes, de « *packing factor* » et d'« *Aspect ratio* », mais n'est pas fidèlement représentative de la distribution exacte des renforts dans la pièce.

Dans une démarche d'évaluation du comportement mécanique par la méthode des éléments finis, il est nécessaire de développer des modèles certes plus lourds et conduisant à des problématiques de maillage (cf. [Ch3.III]) mais plus précis, permettant une restitution plus juste des paramètres géométriques propres aux éléments fibreux et au VER. Ceux-ci sont généralement basés sur des descriptions détaillées des pièces produites. On parle de modèles réalistes.

Tan [16], en se basant sur des résultats de caractérisations géométriques d'échantillons, définit précisément les dimensions (largeur et épaisseur) des éléments fibreux composant le VER. Il impose des chemins rectilignes et des sections rectangulaires aux éléments fibreux.

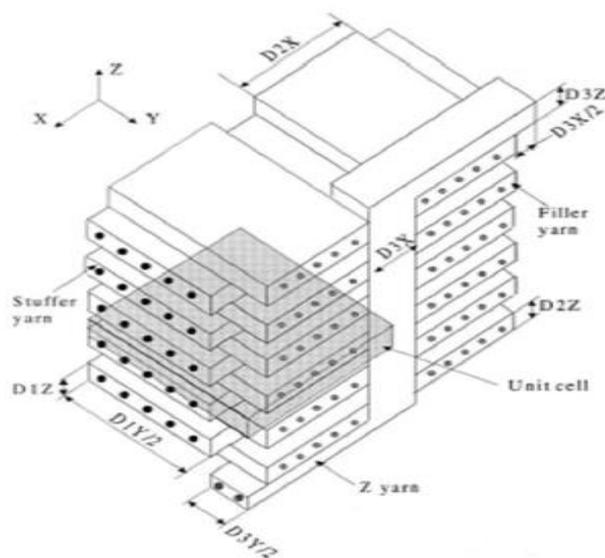


Figure III-9 - Modèle de Tan pour un interlock orthogonal [16].

Nehme [17] ou Lapeyronnie [18], avec une démarche similaire, ont développé des modèles destinés à la modélisation d'interlocks possédant des liages couche à couche. L'étude de ces différents modèles réalistes permet de dégager une tendance des paramètres pris en compte lors de la modélisation mais également de définir les hypothèses et approximations utilisées.

Les modèles étudiés font tous l'hypothèse que les éléments fibreux, le long de leur chemin au sein de la structure, gardent une section constante. Il est également imposé que les chemins des éléments fibreux sont rectilignes, l'ondulation des éléments chaînes et trames étant négligée. Le chemin des éléments liants est composé de segments horizontaux et verticaux comme décrits précédemment.

Hypothèses	Tan[16]	Nehme [17]	Lapeyronnie [18]
Section constante de l'élément fibreux le long du chemin de l'élément fibreux	●	●	●
Chemin rectiligne	●	●	●
Géométrie de la section de l'élément fibreux	Rectangulaire	Elliptico-rectangulaire	Lenticulaire
Illustration de la géométrie de section de l'élément fibreux			

Tableau III-2 - Hypothèses utilisées dans les différents modèles

Pour les modèles réalistes de Tan [16] et Nehme [17], les géométries de sections, sont définies de façon arbitraire respectivement comme étant rectangulaires ou comme elliptico-rectangulaires. Les données mesurées de largeur et d'épaisseur de la section des éléments fibreux sont utilisées pour définir les dimensions de ces géométries modélisées de la section des éléments fibreux.

Lapeyronnie [18], quant à lui fait intervenir la valeur mesurée de la surface de la section des éléments fibreux: celle-ci détermine directement les dimensions de la section lenticulaire imposée dans le modèle.

Enfin Nehme [17] intègre dans son modèle la notion de distance entre deux éléments fibreux consécutifs.

Paramètre	Description	Tan[16]	Nehme [17]	Lapeyronnie [18]
a	Largeur de l'élément fibreux	•	•	
b	Epaisseur de l'épaisseur	•	•	
d	Distance entre deux éléments fibreux consécutifs		•	
S	Surface de la section de l'élément fibreux			•

Tableau III-3 - Paramètres mesurés pris en compte dans les différents modèles.

Cette étude permet d'affirmer que les approximations des chemins rectilignes et de la constance des sections des éléments fibreux sont utilisées dans la majorité des modèles réalistes. La définition des sections des éléments fibreux, est quant à elle régie par différentes méthodes s'appuyant sur différents paramètres issus d'une caractérisation géométrique d'échantillons.

C. Etat de l'art : modeleurs pour structures textiles.

Contrairement aux modèles précédemment décrits, développés spécialement afin de modéliser une structure spécifique élaborée grâce un procédé particulier et avec un type d'élément fibreux dédié, des modeleurs « universels » pour structures textiles ont été développés. Ces logiciels ont pour ambition de lever les hypothèses et approximations précédemment décrites afin de reproduire le plus fidèlement l'entrelacement fibreux.

Les deux principaux modeleurs pour structures textiles sont WiseTex [19-23] et TexGen [24]. Un tableau comparatif est présenté ci-dessous.

Logiciel		WiseTex	TexGen
Développeur		Lomov & Al.	Lin & Al.
Fonctions	Modélisation géométrique	•	•
	Construction et maillage de VER	•	•
	Evaluation de comportement mécanique	•	•
Structures modélisables	Tissus 2D & 3D	•	•
	Tresses bi et tri-axiales	•	
	Tricots	•	•
	Multiaxiaux tricotés	•	•

Paramètres régissant la modélisation	Propriétés des éléments fibreux	Géométrie de la section	Rectangulaire	•	
			Elliptique	•	•
			Lenticulaire	•	•
			Hybride		•
		Dimension de la section		•	•
		Propriétés mécaniques		•	•
	Géométrie constante de la section le long du chemin		•		
	Paramètres d'architecture	Chemin des éléments fibreux	Défini par <i>Centreline</i>	•	•
			Rectiligne + Segments ondulés »	•	
			Ensemble de noeuds		•
		Position des éléments fibreux	Décalage relatif des couches d'éléments fibreux	•	
Espacement des éléments fibreux		•	•		

Tableau III-4 - Comparatifs entre les modeleurs pour structures textiles WiseTex et TexGen.

Ces deux outils ont pour fonction principale de modéliser géométriquement des structures textiles. Ils intègrent également des fonctions supplémentaires de construction, de maillage de VER et d'évaluation du comportement élastique via la méthode des éléments finis. Dans cette optique, il est alors nécessaire d'entrer les propriétés mécaniques des éléments fibreux constituant la structure.

En se recentrant sur l'aspect modélisation géométrique, les deux outils, à l'instar des modèles précédemment étudiés se focalisent sur la géométrie de la section des éléments fibreux et le chemin des éléments fibreux. En se basant sur le titre de l'élément fibreux, on assigne alors une section constante, avec une géométrie définie (rectangulaire, elliptique, lenticulaire ou hybride) aux éléments fibreux le long de leur chemin dans la structure. A noter qu'il est possible avec TexGen d'utiliser des sections ne possédant pas d'axes de symétrie.

Ces deux modeleurs diffèrent spécifiquement dans la gestion des chemins des éléments fibreux au sein de la structure.

Pour WiseTex, le chemin d'un élément fibreux, représenté par sa « *centreline* » est définie comme une succession de segments rectilignes et de segments ondulés, auxquels on applique ensuite une relaxation afin de définir le chemin optimal en fonction des éléments fibreux environnant. Il en découle un chemin à trajectoire courbe (polynôme d'ordre 5). Les éventuelles zones de contact sont évitées en maintenant une distance constante entre les différentes « *centrelines* ». Ces hypothèses peuvent néanmoins provoquer des interpénétrations d'éléments fibreux au sein du modèle

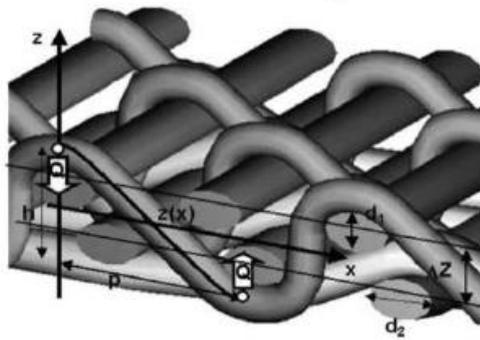


Figure III-10 - Modélisation structure tissée via WiseTex [3]

Pour Texgen, la « centreline » est composée d'un ensemble de points, appelés « nœuds » qui définissent alors les positions importantes et donc le chemin de l'élément fibreux (fig. 11-a). Au niveau de ces nœuds, on y assigne la section précédemment définie. L'élément fibreux est alors composé d'un ensemble de sections le long de son chemin dans la structure. La construction du solide représentant l'élément fibreux se fait par continuité et prolongement entre les sections. On obtient des splines cubiques. Afin d'éviter l'interpénétration, des nœuds de contrôle sont assignés sur les surfaces extérieures des sections, permettant une modification locale de leur géométrie en cas de contact. Les contacts entre éléments fibreux ne sont donc pas assurés dans cette méthode.

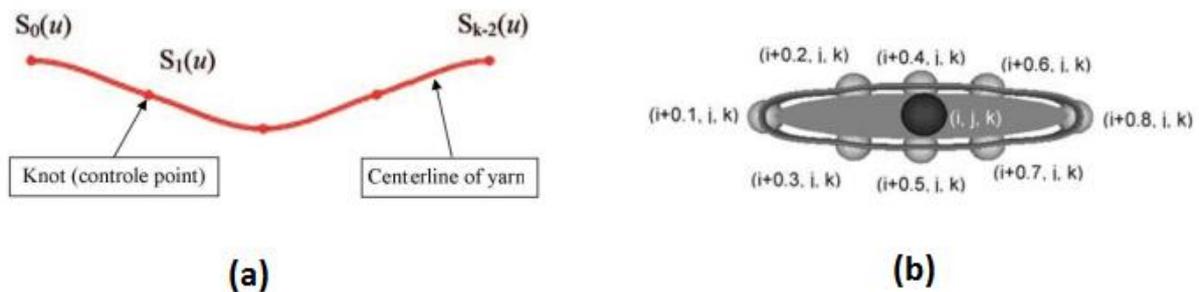


Figure III-11 - Principes de modélisation de TexGen [24]

Dans ces approches, le fait de garder une géométrie de section constante le long du chemin pour tout élément fibreux, est en contradiction avec les observations. Des interactions sont présentes entre les différents éléments fibreux au sein de la structure qui devraient en altérer les géométries de section. De plus, les contacts surfaciques entre éléments fibreux ne régissent pas la construction géométrique du modèle. Cela a pour conséquence soit de provoquer des interpénétrations entre éléments fibreux, soit au contraire de modéliser des espaces vides entre éléments fibreux en lieu et place de contacts.

Les cellules élémentaires issues de ces modélisateurs se doivent donc d'être généralement modifiées afin d'être exploitables en simulation. Zako [25] propose un redimensionnement local des sections lors d'interférences. Xu [26] propose quant à lui, d'ajouter une fine couche de matrice entre les éléments fibreux lors d'interférences, cet ajout de matrice étant contrebalancé par un ajustement de la valeur de « packing factor ». Cette technique est reprise dans de nombreux travaux comme ceux de Crookston [27] ou Sting [28-29]. Selon la complexité des structures ou dans le cadre de certaines utilisations (simulation de perméabilité, simulation de renforts secs), ces méthodes peuvent s'avérer réductrices.

A noter que ces modélisateurs modélisent uniquement des VER, des cellules représentatives d'une architecture de renfort. Ainsi les éléments trames, sont considérés comme indépendants, il est

impossible de considérer l'ensemble des éléments trames comme étant un seul élément continu qui ondule dans la structure. Cette impossibilité est contradictoire avec la modélisation d'un tissu produit en utilisant une navette par exemple. Ces effets de bords (comme par exemple celui induit par la continuité des trames se traduisant par un entrelacement particulier aux abords des lisières) ne sont pas donc modélisés dans le VER (définition même du VER).

Des modèles récemment développés considèrent que le contact surfacique entre éléments fibreux est un élément essentiel pour qu'un modèle géométrique soit représentatif et exploitable. Les modèles « géométriquement cohérents », permettent ainsi aux entrelacements et contacts associés d'imposer la géométrie de la modélisation.

Le modèle Hivet et Boisse [30-31] prend en considération l'évolution de la section des éléments fibreux le long de leur chemin, définis comme pour Texgen, par un ensemble de points de contrôle. Les sections déformables mais ayant une surface constante, sont décomposées selon 4 paraboles permettant des dissymétries dans le plan horizontal mais aussi vertical. Dans les zones où il n'existe pas de contact, le chemin est considéré comme rectiligne entre deux points de contrôle. Dans une zone où il existe un contact «éléments fibreux/éléments fibreux», on impose un chemin parabolique qui épouse alors les paraboles composant les sections. Applicables pour les structures 2D, l'application aux structures 3D est aujourd'hui en développement.

Dans cette démarche de modélisation, il est nécessaire de prendre en compte l'intégralité des contacts afin d'obtenir une cohérence du modèle. Le nombre important, la nature variée (latéraux, intermédiaires, longitudinaux et dus au tissage) mais aussi la détection des contacts dans une structure 3D est aujourd'hui l'une des problématiques liée à ce développement. Les géométries de sections s'en voient naturellement complexifiées, celles-ci seraient composée de 6 à 8 paraboles. Wendling [32] propose également un modèle 3D géométriquement représentatif reposant sur les contacts entre éléments fibreux.

II. Développement du modèle géométrique

A. Présentation

L'objectif de ce chapitre est l'obtention d'un modèle géométrique visant à évaluer le comportement mécanique des croisements de raidisseurs produits. Comme décrit dans le paragraphe [I.A.3], le comportement mécanique du croisement de raidisseurs peut-être évalué en fonction du comportement individuel de chacune des structures composant ce croisement. Ainsi, il est nécessaire de modéliser ces deux structures (interlock orthogonal trame renforcé et stratifié) et d'en évaluer le comportement le plus fidèlement.

Dans une optique d'évaluation du comportement mécanique par la méthode des éléments finis, l'étude bibliographique a montré que l'échelle mésoscopique était représentative de la structure de renfort. Les différents types de modèles étudiés, ont également mis en avant que les modèles réalistes, les modeleurs et modèles géométriquement cohérents permettent une modélisation précise des structures.

L'utilisation de modeleurs, de par leurs soucis d'interpénétrations, de modélisations de vide, ou encore par certaines restrictions en terme de structures ne semble être pas le choix optimal. Les structures, ont néanmoins été modélisées sur ces outils, permettant ainsi un comparatif avec notre modèle développé. Les modèles géométriquement cohérents dédiés aux structures 3D étant encore en développement, cette voie a été abandonnée.

Il s'agit ainsi de développer notre propre modèle réaliste. Celui-ci, comme définit dans l'étude bibliographique s'appuie sur des descriptions détaillées des pièces produites permettant une restitution au plus juste des paramètres géométriques propres aux éléments fibreux. Dans cette démarche de modélisation réaliste, les étapes suivantes se doivent d'être réalisées.

1. Définition des paramètres de caractérisation géométrique [Ch2.V.A]
2. Caractérisation géométrique des échantillons produits. [Ch2.V.C]
 - Caractérisation géométrique des branches (interlock orthogonal trame renforcé)
 - Caractérisation géométrique de l'interface (stratifié)
3. Définition des paramètres de modélisation géométrique.
4. Modélisation mésoscopique réaliste des échantillons produits
 - Modélisation mésoscopique réaliste d'une branche (interlock orthogonal trame renforcé)
 - Modélisation mésoscopique réaliste de l'interface (stratifié)
5. Définitions de VER.
 - Définition d'un VER relatif à l'interlock orthogonal trame renforcé
 - Définition d'un VER relatif au stratifié.

Dans la suite de cette partie, nous nous focaliserons sur la démarche propre à la modélisation de la structure interlock orthogonal trame renforcé. La modélisation de l'interface, n'est qu'une adaptation de cette même méthode à une structure plus simple puisqu'exempt d'entrelacements.

B. Hypothèses de modélisation

Le développement d'un modèle géométrique à l'échelle mésoscopique, comme introduit dans la partie bibliographique, est dépendant principalement de la définition du chemin et de la section des

éléments fibreux composant la structure. Ces chemins et sections découlent de l'architecture mais aussi des procédés de production et de mise en œuvre, qui déforment et réorientent les renforts. Les résultats de caractérisation [Ch2.V.A] montrent néanmoins que les paramètres mesurés (géométries, orientations, etc...) sont globalement en accord avec les paramètres attendus et souhaités. Même si l'objectif est de modéliser le plus fidèlement possible la structure produite et analysée, il est nécessaire de trouver un compromis entre efficacité et précision. En effet, un modèle très complexe, prenant en compte chaque détail géométrique issu de la caractérisation sera considéré comme très précis. Néanmoins, la complexité du modèle peut engendrer des difficultés lors du maillage qui rendrait ce modèle non-exploitable lors de l'évaluation mécanique. Dans cette optique, le développement de notre modèle nécessite de fixer certaines hypothèses. Celles-ci sont détaillées et justifiées ci-dessous.

- Les éléments fibreux, en fonction de leur section et de leur chemin, sont définis comme des volumes solides.

Ils sont chacun composés d'un même matériau composite lui-même composé de fibre et de matrice. Les proportions (*packing factor*), l'arrangement, et le comportement mécanique de ces solides découlent des résultats de l'étude de l'échelle microscopique [Ch3.III].

- La géométrie de la section d'un élément fibreux est constante le long du chemin de cet élément fibreux.

Cette hypothèse est utilisée dans la grande majorité des modèles. Celle-ci est renforcée par les résultats de la caractérisation [Ch2.V.A], illustrant que les valeurs des paramètres de largeur, d'épaisseur et de surface d'un élément fibreux n'est pas dépendant de la position de mesure le long de son chemin (écart type faible, moins de 10%).

- La géométrie de la section de chaque élément fibreux de la structure est définie indépendamment.

La caractérisation a montré qu'un élément fibreux, indépendamment de son chemin, possède une géométrie de section différente selon sa position dans l'échantillon [Ch 2.V.A]. On note en plus d'une répartition particulière des géométries (rectangulaire, elliptique, etc...), des valeurs d'*aspect ratio* plus importantes ou des valeurs de surface de section plus faibles au cœur de la structure qu'aux abords des extrémités. Ces phénomènes sont dues à des compactations locales, explicables par les étapes de production, de mise en forme mais aussi dues à la nature de l'architecture et donc des interactions entre éléments fibreux. Cette considération indépendante de la géométrie de chaque élément fibreux permet de prendre en compte l'ensemble de ces paramètres.

- La continuité est assurée dans la modélisation.

Un élément fibreux considéré comme continu dans l'étape de caractérisation sera modélisé comme continu dans le modèle, c'est-à-dire composé d'un unique chemin et d'une géométrie de section. A noter que dans le procédé de production, pour l'interlock orthogonal trame renforcé, la trame est continue, c'est-à-dire qu'un même élément trame, fait office de trame liante et de trame non liante dans l'intégralité de l'échantillon. On modélisera dans ce cas un unique élément trame possédant un chemin unique et continu dans toute la structure.

- Le chemin des éléments fibreux est considéré comme rectiligne. Dans le cadre des éléments trames assurant un liage, le chemin symbolisé par sa *centreline*, est alors composé d'un ensemble de segments rectilignes.

Pour tous les types d'éléments fibreux, la caractérisation a montré des valeurs d'ondulation réduites (rapport d'embuvage de 107%). En accord avec l'hypothèse utilisée dans de nombreux modèles, cette

ondulation est négligée, et le chemin défini comme étant rectiligne. Cette hypothèse a de plus un impact moindre en termes de précision de modélisation sur les interlocks orthogonaux [11].

Les orientations mesurées des éléments chaînes sont proches ($\pm 3^\circ$) de celles définies théoriquement [Ch2.V.A]. Les « *centrelines* » des éléments chaînes d'une même couche sont ainsi considérées comme coplanaires. Les « *centrelines* » éléments chaînes d'une même colonne sont également considérées comme coplanaires. Les « *centrelines* » des éléments chaînes sont ainsi alignés selon des lignes et colonnes.

L'élément trame, d'après la caractérisation géométrique, possède un chemin cyclique, pouvant lui-même être décomposé en 4 chemins différents contenus chacun dans un plan [Ch2.V.A]. Les orientations mesurées de l'élément trame étant globalement proches ($\pm 2^\circ$) de celles définies théoriquement, on considère que ces quatre plans sont parallèles.

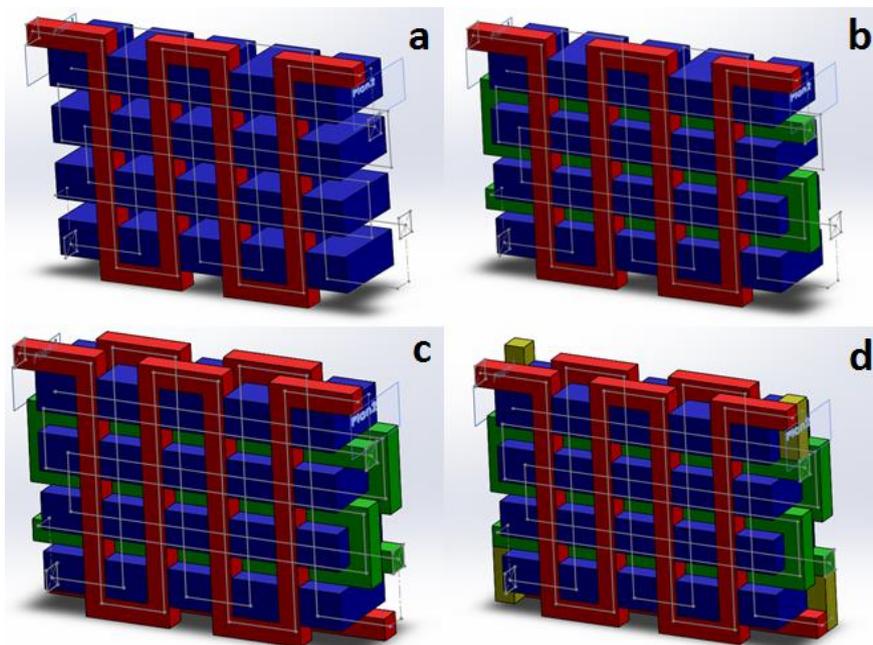


Figure III-12 - Décomposition du chemin de l'élément trame modélisé.

En se servant de cette observation (respect des orientations), les 4 « *centrelines* » (représentant chacune l'un des quatre chemins) sont ainsi considérées comme appartenant chacune à un plan parallèle au plan de la section des éléments chaînes (fig. 12-a,b,c). Chacune de ces « *centrelines* », selon les contacts avec les éléments chaînes (organisés en lignes et colonnes), est alors définie par un ensemble de segments rectilignes coplanaires. A noter qu'on utilise ici une modélisation « crown » (en adéquation avec le modèle de Rao [15]), c'est-à-dire que l'on modélise l'intégralité des composantes de l'élément trame. L'élément trame étant caractérisé comme continu, il est nécessaire de reconstruire une « *centreline* » continue à partir des 4 *centrelines* précédemment définies. Pour ce faire, on intègre des « *centrelines* » de jonction (fig. 12-d) permettant de faire le lien entre les « *centrelines* » incluses dans les différents plans parallèles. Chaque jonction est un unique segment rectiligne joignant l'extrémité de chacune des deux « *centrelines* ».

C. Traitement statistique des paramètres d'entrée

La modélisation géométrique à l'échelle mésoscopique est dépendante des géométries et chemins que l'on impose aux solides modélisés. Ces paramètres sont calculés à partir de paramètres issus de l'étape de caractérisation géométrique.

Ainsi, pour chaque élément fibreux constituant l'échantillon, ont été relevés les valeurs de largeur « a », d'épaisseur « b » et surface « S » de leur section. Ces informations ont été relevées à différentes positions dans l'échantillon. Ces paramètres sont dotés d'indices, issus de la grille de caractérisation [Ch2.V.A.3], permettant de localiser la mèche, ainsi que la position de la mesure. Ainsi, a_{ij-p} désigne la largeur de la mèche i,j dans la coupe P (fig. 13). On considère un échantillon possédant n colonnes de mèches et m lignes de mèches. L'échantillon est alors composé de $n*m$ mèches. p désigne ici le nombre de sections de mesure lors de l'étape de caractérisation, c'est-à-dire que les différentes positions de mesure vont de 1 à p .

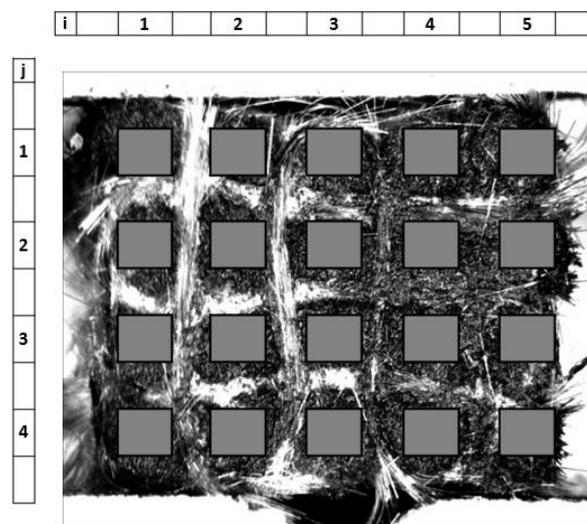


Figure III-13 - Grille de caractérisation des fils de chaîne pour des coupes x_i et y_i

Paramètre	Description	Unité
a_{ij-x}	Largeur de l'élément fibreux « ij » dans la section x	mm
b_{ij-x}	Epaisseur de l'élément fibreux « ij » dans la section x	mm
S_{ij-x}	Surface de l'élément fibreux « ij » dans la section x	mm ²
n	Nombre de colonnes d'éléments fibreux	
m	Nombre de lignes d'éléments fibreux	
p	Numéro de section mesurée	

Tableau III-5 - Paramètre d'entrée de la modélisation géométrique.

La plupart des mesures et tests statistiques pour être valides requièrent une distribution des données qui suive une loi normale. Les résultats de caractérisation [Ch2.V.C], faisant office de paramètres d'entrée dans notre modélisation géométrique et étant ensuite post-traités par un algorithme se doivent de suivre une loi normale.

Ces données (largeur, épaisseur et surface de chaque fils composant la structure et mesurées à différents endroits de l'échantillon) sont ainsi testées afin de vérifier la normalité du lot de mesure et donc sa compatibilité avec la suite du procédé.

La figure 14 présente les diagrammes de probabilité des largeurs de mèches mesurées lors de la campagne de caractérisation. Le test utilisé ici est le test d'Anderson-Darling. Il a pour avantage de détecter efficacement l'écart par rapport à la normalité des valeurs minimales et maximales d'une distribution [33]. La grandeur calculée est une distance au carré qui donne plus d'importance aux valeurs de queue de distribution. Un coefficient d'Anderson-Darling petit indique que les valeurs suivent bien une loi normale.

La valeur d'Anderson-Darling test est définie par l'équation 1 [34] :

$A^2 = -n - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (2i - 1) [\ln(F_i) + \ln(1 - F_{n-i+1})]$	Eq. III-1
--	-----------

Avec n la taille de la population

Et F_i la fréquence théorique de la loi de répartition normale centrée et réduite associée à la valeur standardisée $z_{(i)} = \frac{x_{(i)} - \bar{x}}{s}$

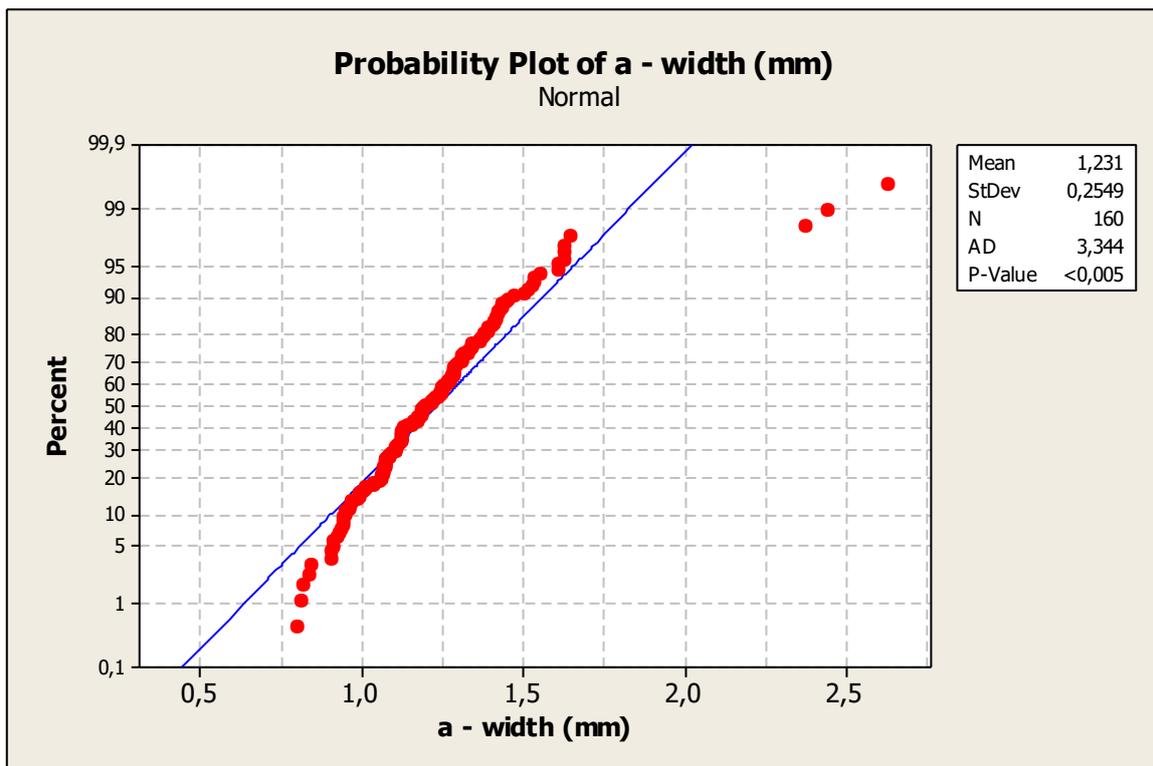


Figure III-14 - Diagramme de probabilité du paramètre « a » (largeur).

On observe sur la figure 14 que la majorité des points de données sont relativement proches de la droite d'Henry, ligne de référence. Certains points s'en éloignent, d'où une valeur du coefficient d'Anderson-Darling élevée (3,344). Une telle valeur de ce dernier coefficient implique la présence de points dits aberrants cassant la loi normale de distribution du lot.

Le fait de supprimer ces points conduit au diagramme de probabilité illustré en figure x. Les points s'éloignant de la ligne de référence ayant été supprimés, on obtient une valeur du coefficient d'Anderson-Darling avec une valeur bien plus faible (0,314) inférieure à la valeur frontière des 0.5 [81], indiquant que nos données, issues des mesures lors de l'étape de caractérisation, suivent bien une loi normale.

Afin de s'assurer que ces mesures sont bien aberrantes, on procède au test de μ , qui est une comparaison de la moyenne d'une population normale à une valeur standard [81]. Pour chaque lot de données, les points s'écartant des droites de référence sur les diagrammes de probabilité et remplissant le test de μ sont alors écartés.

Dans notre cas, en suivant ce raisonnement on écartera ici 3 valeurs de largeur (paramètre a, cf. figure 15). En utilisant la même méthode en se focalisant sur la normalité d'autres paramètres, on écartera 4 valeurs d'épaisseur et 3 valeurs de surface (paramètres b et S).

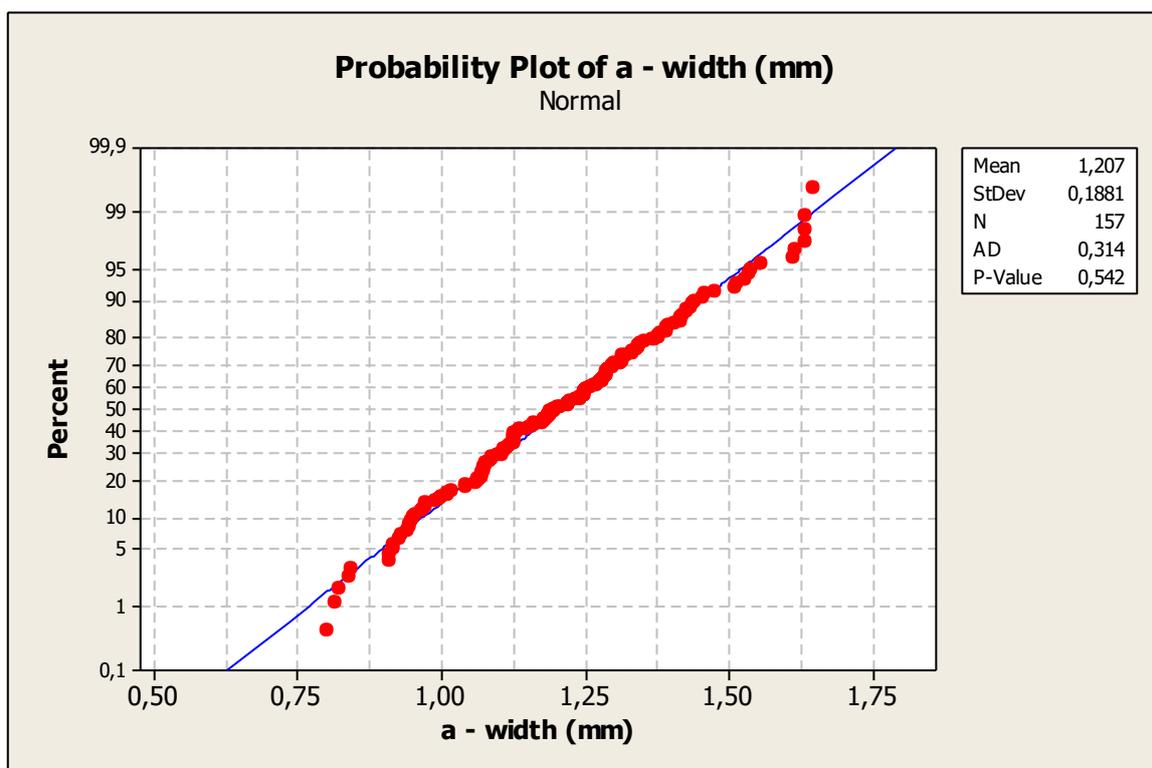


Figure III-15 - Diagramme de probabilité du paramètre « a » (largeur) sans les points aberrants.

Ce traitement statistique permet donc d'obtenir des données qui suivent une loi de distribution normale, rendant possible l'utilisation des mesures et tests statistiques sur ce lot.

D. Méthodologie de modélisation.

1. Définition des paramètres de modélisation.

Le modèle géométrique développé repose sur la définition des paramètres relatifs à la géométrie de section et au chemin de chaque élément fibreux modélisé composant la structure.

Le chemin des éléments fibreux est défini comme rectiligne. Dans le cas des éléments chaines, leur chemin est implicitement défini puisque les « *centerlines* » des éléments chaines sont alignés selon des lignes et colonnes.

Pour l'élément trame, la définition de son chemin découle de la géométrie et du chemin des éléments chaines. Cette reconstruction du modèle à partir des données relatives à la géométrie de section des éléments fibreux est expliquée dans le paragraphe 3.

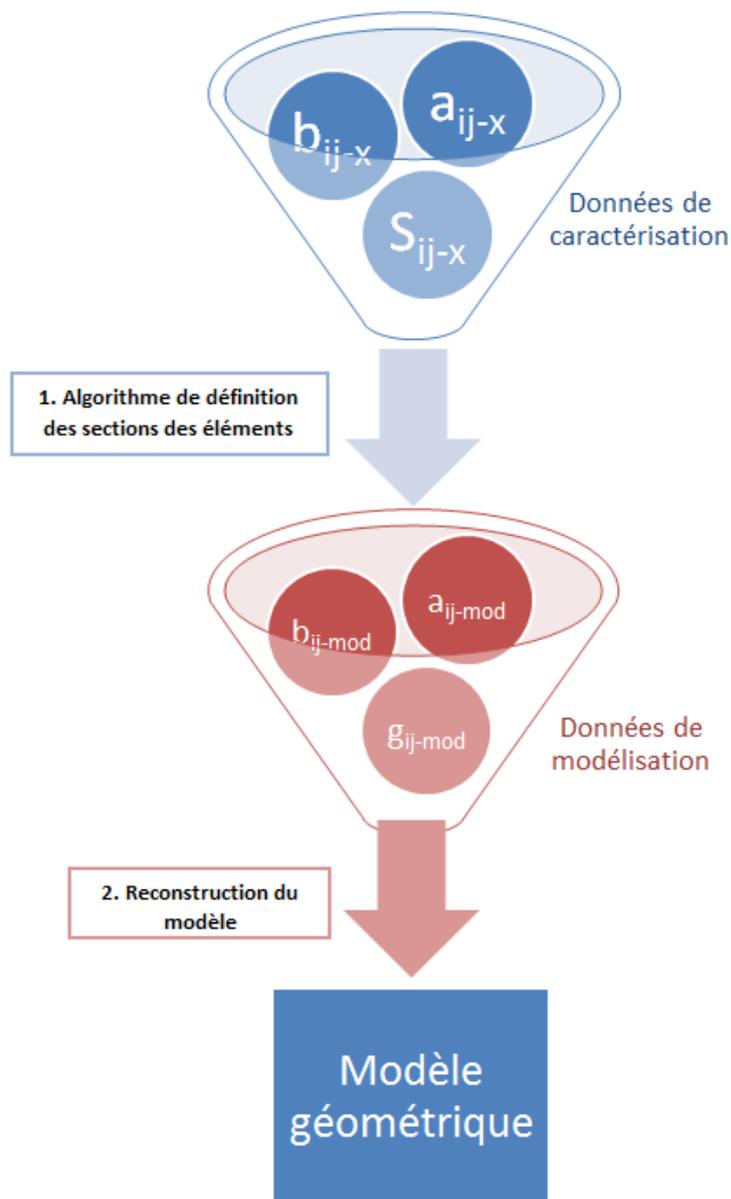


Figure III-16 - Procédé de modélisation géométrique.

D'après l'hypothèse selon laquelle la section des éléments fibreux est constante le long de son chemin, il est nécessaire de définir la largeur, l'épaisseur et la géométrie de chaque élément fibreux modélisé. Les paramètres de sortie, permettant la reconstruction du modèle sont ainsi les largeurs, épaisseurs et géométrie des éléments composant la structure modélisée, à savoir: a_{ij-mod} , b_{ij-mod} et g_{ij-mod}

Paramètre	Description	Unité
a_{ij-mod}	Largeur de l'élément fibreux « ij » modélisé	mm
b_{ij-mod}	Epaisseur de l'élément fibreux « ij » modélisé	mm
g_{ij-mod}	Nature de la géométrie de l'élément fibreux « ij » modélisé	

Figure III-17 - Paramètres de sortie de la modélisation géométrique.

2. Algorithme de définition des sections des éléments fibreux.

Notre cellule élémentaire (VER) à modéliser est composée de fils cômélés verre/polypropylène. Durant l'étape de consolidation le polypropylène vient imprégner les mèches de verre. Dans la littérature, les modélisations de structure 3D à base de mèches multi-filamentaires telles que les mèches de carbone ou de verre utilisent des géométries de section de mèches variées. Le plus courant étant les sections elliptiques ou rectangulaires.

L'étape de caractérisation a révélé des géométries de section de mèches variables: circulaire, rectangulaire, elliptique, circulaire, champs de course ou d'autres plus singulières. Une géométrie particulière principalement présente au niveau des arrêtes de l'échantillon est redondante dans nos relevés, à savoir une géométrie de base rectangulaire avec un coin « cassé » suivant la courbure d'un quart d'ellipse.

Afin que notre modèle soit le plus proche de la réalité, les éléments fibreux constituant la structure modélisée pourront ainsi prendre les géométries détaillées dans le tableau 6. A noter que la section circulaire peut être ici modélisée, cela correspond à une ellipse où $a=b$.

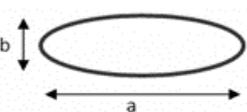
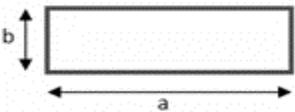
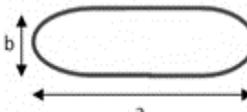
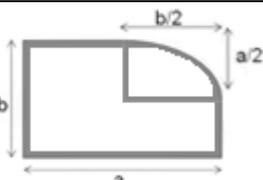
Géométrie de la section	Visualisation des paramètres a et b	Valeurs de la section S en fonction de a et b
Elliptique (Ell.)		$S_{ell} = \frac{\pi \cdot a \cdot b}{4}$
Rectangulaire (Rec.)		$S_{rec} = a \cdot b$
Champs de course (Rt.)		$S_{rt} = a \cdot b - b^2 \cdot (1 - \frac{\pi}{4})$
Rectangulaire à coin cassé (Ber.)		$S_{ber} = a \cdot b \cdot (3 + \frac{\pi}{4})$

Tableau III-6 - Description des géométries des sections des éléments fibreux modélisés.

Plutôt que d'assigner arbitrairement une géométrie de section à un élément fibreux, il s'agit ici, d'assigner cette géométrie en tenant compte de tous les relevés effectués lors de l'étape de caractérisation géométrique de l'échantillon.

Dans un premier temps on procède au calcul de la moyenne de chacun des paramètres (largeur a , épaisseur b et surface S) pour chaque couple de coordonnées (i,j) toutes positions de mesure confondues. Suivant les équations 2, 3 et 4 on en déduit les paramètres $a_{ij\text{-moy}}$, $b_{ij\text{-moy}}$ et $S_{ij\text{-moy}}$.

Ces nouveaux paramètres représentent les dimensions caractéristiques (largeur, épaisseur et surface) moyennées de la section de chaque élément fibreux (ij) le long de son chemin. Ces moyennes prennent en compte les valeurs acquises dans les différentes coupes correspondant aux différentes positions de mesure.

$a_{ij\text{-moy}} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p a_{ij-x}$	Eq. III-2
$b_{ij\text{-moy}} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p b_{ij-x}$	Eq. III-3
$S_{ij\text{-moy}} = \frac{1}{p} \sum_{x=1}^p S_{ij-x}$	Eq. III-4

Connaissant les paramètres a et b moyens pour chaque élément fibreux (ij) , on calcule alors les surfaces potentielles des sections nos éléments fibreux selon les hypothèses sur leur forme. Pour ce faire, on se reporte au tableau 6, où sont explicitées les valeurs de S en fonction de a et b pour chaque géométrie de section. Pour chaque élément fibreux (ij) on calcule alors (équation 5 à 8) les paramètres $S_{ij\text{-ell}}$, $S_{ij\text{-rec}}$, $S_{ij\text{-rt}}$ et $S_{ij\text{-ber}}$. Afin de sélectionner la géométrie adéquate pour l'élément fibreux (ij) on sélectionne celle dont la différence D_{ij} entre la valeur moyenne calculée $S_{ij\text{-moy}}$ et la valeur $S_{ij\text{-ell}}$, $S_{ij\text{-rec}}$, $S_{ij\text{-rt}}$ ou $S_{ij\text{-ber}}$ est la plus faible en valeur absolue (équation 9).

$D_{ij\text{-ell}} = S_{ij\text{-moy}} - S_{ij\text{-ell}} $	Eq. III-5
$D_{ij\text{-rec}} = S_{ij\text{-moy}} - S_{ij\text{-rec}} $	Eq. III-6
$D_{ij\text{-rt}} = S_{ij\text{-moy}} - S_{ij\text{-rt}} $	Eq. III-7
$D_{ij\text{-rcc}} = S_{ij\text{-moy}} - S_{ij\text{-ber}} $	Eq. III-8
$\text{Choix} \equiv \text{Min} (D_{ij\text{-ell}}; D_{ij\text{-rec}}; D_{ij\text{-rt}}; D_{ij\text{-ber}})$	Eq. III-9

Cette étape nous permet ainsi, en fonction des paramètres moyens de chaque élément fibreux ($a_{ij\text{-moy}}$, $b_{ij\text{-moy}}$ et $S_{ij\text{-moy}}$) de déterminer la géométrie de section de la mèche la plus adéquate.

Le fait de modéliser notre VER en utilisant les paramètres bruts et les géométries précédemment définies aurait pour conséquence d'en surévaluer les dimensions. Un précédent modèle prédictif a également été développé, celui-ci avait pour inconvénient de créer des «zones vides». En effet, lors de la reconstruction du modèle, les éléments fibreux chaînes sont alignés verticalement par colonnes et horizontalement par ligne. C'est-à-dire que l'épaisseur d'une couche (j) d'éléments fibreux sera forcément égale à l'épaisseur de l'élément fibreux le plus épais de la couche j . La largeur d'une colonne

d'éléments fibreux (i) sera égale à la largeur de l'élément fibreux le plus large de la colonne i. On se retrouve alors avec des dimensions de VER modélisé A_{ech} (largeur) et B_{ech} (épaisseur) surévaluées.

$A_{ech} = \sum_{j=1}^n a_{max,j}$	Eq. III-10
$B_{ech} = \sum_{i=1}^m b_{i,max}$	Eq. III-11

Avec $a_{max,j}$ correspondant à la largeur de la mèche la plus large de la colonne j et $b_{i,max}$ l'épaisseur de la largeur de la mèche la plus épaisse de la ligne i.

Afin de palier à cela, et d'homogénéiser le modèle, on applique un algorithme de lissage bidirectionnel. L'idée est ici d'obtenir un modèle où chaque colonne d'éléments fibreux (i) est composée d'éléments fibreux ayant une largeur $a_{i,moy}$ et où chaque couche d'éléments fibreux (j) est composée d'éléments fibreux ayant une épaisseur $b_{moy,j}$.

Ces paramètres $a_{i,moy}$ et $b_{moy,j}$ se calculent par les équation 12 et 13:

$a_{i,moy} = \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m a_{ij}$	Eq. III-12
$b_{moy,j} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n b_{ij}$	Eq. III-13

On assimile ensuite les a_{ij-mod} et b_{ij-mod} aux paramètres $a_{i,moy}$ et $b_{moy,j}$ (équation 14).

$\forall(i,j); a_{ij-mod} = a_{i,moy} \text{ et } b_{ij-mod} = b_{moy,j}$	Eq. III-14
---	------------

On définit de cette façon les paramètres a_{ij-mod} , b_{ij-mod} et g_{ij-mod} pour chaque élément fibreux (ij).

L'intérêt de cette méthode réside dans le fait que l'on modélise le VER en tenant compte, non pas uniquement des largeurs et épaisseurs des éléments fibreux, mais en associant également la surface des éléments fibreux. La surface de la section de l'élément fibreux, détermine directement le volume de l'élément solide. La surface, bien plus que la largeur ou l'épaisseur détermine directement le taux volumique de renfort.

En appliquant cette méthode à chaque élément chaîne (ij), on obtient dans le tableau 7 les valeurs de largeur, épaisseur et géométrie de la section de chaque élément fibreux chaîne. Ces valeurs sont des moyennes le long des chemins des éléments fibreux.

En utilisant une modélisation paramétrée sous Solidworks, on obtient le rendu illustré en figure 18. La section de chaque élément chaîne est ici modélisée de façon indépendante, en utilisant les paramètres calculés de largeur et d'épaisseur et en assignant la nature de la géométrie de section assignée. Le chemin de chaque élément est défini comme rectiligne, on applique également les hypothèses de coplanarité selon les couches et colonnes d'éléments fibreux.

			i				
			1	2	3	4	5
j	1	a(mm)	1,18	1,20	1,24	1,29	1,22
		b(mm)	1,08	1,08	1,08	1,08	1,08
		section	Rt.	Rec.	Rec.	Ell.	Rt.
	2	a(mm)	1,18	1,20	1,24	1,29	1,22
		b(mm)	1,05	1,05	1,05	1,05	1,05
		section	Rec.	Rt.	Rec.	Ell.	Rec.
	3	a(mm)	1,18	1,20	1,24	1,29	1,22
		b(mm)	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99
		section	Rec.	Rec.	Rec.	Rt.	Rec.
	4	a(mm)	1,18	1,20	1,24	1,29	1,22
		b(mm)	1,05	1,05	1,05	1,05	1,05
		section	Rec.	Rt.	Rec.	Rec.	Rec.

Tableau III-7 - Paramètres de modélisation des sections des éléments fibreux chaînes (ij)

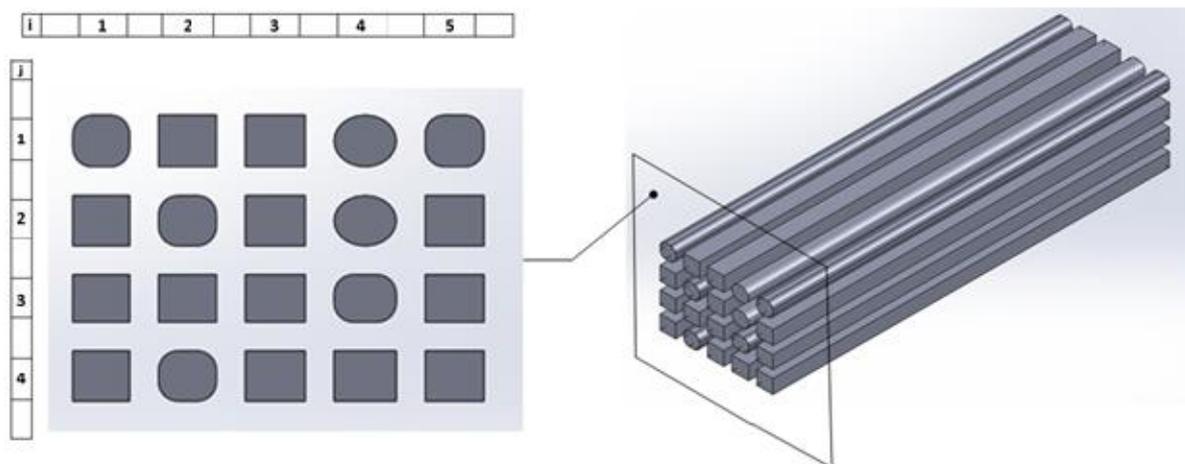


Figure III-18 - Modélisation des éléments chaînes.

On observe tout d'abord que les sections de type rectangulaire à coin cassé ne sont pas représentées ici. L'hypothèse fixant les sections constantes le long de leur chemin en est l'explication. En effet, même si cette géométrie de section a été observée, celle-ci, n'est pas représentative dans l'échantillon (3% du total des sections observées étaient rectangulaires coin cassé lors de la caractérisation des échantillons verre/PP). C'est principalement l'aspect aléatoire de sa présence le long du chemin d'un même élément fibreux qui interdit à cette géométrie de section d'être réellement représentative. Cette géométrie de section, associée à l'algorithme précédemment défini, demeure néanmoins valable si l'on souhaite modéliser une position particulière dans l'échantillon.

La deuxième observation importante, réside dans la proportion des différentes sections modélisées : 60% sont rectangulaires, 30% sont en champs de course et 10% sont elliptiques. Ces sections elliptiques de par leur faible représentation dans le modèle mais surtout de par leur distribution aléatoire ne nous permet pas d'affirmer qu'elles sont complètement représentatives de l'échantillon. De plus, les sections elliptiques proposent une zone de contact linéaire et non surfacique. Cela oblige alors à insérer des volumes de matrice (possédant localement une épaisseur nulle) entre deux surfaces d'éléments fibreux, rendant le maillage délicat voire impossible. Les sections rectangulaire et champs de course représentent 90% des sections. Ces deux sections ont une géométrie très proche, et une

surface quasi équivalente à a et b fixés. Toujours dans une optique de maillage, il est bien plus évident de travailler en contacts surfaciques.

Afin d'obtenir un modèle exploitable par la méthode des éléments finis, mais aussi en vue des résultats de cette modélisation, il est nécessaire de ne conserver que des sections rectangulaires, qui représentent le meilleur compromis entre précision et efficacité.

En reprenant la même démarche que précédemment, en omettant l'étape de détermination de la nature de la géométrie de section, on précise dans le tableau 8 les valeurs de largeur et d'épaisseur de la section rectangulaire de chacun des éléments fibreux à modéliser.

		i					
		1	2	3	4	5	
j	1	a(mm)	1.2	1.33	1.25	1.21	1.16
		b(mm)	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
	2	a(mm)	1.2	1.33	1.25	1.21	1.16
		b(mm)	1.05	1.05	1.05	1.05	1.05
	3	a(mm)	1.2	1.33	1.33	1.21	1.21
		b(mm)	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03
	4	a(mm)	1.2	1.33	1.33	1.21	1.21
		b(mm)	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04

Tableau III-8 -- Paramètres de modélisation des sections rectangulaires des éléments fibreux chaines (ij).

En utilisant une modélisation paramétrée sous Solidworks, on obtient le rendu illustré en figure 19. La section rectangulaire de chaque élément chaîne est ici modélisée de façon indépendante, en utilisant les paramètres calculés de largeur et d'épaisseur. Le chemin de chaque élément est défini comme rectiligne. On applique également les hypothèses de coplanarité selon les couches et colonnes d'éléments fibreux chaines.

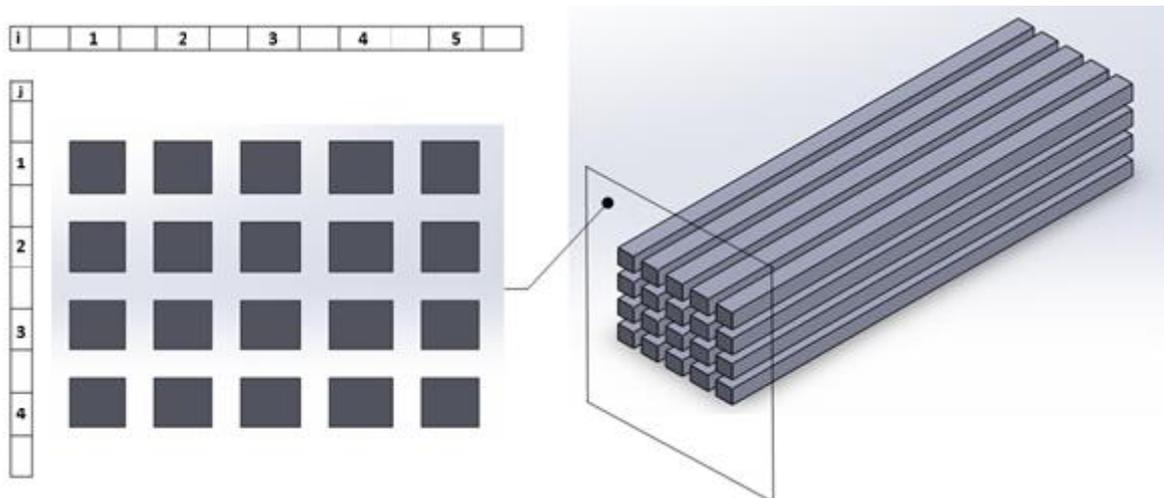


Figure III-19 - Modélisation des éléments chaines.

L'élément fibreux trame étant continu dans le procédé de production, on modélise cet élément comme étant un unique solide déterminé par sa section et son chemin. Pour ce faire, on applique la même méthode de définition de section à l'élément trame : on moyenne ses valeurs mesurées d'épaisseur et de largeur. On en déduit une section rectangulaire d'une largeur $a_{tr-mod} = 0.6mm$ et $b_{tr-mod} = 0.6mm$.

Cette partie, nous a permis de déterminer chacune des sections (géométrie, largeur et épaisseur) des éléments fibreux présents dans la structure à modéliser. Il s'agit maintenant, à partir de ces données, de reconstruire le modèle.

3. Reconstruction du modèle.

Le paragraphe précédent a permis de déterminer les géométries des différents éléments fibreux composant la structure à modéliser. Afin d'obtenir le modèle, il est nécessaire, à partir des informations précédemment établies et en prenant en compte les différentes hypothèses émises de reconstruire le modèle. Les différentes étapes de la démarche de reconstruction sont ici présentées.

Modélisation des éléments chaines.

Résultat du paragraphe précédent, chaque élément fibreux chaîne est représenté par une géométrie rectangulaire particulière. Par hypothèse, les éléments fibreux ont un chemin rectiligne et sont organisés par lignes et colonnes. On obtient alors la modélisation illustrée en figure 20. De par l'algorithme de modélisation utilisé, pour tout élément fibreux d'une même colonne, la largeur de leur section est égale. De même, pour tout élément fibreux d'une même ligne, l'épaisseur de leur section est égale

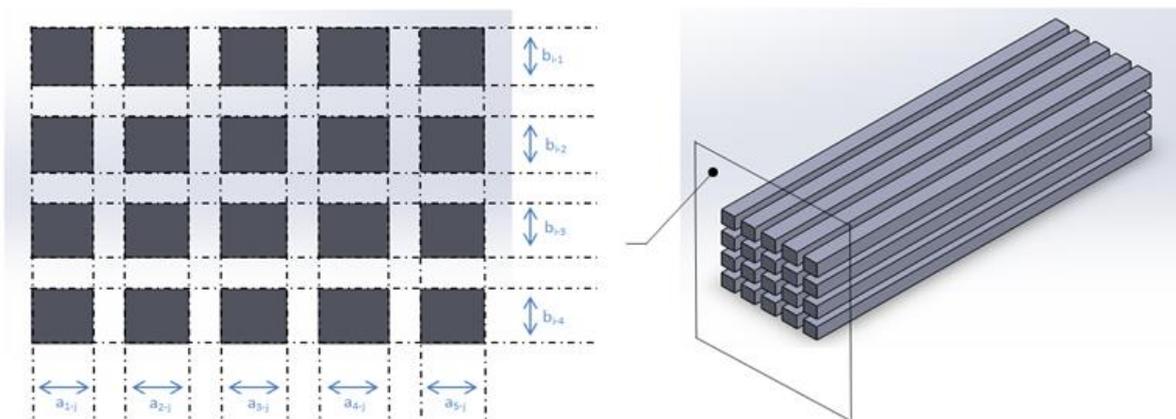


Figure III-20 - Reconstruction du modèle – Modélisation des éléments chaines.

Application du paramètre de distance inter-chaines.

La caractérisation géométrique de la nature l'entrelacement a permis de définir un certain nombre de contacts entre les éléments chaines et l'élément trame. Il en résulte que l'élément trame est en contact avec chaque colonne et chaque ligne d'éléments fibreux chaîne [Ch2.V.C].

Sachant que dans notre modélisation :

- les éléments chaines ont une section rectangulaire dans le modèle
- les éléments chaines sont positionnés en lignes et colonnes
- pour tout élément fibreux d'une même colonne, la largeur de leur section est égale
- pour tout élément fibreux d'une même ligne, l'épaisseur de leur section est égale
- l'élément chaîne a une section constante le long de son chemin

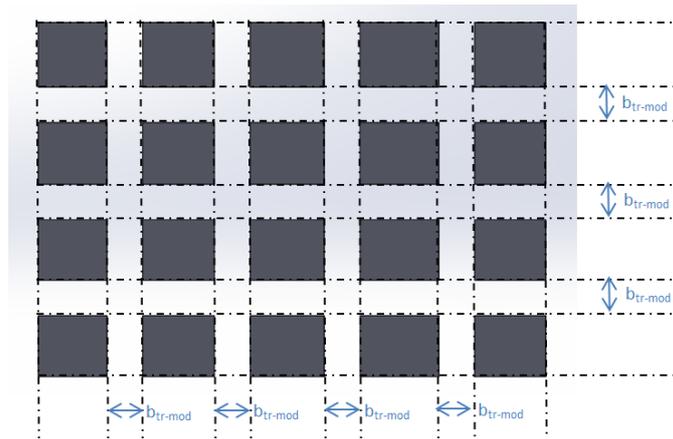


Figure III-21 - Reconstruction du modèle: Application du paramètre de distance inter-chaines.

Par conséquent, l'élément trame est en contact avec chacune des 4 faces de chaque élément fibreux chaîne. Afin d'assurer les contacts chaîne-trames définis par la caractérisation géométrique, il est nécessaire d'imposer une distance entre chaque élément chaîne. Cette distance est alors égale à l'épaisseur de la section de l'élément trame noté b_{tr-mod} .

Détermination du chemin de l'élément trame.

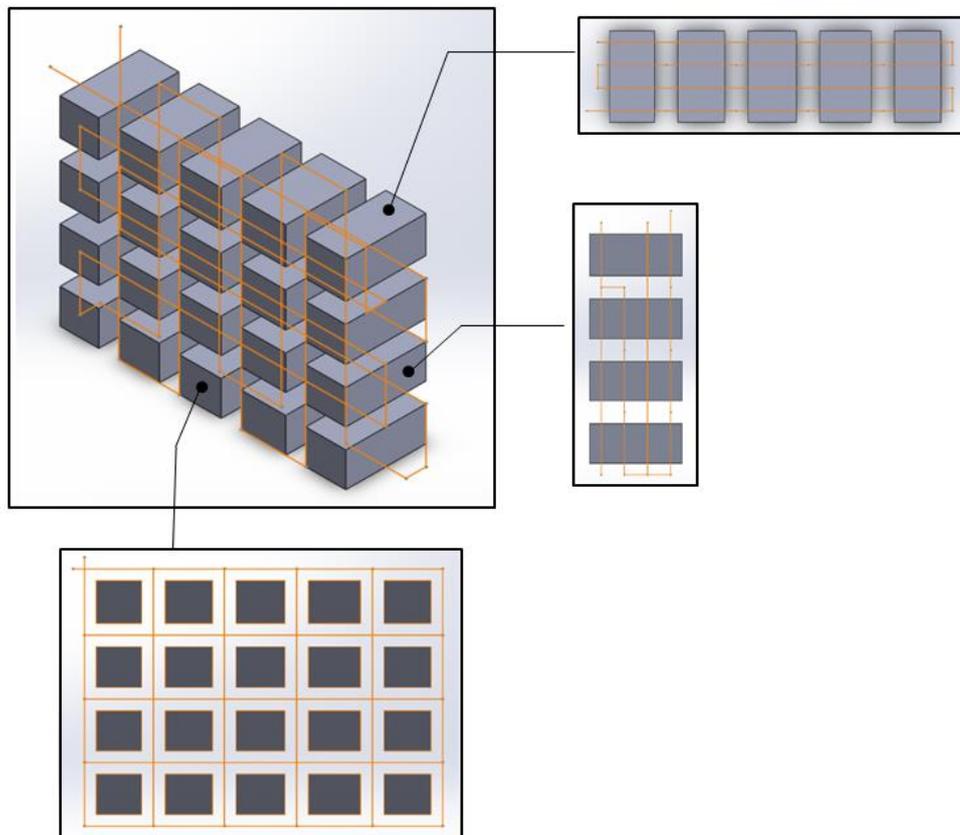


Figure III-22 - Reconstruction du modèle: détermination du chemin de l'élément trame.

La caractérisation géométrique d'échantillon a permis de déterminer les contacts entre l'élément trame et les éléments chaînes de définir le chemin de l'élément trame. Selon l'hypothèse, ce chemin symbolisé par sa « *centerline* », est composé de segments rectilignes inclus dans 4 plans parallèles au plan de la section des éléments chaîne.

La caractérisation géométrique a également déterminé des contacts entre les composantes de l'élément trame présentes dans deux plans parallèles consécutifs. Afin d'assurer ces contacts dans le modèle, il est nécessaire de fixer la distance entre ces 4 plans parallèles. La distance entre deux plans parallèles successifs est alors égale à la largeur de la section de l'élément trame noté a_{tr-mod} (figure 22).

Enfin pour modéliser la continuité de l'élément trame, il est nécessaire de joindre les « *centerlines* » définies dans chacun des quatre plans. En accord avec le chemin déterminé lors de la caractérisation, on joint alors les « *centerlines* » de deux plans consécutifs par un unique segment rectiligne.

Modélisation de l'élément trame.

Connaissant le chemin et la géométrie (rectangulaire, $a_{tr-mod} = 0.6\text{mm}$ et $b_{tr-mod} = 0.6\text{mm}$) de la section de l'élément trame, il est possible de modéliser l'élément trame (figure 23).

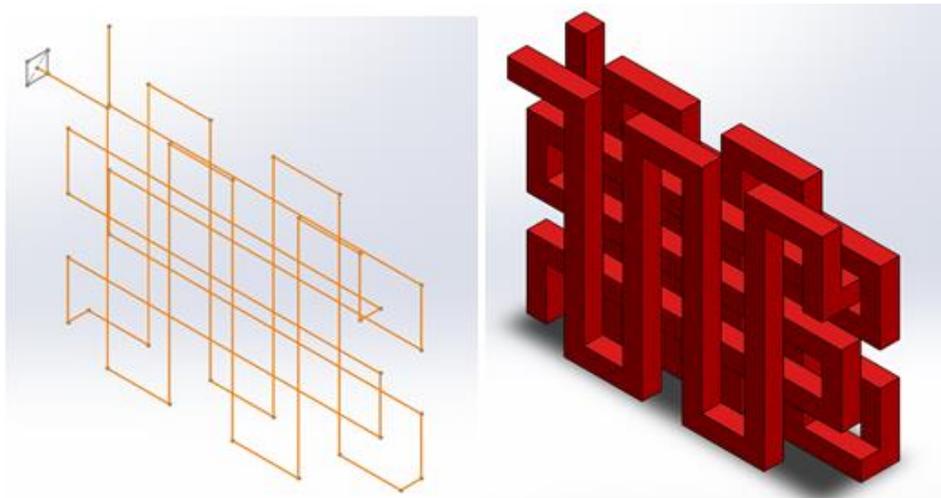


Figure III-23 - Reconstruction du modèle: Modélisation de l'élément trame

Modélisation de la matrice.

Il s'agit dans un premier temps de modéliser l'ensemble des éléments fibreux constituant la structure. En prenant les dimensions extérieures des éléments modélisés, à savoir largeur, épaisseur et longueur maximale (correspondant aux 3 axes du repère), on en déduit alors un pavé correspondant au volume extérieur de la structure modélisée.

Il s'agit ensuite d'obtenir le volume complémentaire de l'ensemble des éléments fibreux dans le pavé précédemment défini. La géométrie obtenue, correspond alors aux zones où il n'existe pas d'éléments fibreux modélisés (figure 24). Cette modélisation représente ainsi les zones de matrice de notre pièce composite.

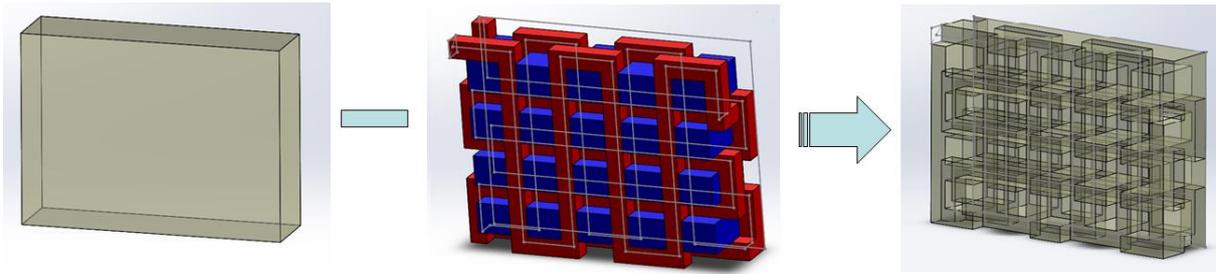


Figure III-24 - Reconstruction du modèle: Modélisation de la matrice.

E. Définition du VER et conclusion.

En utilisant la même méthodologie, on reconstruit le modèle relatif à la structure stratifiée associée à l'interface (fig. 25-b). La seule différence étant qu'elle est composée de deux ensembles identiques d'éléments chaînes et d'aucun élément trame. Les caractéristiques des sections rectangulaires sont reportées dans le tableau x.

			i				
			1	2	3	4	5
j	1	a(mm)	1.44	1.57	1.49	1.45	1.4
		b(mm)	0.925	0.925	0.925	0.925	0.925
	2	a(mm)	1.44	1.57	1.49	1.45	1.45
		b(mm)	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
	3	a(mm)	1.44	1.57	1.49	1.45	1.45
		b(mm)	0.89	0.89	0.89	0.89	0.89
	4	a(mm)	1.44	1.57	1.49	1.45	1.45
		b(mm)	0.895	0.895	0.895	0.895	0.895

Tableau III-9 - Paramètres de modélisation des sections rectangulaires des éléments fibreux chaînes (ij) du modèle relatif à la structure stratifiée.

La modélisation des éléments chaînes nécessitant un paramètre de distance inter-chaîne, celui-ci a été mesuré lors de la caractérisation géométrique. Les mesures [Ch2.V.C] ont montré un écart type faible, une indépendance entre la valeur mesurée et la position de mesure. La valeur moyenne mesurée de ce paramètre est égale à 0.6 mm [Ch2.V.C], correspondant à la valeur imposée dans le VER relatif à l'interlock. Cette valeur commune est en accord avec la continuité macroscopique des éléments fibreux au sein du croisement de raidisseurs. Ceux-ci, gardent la même orientation et le même écartement d'une structure à une autre. Les géométries de sections sont quant à elles légèrement modifiées d'une structure à une autre puisque non soumises aux mêmes sollicitations, cet aspect est abordé dans le paragraphe [Ch2.V.C].

De par l'hypothèse selon laquelle, la géométrie de la section de chaque élément fibreux de la structure est définie indépendamment, il n'est pas possible de réduire le modèle à une cellule de plus petite taille représentative du modèle. Dans le cadre de la modélisation de l'interlock orthogonal trame renforcé, afin de faciliter la démarche, nous avons pris en compte dès le début, le caractère cyclique du chemin de l'élément trame et en avons modélisé un unique cycle. Il s'agissait d'une définition prématurée du VER dans la direction de la longueur L.

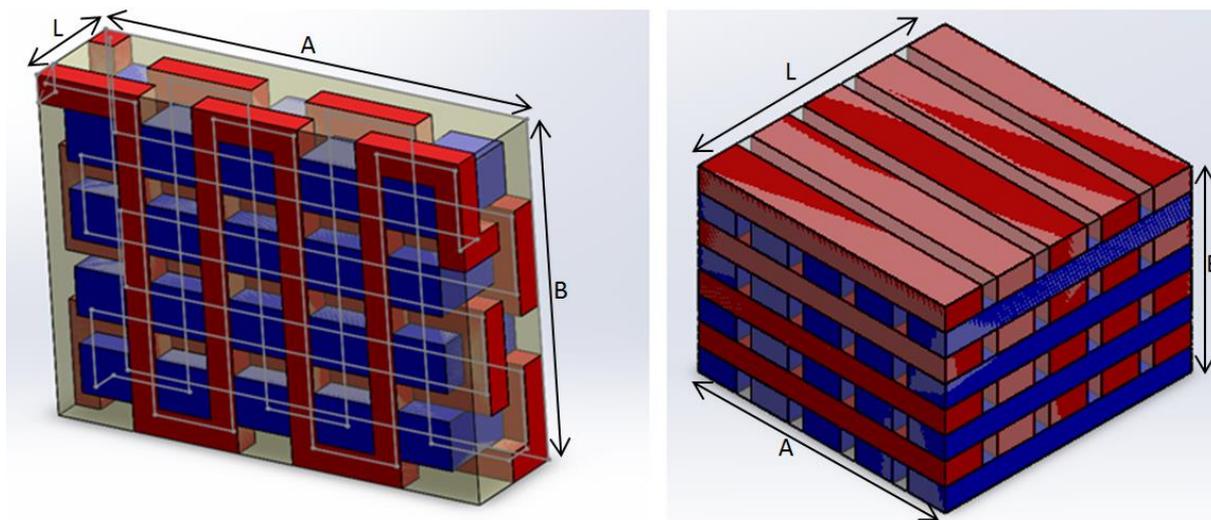


Figure III-25 - Modélisation des VER interlock orthogonal trame renforcé (a) et stratifié (b).

Les VER modélisés (fig. 25) représentent les structures interlock orthogonal trame renforcé et stratifié telles qu'elles sont présentes dans le croisement de raidisseur. Enfin, à partir de la caractérisation géométrique effectuée, chaque élément fibreux a été modélisé selon une géométrie particulière. Pour des raisons propres à l'application mécanique à laquelle est dédié ce modèle, des hypothèses de sections rectangulaires et constantes le long de leur chemin rectilignes ont été imposées. Le modèle et les éléments fibreux le composant conservent néanmoins les principaux attributs mis en lumière lors de l'opération de caractérisation géométrique.

Les caractéristiques des VER modélisés sont présentées dans le tableau 10.

Description	Paramètre	Unité	VER Interlock orthogonal trame renforcé	VER Stratifié
Largeur	A	mm	9.75	9.75
Epaisseur	B	mm	7.22	7.22
Longueur	L	mm	2.40	9.75
Volume VER	V_{tot}	mm^3	168.95	686.35
Volume fibreux	V_f	mm^3	123.45	520.02
Taux volumique de fibre	T_f	%	73	76
Volume chaîne	V_{f-ch}	mm^3	62.29	260.01
Proportion de fibres chaînes	T_{f-ch}	%	50%	50
Volume trame	V_{f-tr}	mm^3	61.17	260.01
Proportion de fibres trames	T_{f-tr}	%	50%	50

Tableau III-10 - Paramètres géométriques des VER construits

On note également que le taux volumique de fibres, valant respectivement 73 et 76% pour les VER relatifs à l'interlock orthogonal trame et au stratifié ont des valeurs proches de la composition des fils cômélés utilisés (données fournisseur : 70% verre / 30% polypropylène en volume). Cela permet donc de confirmer la cohérence de modèle, puisqu'aucun ajout de matériau (résine ou matrice) n'est effectué durant les procédés de structuration ou de mise en œuvre. Les différences de valeurs, proviennent à la fois des erreurs de mesures lors de l'étape de caractérisation mais aussi des hypothèses utilisées pour la modélisation.

III. Modélisation mécanique : théorie

Dans la partie précédente, un modèle géométrique a été développé permettant la modélisation mésoscopique de deux VER représentatifs des structures présentes dans le croisement de raidisseurs. Par le biais de ces modélisations, l'objectif est d'évaluer le comportement mécanique de ces structures, et par homogénéisation d'en déduire celui du croisement. Cette partie présente les théories mécaniques utilisées dans cette optique.

A. Loi de comportement.

L'étude du comportement mécanique d'un matériau réside dans le fait de connaître sa réponse à une sollicitation donnée. On cherche ainsi à établir une relation entre $\underline{\sigma}$, le tenseur d'ordre 2 des contraintes et $\underline{\epsilon}$, le tenseur d'ordre 2 des déformations. La loi de comportement impose justement une relation entre les déformations et les contraintes, et de fait, caractérise le comportement mécanique d'un milieu ou d'un matériau.

Suite à différents essais mécaniques portant sur des matériaux de différentes natures, il est possible d'obtenir des courbes rationnelles reliant deux scalaires entre eux (une contrainte et une déformation, et non deux tenseurs) [35]. Ces différents essais permettent ainsi de caractériser le comportement des matériaux : comportement élastique, plastique, viscoélastique, thermoélastique, etc...

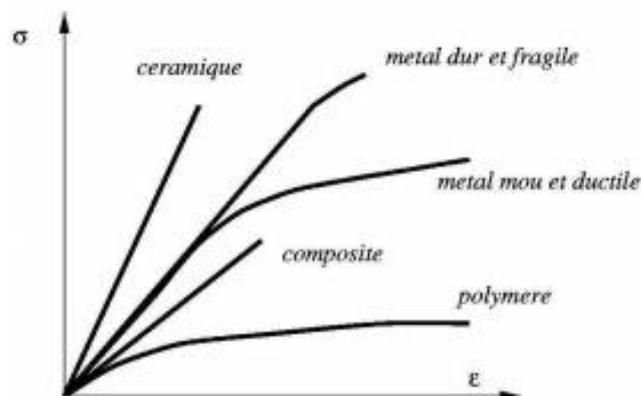


Figure III-26 - Coures rationnelles typiques de différents matériaux [35].

Les matériaux composites, considérés comme des solides déformables sont souvent caractérisés par un comportement élastique linéaire [36]. Cette relation d'élasticité linéaire est donnée par l'équation 15:

$\underline{\sigma} = \underline{\underline{C}} \cdot \underline{\epsilon}$	Eq. III-15
---	------------

Cette expression, également appelée loi de Hooke, permet d'exprimer de façon linéaire chaque composante du tenseur des contraintes en fonction des composants du tenseur des déformations grâce à un tenseur d'ordre de 4, $\underline{\underline{C}}$, appelé tenseur des rigidités ou tenseur d'élasticité.

De la même façon, les déformations sont reliées linéairement aux contraintes grâce au tenseur $\underline{\underline{S}}$, le tenseur des compliances élastiques selon la relation (équation 16):

$\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{\sigma}}$	Eq. III-16
--	------------

Ces tenseurs $\underline{\underline{C}}$ et $\underline{\underline{S}}$ possèdent chacun 81 composantes dans le cas le plus général.

Les tenseurs des contraintes et déformations n'ayant que 6 composantes indépendantes [37] du fait de leur symétrie ($\sigma_{ij}=\sigma_{ji}$ et $\varepsilon_{kl}=\varepsilon_{lk}$), on utilise leur notation de Voigt pour les représenter sous forme de vecteur. Cela permet de réduire leur liaison linéaire à l'utilisation d'une matrice de 36 termes. Cette matrice peut, de plus, être considérée comme symétrique [38-39] et réduite ainsi à 21 composantes indépendantes.

On introduit alors, la loi de Hooke généralisée (équation 17):

$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{14} & C_{24} & C_{34} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{15} & C_{25} & C_{35} & C_{45} & C_{55} & C_{56} \\ C_{16} & C_{26} & C_{36} & C_{46} & C_{56} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{bmatrix}$	Eq. III-17
<p>Avec</p> $\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sqrt{2} \cdot \sigma_4 \\ \sqrt{2} \cdot \sigma_5 \\ \sqrt{2} \cdot \sigma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \sqrt{2} \cdot \varepsilon_{23} \\ \sqrt{2} \cdot \varepsilon_{13} \\ \sqrt{2} \cdot \varepsilon_{12} \end{bmatrix}$	

Cette loi introduit la matrice de rigidité [C], symétrique, composée de 21 composantes indépendantes, qui relie linéairement les composantes des tenseurs de contraintes et de déformations ici représentés vectoriellement. Ces 21 composantes, C_{ij} , appelées constantes de rigidité, déterminent donc le comportement linéaire élastique d'un matériau.

La relation généralisée d'élasticité peut également être écrite sous forme inverse (équation 18), en introduisant la matrice [S] appelée matrice de souplesse (ou matrice de flexibilité) et représentée par les constantes de souplesse (ou constantes de flexibilité) S_{ij} :

$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16} \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26} \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36} \\ S_{14} & S_{24} & S_{34} & S_{44} & S_{45} & S_{46} \\ S_{15} & S_{25} & S_{35} & S_{45} & S_{55} & S_{56} \\ S_{16} & S_{26} & S_{36} & S_{46} & S_{56} & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix}$	Eq. III-18
--	------------

Avec :

$[S]=[C]^{-1}$	Eq. III-19
----------------	------------

B. Changements de base

Dans cette partie, on définit les matrices de changement de base afin d'exprimer les contraintes ou déformation dans un repère quelconque. Cela permet d'extrapoler et de déterminer les matrices de rigidité et de souplesse dans un repère quelconque.

Soit $[C]$ la matrice de rigidité exprimée dans la base R ($\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_3$) et $[C']$ la matrice de rigidité exprimée dans la base R' ($\vec{e}'_1, \vec{e}'_2, \vec{e}'_3$).

Ces matrices, selon la loi de Hooke, permettent d'écrire (équations 20 et 21) :

<ul style="list-style-type: none"> ▪ dans la base R : $\sigma = [C].\varepsilon$ ▪ dans la base R' : $\sigma' = [C'].\varepsilon'$ 	<p>Eq. III-20</p> <p>Eq. III-21</p>
--	-------------------------------------

Les tenseurs contraintes et déformations étant maintenant remplacés par des matrices colonnes, le changement de base s'écrit (équations 22 et 23):

$\sigma' = [T].\sigma$ où T est la matrice de changement de base de R vers R' . $\varepsilon' = [T].\varepsilon$ où T est la matrice de changement de base de R vers R' .	<p>Eq. III-22</p> <p>Eq. III-23</p>
--	-------------------------------------

Les relations inverses existent également (équations 24 et 25):

$\sigma = [T]^{-1}.\sigma'$ où $[T]^{-1}$ est la matrice de changement de base de R' vers R . $\varepsilon = [T]^{-1}.\varepsilon'$ où $[T]^{-1}$ est la matrice de changement de base de R' vers R .	<p>Eq. III-24</p> <p>Eq. III-25</p>
--	-------------------------------------

On obtient alors (équation 26):

$\sigma' = [T].\sigma = [T].[C].\varepsilon = [T].[C].[T]^{-1}.\varepsilon'$	Eq. III-26
--	------------

On en déduit alors (équation 27):

$[C'] = [T].[C].[T]^{-1}$	Eq. III-27
---------------------------	------------

Par un raisonnement analogue sur les matrices de souplesse, on en déduit (équation 28):

$[S'] = [T][S][T]^{-1}$	Eq. III-28
-------------------------	------------

C. Comportement élastique des matériaux anisotropes.

L'anisotropie, représente la capacité d'un matériau à avoir des caractéristiques particulières selon la direction envisagée. La plupart des matériaux anisotropes, tels que les matériaux composites ou les structures fibreuses possèdent néanmoins une ou plusieurs symétries. Ces propriétés de symétrie permettent de réduire le nombre de composantes indépendantes nécessaires à la description du comportement élastique du matériau via la matrice de rigidité ou souplesse.

On considère un repère orthonormé ($\vec{N}_1, \vec{N}_2, \vec{N}_3$).

1. Matériau triclinique.

Ces matériaux ne possèdent aucune propriété de symétrie. Son comportement élastique linéaire est alors représenté par sa matrice de rigidité ou de souplesse, dont les 21 constantes sont indépendantes.

2. Matériaux monocliniques.

Ces matériaux possèdent un plan de symétrie. Il est nécessaire que la matrice de rigidité (ou de souplesse) soit alors invariante lors d'un changement de base effectué par symétrie par rapport à ce plan. Dans le cadre d'une symétrie selon le plan $(\vec{N1}, \vec{N2})$, les coefficients C_{i4} et C_{i5} sont alors nuls (avec $i \neq \{4,5,6\}$). Le nombre de constantes d'élasticité indépendantes est réduit à 13 (équation 29).

$[C] = \begin{bmatrix} C11 & C12 & C13 & 0 & 0 & C16 \\ C12 & C22 & C23 & 0 & 0 & C26 \\ C13 & C23 & C33 & 0 & 0 & C36 \\ 0 & 0 & 0 & C44 & C45 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C45 & C55 & 0 \\ C16 & C26 & C36 & 0 & 0 & C66 \end{bmatrix}$	Eq. III-29
--	------------

3. Matériaux orthotropes.

Ces matériaux possèdent deux plans de symétrie. Le fait de posséder deux plans de symétrie impose naturellement un troisième plan de symétrie. La forme de la matrice de rigidité est donc obtenue en ajoutant au matériau monoclinique un plan de symétrie perpendiculaire au précédent [35]. Dans le cadre d'une seconde symétrie selon le plan $(\vec{N1}, \vec{N3})$, imposant une troisième symétrie selon $(\vec{N2}, \vec{N3})$, les coefficients C_{i4} , C_{i5} et C_{i6} sont alors nuls (avec $i \neq \{4,5,6\}$). Le nombre de constantes d'élasticité indépendantes est réduit à 9 (équation 30).

$[C] = \begin{bmatrix} C11 & C12 & C13 & 0 & 0 & 0 \\ C12 & C22 & C23 & 0 & 0 & 0 \\ C13 & C23 & C33 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C44 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C55 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C66 \end{bmatrix}$	Eq. III-30
--	------------

Dans une base d'orthotropie $(\vec{N1}, \vec{N2}, \vec{N3})$, le comportement élastique d'un matériau peut également être décrit par 9 modules indépendants :

- 3 modules de Young : E_1, E_2 et E_3
- 3 coefficients de Poisson : $\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$
- 3 modules de cisaillement : G_{12}, G_{13} et G_{23}

Dans la base d'orthotropie $(\vec{N1}, \vec{N2}, \vec{N3})$, la matrice de souplesse [S] d'un matériau orthotrope peut alors s'exprimer en fonction des modules d'élasticité (modules de Young et modules de cisaillement) et coefficients de Poisson sous la forme (équation 31):

$[S] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{13}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_2} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{31}}{E_3} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{33}} \end{bmatrix}$	Eq. III-31
--	------------

4. Matériaux unidirectionnels.

Ces matériaux orthotropes possèdent de plus une symétrie de révolution au tour d'un axe (ici $\vec{N1}$) [40]. Ces matériaux sont alors appelés matériaux isotropes transverses ou orthotropes de révolution. A partir d'un matériau orthotrope, en exprimant les relations d'invariance par rapport à l'axe $\vec{N1}$, le nombre de constantes d'élasticité indépendantes est réduit à 5, on obtient une matrice de rigidité de la forme (équation 32):

$[C] = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & C \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2}(C_{22} - C_{33}) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix}$	Eq. III-32
--	------------

Dans une base d'isotropie transverse ($\vec{N1}, \vec{N2}, \vec{N3}$) d'axe $\vec{N1}$, le comportement élastique d'un matériau peut également être décrit par 5 modules indépendants :

- 2 modules de Young : E_1 et E_2
- 2 coefficients de Poisson : ν_{12} et ν_{23}
- 1 module de cisaillement : G_{12}

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

Dans la base d'isotropie transverse ($\vec{N1}, \vec{N2}, \vec{N3}$) d'axe $\vec{N1}$, la matrice de souplesse [S] d'un matériau isotrope transverse peut alors s'exprimer en fonction des modules d'élasticité (modules de Young et modules de cisaillement) et coefficients de Poisson sous la forme (équation 33):

$[S] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{12}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{12}} \end{bmatrix}$	Eq. III-33
---	------------

5. Matériaux isotropes.

Un matériau isotrope, par opposition aux matériaux anisotropes est un matériau dont les propriétés sont indépendantes du choix des axes de référence. La matrice de rigidité (ou de souplesse) doit alors être invariante par tout changement de bases orthonormées. On peut démontrer qu'un matériau isotrope est un matériau orthotrope possédant de plus une symétrie de révolution autour de chacun de ces axes d'orthotropie [35]. Le nombre de constantes d'élasticité indépendantes est réduit alors à 2, on obtient une matrice de rigidité de la forme (équation 34):

$[C] = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{11} - C_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{11} - C_{12} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{11} - C_{12} \end{bmatrix}$	Eq. III-34
---	------------

Dans le cadre de l'élasticité linéaire, un matériau isotrope est fonction de deux modules indépendants : son module de Young E et son coefficient de poisson ν . La matrice de souplesse [S] d'un matériau isotrope peut alors s'exprimer en fonction de son module de Young et de son coefficient de Poisson (équation 35).

$[S] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & \frac{-\nu}{E} & \frac{-\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu}{E} & \frac{1}{E} & \frac{-\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu}{E} & \frac{-\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu}{E} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu}{E} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu}{E} \end{bmatrix}$	Eq. III-35
--	------------

6. Conclusion.

Un matériau composite est un matériau hétérogène, combinaison de matrice et de renforts fibreux. De cette façon, les relations contraintes/déformations de la pièce composite modélisée dépendent d'une part de la géométrie du modèle et d'autre part du comportement qu'on applique à chacun de ses constituants. Outre, l'arrangement et la proportion de ses constituants il est important de prendre en considération leurs propriétés géométriques afin de leur appliquer le comportement élastique adéquat.

La matrice est donc considérée comme un matériau isotrope.

Le renfort fibreux est quant à lui défini par un entrelacement particulier d'éléments fibreux. Cet entrelacement a été représenté le plus fidèlement possible en modélisant géométriquement chacun des éléments fibreux le constituant. Comme présenté dans le chapitre 1 [IV.A.2], ces éléments fibreux, possèdent une direction privilégiée le long de leur axe longitudinal et peuvent donc être considérés comme des matériaux isotropes transverses.

Il s'agit de déterminer précisément le comportement (détermination des composantes élastiques) de ces constituants, puisque les relations contraintes/déformations de la pièce sont fonction.

D. Principe d'homogénéisation.

Pour tout type de matériaux, il existe une ou plusieurs échelles, pour lesquelles le matériau peut être considéré comme hétérogène, c'est-à-dire composé de plusieurs phases dotées de propriétés différentes. Cette remarque est également valable pour les matériaux généralement qualifiés d'homogènes, comme par exemple les métaux : ceux-ci à l'échelle de l'atome ou de la molécule sont hétérogènes.

Les matériaux composites, étant un assemblage d'un renfort et d'une matrice, sont par définition hétérogènes. Cette hétérogénéité est un phénomène multi-échelles, le détail des hétérogénéités et des échelles associées est présenté dans le paragraphe I.A.1. Cependant, pour chaque échelle (micro, méso et macroscopique), il est possible de déterminer des propriétés moyennes (ou homogènes) du milieu étudié. Grâce à cette approximation, en tout point de ce milieu, on peut considérer des propriétés égales (ou homogènes). C'est le principe d'homogénéisation [36,41].

Il est alors possible d'exprimer les propriétés mécaniques homogénéisées du matériau hétérogène. Pour cela on exprime (équation 36 et 37) la contrainte et la déformation moyennes du matériau en un point x_k :

$\bar{\sigma}_i = \frac{1}{V} \int_V \sigma_i(x_k) dV \quad i \in \{1,2,3,4,5,6\}$	Eq. III-36
$\bar{\varepsilon}_j = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon_j(x_k) dV \quad j \in \{1,2,3,4,5,6\}$	Eq. III-37

Avec σ_i et ε_j les composantes des contraintes et déformations au point x_k , et V le volume de l'élément entourant x_k .

Ces expressions, à partir de la loi de Hook généralisée, permettent d'en déduire les matrices homogènes de rigidité et de souplesse (équation 38 et 39) et donc les constantes homogènes de rigidité (C_{ij}) et de souplesses (S_{ij}) du matériau hétérogène.

$\bar{\sigma}_i = C_{ij} \cdot \bar{\varepsilon}_j$	Eq. III-38
$\bar{\varepsilon}_j = S_{ij} \cdot \bar{\sigma}_i$	Eq. III-39

E. Approche microscopique de la détermination des modules d'élasticité.

Les matériaux composites ont une loi de comportement linéaire élastique. Ces matériaux composites, une fois modélisés, sont composés d'un renfort et d'une matrice. La matrice est considérée comme ayant un comportement élastique linéaire isotrope. Le renfort quant à lui est considéré comme isotrope transverse.

Son comportement mécanique s'exprime par sa matrice de rigidité (ou de souplesse) ou la connaissance de ses 5 modules indépendants :

- 2 modules de Young : E_1 et E_2
- 2 coefficients de Poisson : ν_{12} et ν_{23}
- 1 module de cisaillement : G_{12}

A l'échelle microscopique, l'élément fibreux est hétérogène [I.A.1] : ce sont la nature des fibres et les interactions entre ces différentes fibres constituant l'élément fibreux qui sont mises en jeu.

L'hétérogénéité à cette échelle, résulte de la microstructure composée par les fibres et la matrice. Il est alors nécessaire de déterminer les propriétés homogènes de l'élément fibreux composite et donc les expressions de ses 5 modules indépendants en fonction des caractéristiques mécaniques (modules d'élasticité et coefficients de Poisson des fibres et matrices) et géométriques (fraction volumique, dimensions, arrangements, etc...) des constituants. La fibre, pour les mêmes raisons que l'élément fibreux est considéré comme isotrope transverse (IV.A.2) : son comportement est régi par 5 modules indépendants.

Une modélisation géométrique de cette échelle, puis une étude mécanique via la méthode des éléments finis permet de déterminer un comportement homogène équivalent. Cependant, dans le cadre de ce travail de thèse, il a été impossible de caractériser géométriquement de façon précise l'échelle microscopique. De plus de par les milliers de fibres mis en jeu au sein d'un élément fibreux, une modélisation géométrique réaliste serait lourde à réaliser.

Dans une optique d'optimiser le rapport précision/efficacité de nos modèles, une approche bibliographique et analytique du problème a été préférée. De nombreux modèles ont été développés dans l'objectif de déterminer les modules élastiques à l'échelle microscopique, avec des méthodes différentes : recherche de solutions exactes, recherches de bornes (limites) ou approche empirique. La recherche de solutions exactes oblige un grand nombre de simplifications, d'hypothèses et ne permet pas forcément d'obtenir un résultat totalement fidèle à la réalité du matériau. Les recherches de bornes, ou recherche d'expressions limites consistent, en s'appuyant généralement sur des théorèmes de variation de l'énergie à déterminer les bornes inférieures et supérieures des modules recherchés. La principale difficulté de cette méthode est de restreindre l'intervalle solution. Enfin les méthodes semi-empiriques s'appuient généralement sur des relations adaptables et vérifiables avec la pratique mais ne permettent pas de « prédictions » au sens strict du terme.

Dans notre démarche, nous nous appuyons ainsi sur des méthodes de recherche de solutions exactes qui seront adaptées et couplées aux méthodes empiriques, afin d'obtenir des résultats probants tout en pouvant les extrapoler à notre domaine d'étude. Selon leur approche, une classification des modèles répondants aux critères précédents, a été choisie [42], à savoir des modèles mécaniques/rhéologiques, les modèles à inclusion puis les modèles semi-empiriques qui en découlent.

Dans la base d'isotropie transverse ($\vec{N1}, \vec{N2}, \vec{N3}$) d'axe $\vec{N1}$, on définit alors les paramètres suivants :

Fibre	E_1^f	Module de Young longitudinal
	E_2^f	Module de Young transverse
	ν_{12}^f	Coefficient de Poisson 1-2
	ν_{23}^f	Coefficient de Poisson 2-3
	G_{12}^f	Module de cisaillement 1-2
Matrice	E^m	Module de Young
	ν^m	Coefficient de Poisson
Proportion Fibre/Matrice	V^f	Taux volumique de fibre
	V^m	Taux volumique de matrice
Matériau homogène	E_1	Module de Young longitudinal
	E_2	Module de Young transverse
	ν_{12}	Coefficient de Poisson 1-2
	ν_{23}	Coefficient de Poisson 2-3
	G_{12}	Module de cisaillement 1-2

Tableau III-11 - Paramètres d'homogénéisation élastique à l'échelle microscopique.

1. Modèle mécanique/rhéologique.

Ces modèles très connus, proposés par Voigt [43] et Reuss [44] permettent d'évaluer les propriétés de composites unidirectionnels en s'appuyant uniquement sur la mécanique des matériaux et leur rhéologie. Le modèle de Voigt est également connu sous le nom de Loi des mélanges (*Rule of Mixture, ROM*) ou modèle iso-déformation (*iso-strain model*). Le modèle de Reuss quant à lui correspond à la Loi des mélanges inversée (*Inverse Rule Of Mixture, IROM*) ou modèle d'iso-contrainte (*iso-stress model*).

Cet ensemble de modèles est également connu sous le nom de modèle série [45] ou de théorie classique [46]. Cette théorie découle de la notion de lien élastique linéaire en position d'équilibre [46].

Les propriétés élastiques recherchées sont extraites des deux modèles précédemment cités. On obtient alors les expressions suivantes (équations 40-43):

Modèle de Voigt :

$E_1 = V^f \cdot E_1^f + V^m \cdot E^m$	Eq. III-40
$\nu_{12} = V^f \cdot \nu_{12}^f + V^m \cdot \nu^m$	Eq. III-41

Modèle de Reuss :

$E_2 = \frac{E_2^f \cdot E^m}{E^m \cdot \nu^f + E_2^f \cdot \nu^m}$	Eq. III-42
$G_{12} = \frac{G_{12}^f \cdot G^m}{G^m \cdot \nu^f + G_{12}^f \cdot \nu^m}$	Eq. III-43

2. Modèles à inclusion.

a. Théorie d'Eshelby.

En 1957, Eshelby développe sa théorie de l'homogénéisation posant les bases des futurs modèles à inclusions. Le renfort (particule, fibre courte ou fibre longue) est alors considéré comme une inclusion au sein de la matrice. Dans le cas où la matrice et l'inclusion ont un comportement mécanique linéaire élastique, et si le milieu est soumis à un chargement uniforme, le champ de déformation et de contrainte est uniforme dans l'inclusion. Il est alors possible de calculer la matrice de rigidité homogène de façon analytique au moyen d'intégrales elliptiques [47].

Ce modèle est principalement utilisé pour les composites avec un faible taux de renfort (<30%) [48].

b. Modèle de Mori-Tanaka

Le modèle de Mori-Tanaka est une évolution du modèle d'Eshelby puisqu'il permet de traiter plusieurs inclusions munies de contraintes et de déformations [49]. Ces interactions entre les inclusions, ignorées par le modèle d'Eshelby donnaient de mauvais résultats pour des taux de renfort conséquents (>30%) [50]. Les modifications apportées par Mori et Tanaka permettent d'avoir un modèle applicable pour des taux de renfort supérieur à 50% [48].

Ce modèle, comme son prédécesseur est principalement utilisé pour les composites avec des renforts de types particules ou fibres courtes [49]. Le modèle de Mori-Tanaka est particulièrement performant pour la prédiction du coefficient de Poisson ν_{23} et globalement légèrement plus performant que le modèle de Halpin-Tsai [51].

c. La « SC-method »

La « Self consistent-method » est une autre approche pour les modèles à inclusions. Analogue aux démarches précédemment décrite, ce modèle a des résultats précis pour des taux de renforts variant de 30 à 50% [48].

Un modèle semi-empirique a été développé à partir de cette « SC-method » : le modèle de Halpin-Tsai, permettant le calcul direct des modules de Young, des modules de cisaillement ainsi que des coefficients de Poisson.

3. Modèles semi-empiriques.

Les modèles semi-empiriques ont été introduits afin de corriger les expressions émises par les Loi des Mélanges qui trouvent leurs limites dans l'application aux composites [52]. Ces modèles sont généralement utilisés pour des composites renforcés par des fibres alignées [53].

a. Loi des Mélanges modifiée.

La loi des mélanges originelle proposée dans le paragraphe précédent est en accord avec les résultats expérimentaux pour les modules de Young longitudinaux (E_1) et coefficient de poisson 12 (ν_{12}).

Néanmoins, les valeurs expérimentales du module de Young transverse (E_2) et du module de cisaillement (G_{12}) diffèrent de celles calculées via la loi des mélanges [54]. Pour pallier à cela, des corrections ont été apportées aux expressions permettant le calcul de E_2 et G_{12} (équations 44,45).

Avec	$\frac{1}{E_2} = \frac{n^f \cdot V^f}{E_2^f} + \frac{n^m \cdot V^m}{E^m}$	Eq. III-44
Et	$n^f = \frac{E_1^f + \left[(1 - \nu_{12}^{f2}) \cdot E^m + \nu^m \cdot \nu_{21}^f \cdot E_1^f \right] \cdot V^m}{E_1^f \cdot V^f + E^m \cdot V^m}$	
	$n^m = \frac{\left[(1 - \nu^{m2}) \cdot E_{11}^f - (1 - \nu^m \cdot \nu_{12}^f) \cdot E^m \right] \cdot V^f + E^m \cdot V^m}{E_1^f \cdot V^f + E^m \cdot V^m}$	
	$\frac{1}{G_{12}} = \frac{\frac{V^f}{G_{12}^f} + \frac{\eta' \cdot V^m}{G^m}}{V^f + \eta' \cdot V^m}$ Avec $0 < \eta' < 1$ (généralement $\eta' = 0.6$)	Eq. III-45

b. Modèle de Ekvall

Ekvall propose en 1961 une modification des formules de calcul de E_1 et E_2 afin de prendre en compte l'état de contrainte triaxial induit dans la matrice par la présence de fibres [46] (équations 46 et 47).

$E_1 = V^f \cdot E_1^f + (1 - V^f) \cdot E'^m$	Eq. III-46
$E_2 = \frac{E_{22}^f \cdot E'^m}{V^f \cdot E'^m + (1 - V^f)(1 - \nu^{m2})}$	Eq. III-47

Avec $E'^m = \frac{E^m}{1 - 2\nu^{m2}}$

c. Modèle d'Halpin-Tsai

Afin d'obtenir des formules plus fiables et plus simples pour la prédiction des modules homogénéisés, Halpin et Tsai (1969) [55] ont proposé des équations obtenues par interpolation de résultats issus de théories micromécaniques [46] et dérivées de la « SC method ». Ils ont en particulier démontré que la solution de Herman (1967) [56], elle-même généralisation du modèle de Hill (1965) [57] pouvait être réduite aux expressions approximées suivantes permettant le calcul des modules de Young transverses (E_{22}), des modules de cisaillement longitudinal (G_{12}) ou encore des coefficients de poisons (ν_{23}). Halpin et Tsai continuent à utiliser les formules de la théorie classique en ce qui concerne E_1 et ν_{12} .

Avec	$\frac{M}{M^m} = \frac{1 + \xi \cdot \eta \cdot V^f}{1 - \eta \cdot V^f}$ $\eta = \frac{\frac{M^f}{M^m} - 1}{\frac{M^f}{M^m} + \xi}$	Eq. III-48
------	--	------------

M représente ici une caractéristique parmi E_2 , G_{12} ou encore ν_{23} . Les paramètres M^f et M^m représentent alors les caractéristiques associées respectivement à la fibre et à la matrice (E,G ou ν).

Le coefficient ξ est une « mesure du renfort composite » [46]. Celui-ci est fonction de la géométrie et de la disposition des fibres et doit être déterminé expérimentalement. C'est dans ce coefficient que réside la principale limite de ce modèle. A noter que ce modèle perd en précision dès que taux de fibre importants sont atteints puisqu'il a tendance à surévaluer la rigidité du matériau [58]. Lewis et Nilson [59] améliorent les équations de Halpin et Tsai pour les taux de fibre importants en ajoutant une nouvelle fonction permettant aux modules de cisaillement prédits d'avoir des valeurs « infinies » dès lors que le taux de fibre approche la valeur maximale.

Afin d'obtenir une meilleure adéquation avec les données de l'expérience, Hewitt et de Malherbe [60] ajoutent à ce modèle une relation (équation 49) entre le paramètre ξ et le taux de fibre V^f .

$\xi = 1 + 4V^f^{10}$	Eq. III-49
-----------------------	------------

d. Modèle de Chamis.

Chamis [61] propose un modèle micromécanique simple et compréhensible. Il utilise les lois des mélanges pour évaluer E_1 et ν_{12} et a développé d'autres expressions pour les calculs de E_2 et G_{12} en introduisant entre autre des racines carrées (équations 50,51).

$E_2 = \frac{E^m}{1 - \sqrt{V^f} \left(1 - \frac{E^m}{E_2^f}\right)}$	Eq. III-50
$G_{12} = \frac{G^m}{1 - \sqrt{V^f} \cdot \left(1 - \frac{G^m}{G_{12}^f}\right)}$	Eq. III-51

La littérature [42][62] s'accorde à dire que le modèle de Chamis est le modèle le plus utilisé et le plus reconnu donnant l'expression des 5 propriétés indépendantes élastiques. Celui-ci est largement utilisé dans la modélisation de composites à renforts textiles.

4. Expressions retenues.

L'ensemble de la littérature, pour une homogénéisation à l'échelle microscopique d'un élément fibreux considéré comme isotrope transverse, s'accorde à utiliser la loi des mélanges pour la définition du module de Young et du coefficient de Poisson longitudinaux. L'évaluation du coefficient de Poisson 2-3, est également issue de cette loi des mélanges, Gibson [63], par analogie avec la méthode calcul du coefficient v_{12} , affirme obtenir une bonne estimation du coefficient v_{12} .

Le modèle de Chain quant à lui est utilisé pour la définition du module de Young transverse et du module de cisaillement.

Le tableau 12 résume les expressions utilisées pour le calcul des modules élastiques et coefficient de Poisson homogénéisés.

E_1	Module de Young longitudinal	$E_1 = V^f \cdot E_1^f + V^m \cdot E^m$
E_2	Module de Young transverse	$E_2 = \frac{E^m}{1 - \sqrt{V^f} \left(1 - \frac{E^m}{E_2^f}\right)}$
v_{12}	Coefficient de Poisson 1-2	$v_{12} = V^f \cdot v_{12}^f + V^m \cdot v^m$
v_{23}	Coefficient de Poisson 2-3	$v_{13} = V^f \cdot v_{13}^f + V^m \cdot v^m$
G_{12}	Module de cisaillement 1-2	$G_{12} = \frac{G^m}{1 - \sqrt{V^f} \cdot \left(1 - \frac{G^m}{G_{12}^f}\right)}$

Tableau III-12 - Calcul des paramètres élastiques homogénéisés pour un élément isotrope transverse à l'échelle microscopique.

IV. Modélisation mécanique : Méthode des éléments finis

L'objectif de la modélisation mécanique est à termes d'évaluer le comportement mécanique du croisement de raidisseurs développé. Comme présenté précédemment [I.A.3 et III.D], nous allons ainsi utiliser des méthodes d'homogénéisations successives. Il s'agit ainsi, pour chaque échelle d'hétérogénéité du matériau d'en approximer un comportement homogène.

A l'échelle microscopique, on modélise ainsi un élément fibreux comme étant un matériau composite ayant un comportement isotrope transverse. Les composantes définissant ce comportement sont alors issues de l'étude effectuée dans la partie III.E et sont dans notre cas, fonction de :

- des propriétés élastiques d'une matrice isotrope
- des propriétés élastiques de fibres isotropes transverses
- de la proportion fibre/matrice.

A l'échelle mésoscopique, il est important de définir le comportement mécanique des volumes élémentaires représentatifs. Ces volumes élémentaires représentatifs des structures « interlock orthogonal trame renforcé » et stratifiée ont été définis et modélisé dans la partie III. Leurs plans de symétrie leur attribuent un comportement élastique orthotrope [III.C.6]. Afin d'évaluer les caractéristiques élastiques de ces structures 3D, différentes approches existent, celles-ci ont été comparées et divisées en 4 catégories [17,64-66]:

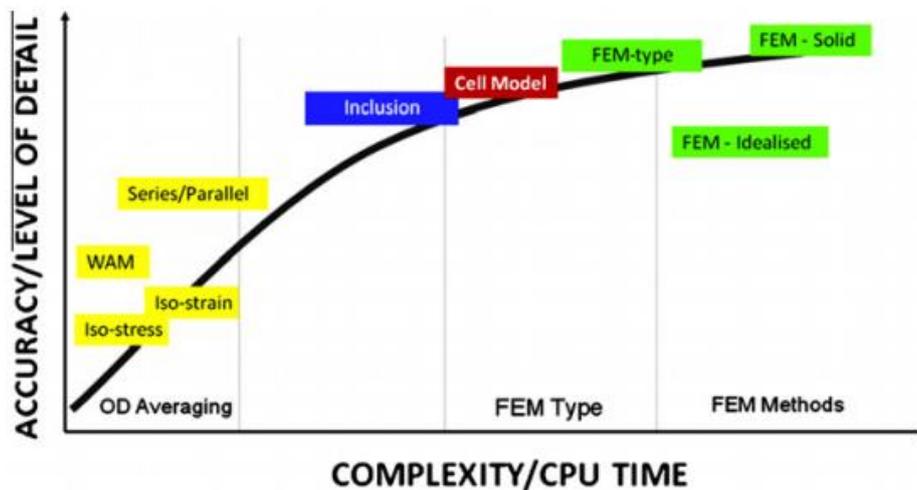


Figure III-27 - Classification des différentes approches de modélisation mécanique des composites à l'échelle mésoscopique [64].

- **Modèles analytiques.** Ce type de modèle est le plus représenté et le plus simple à mettre en œuvre. Ils découlent de la *Classical Laminate Theory*, [67-71] et utilisent des techniques d'homogénéisation d'orientations des renforts. Ces modèles sont basés sur l'hypothèse selon laquelle le VER peut être représenté par un arrangement de segments unidirectionnels, des conditions d'iso-contraintes et d'iso-déformations sont également appliquées. Ces modèles sont performants pour des taux de fibre importants. Ils permettent une bonne estimation du comportement élastique dans le plan (x,y). Ne permettant pas une distribution 3D des contraintes, ces modèles négligent les contraintes inter-laminaires (σ_z , σ_{xz} et σ_{yz}) et ne permettent donc pas de déterminer avec précision le comportement élastique homogène du VER.

- **Modèles à inclusion** [72-73]. Ils sont basés sur la même théorie que décrite dans la partie (III.E.b) mais adaptés à l'échelle mésoscopique. Leurs principaux inconvénients résident dans leur imprécision pour des taux de fibres élevés et leur violation de la réalité physique [69-70].
- **Modèles éléments finis** [74-89]. Ces modèles sont majoritairement dépendants du modèle géométrique utilisé. Le niveau de détail du modèle géométrique influera directement sur la précision des prédictions du comportement élastique. L'homogénéisation microscopique a également une influence forte. Le seul désavantage des modèles éléments finis réside dans la complexité liée à l'élaboration du modèle géométrique, compromis entre précision et efficacité [cf II.A].
- **Cell Methods**. [64]. Basée sur les travaux d'Aboudi [90], il s'agit d'une méthode à mi-chemin entre les méthodes analytiques et les modèles à éléments finis. Ces modèles reposent sur des homogénéisation multi-étapes: un modèle géométrique « homogène » est construit à partir d'un modèle qui se veut réaliste souvent issu d'un modèleur textile puis une homogénéisation du comportement est appliquée à cette géométrie.

Ces différents modèles ont été utilisés et appliqués à des structures tissées 3D de type interlock [91-95].

Afin d'évaluer le plus précisément possible le comportement homogène élastique à l'échelle mésoscopique, la méthode des éléments finis est ici employée. Basée sur les modèles géométriques établis en section II, ce paragraphe a pour but de décrire la méthode utilisée pour évaluer le comportement élastique homogène des VERs.

A. Modèles géométriques utilisés.

Le modèle élément fini est basé sur le modèle géométrique établi en partie II. Ce modèle géométrique réaliste a permis la définition de deux volumes élémentaires représentatifs des structures « interlock orthogonal trame renforcé » et « stratifié ». Durant le développement de ces modèles, nombre d'hypothèses ont été posées (telles que les sections des éléments fibreux imposées rectangulaires) afin de les rendre directement exploitable (II.D).

Le logiciel d'analyse éléments finis utilisé est Abaqus 6.12. Chaque pièce (chaines, trame, matrice) comme présentée précédemment a été modélisée sur le logiciel SolidWorks. Ces pièces sont ensuite importées dans Abaqus puis assemblées afin de construire le modèle élément fini.

Ces modèles éléments finis définissent alors chacun un repère orthonormé $(\vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$, qui sera dans la suite de cette étude appelé repère global.

- L'axe \vec{X} correspond à la direction de la largeur A de chaque VER
- L'axe \vec{Y} correspond à la direction de l'épaisseur B de chaque VER
- L'axe \vec{Z} correspond à la direction de la longueur L de chaque VER

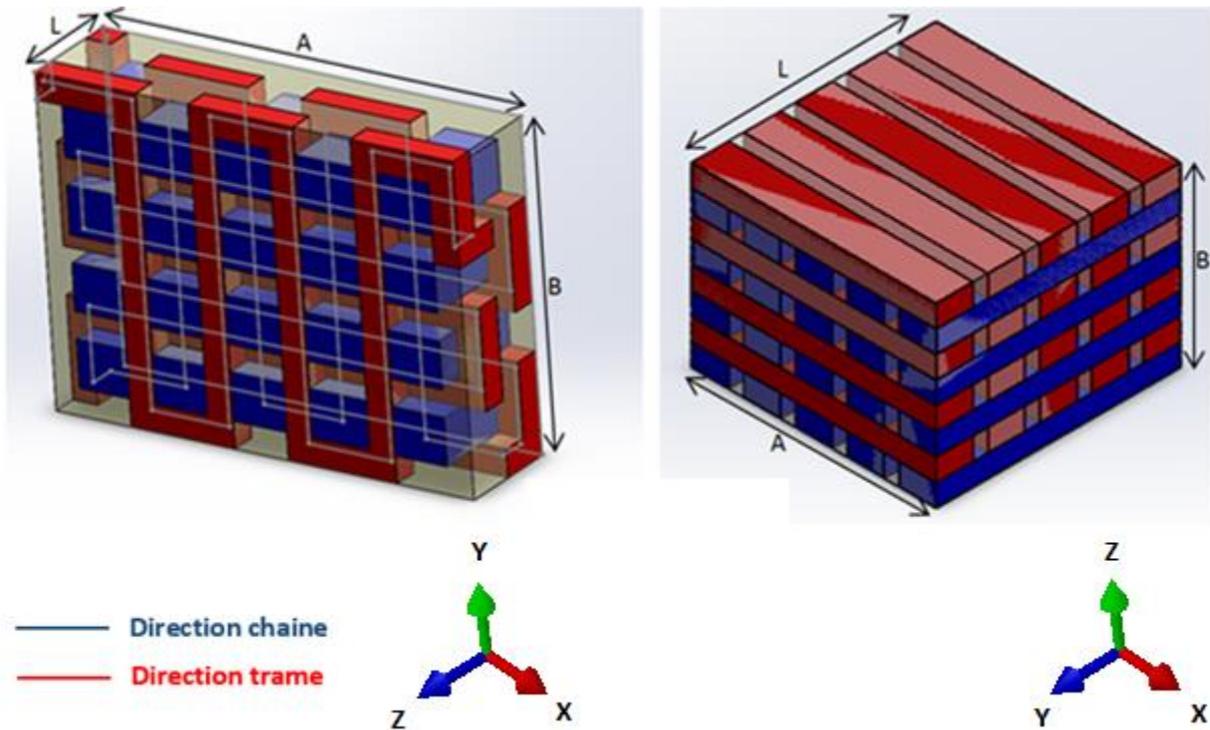


Figure III-28 - VERs utilisés pour les modèles éléments finis.

B. Gestion des contacts.

L'assemblage des différents constituants (chaines, trame et matrice) est gouverné par des contacts. Dans chacun des deux VER, chaque élément fibreux possède des contacts avec un ou plusieurs autres éléments fibreux mais aussi avec la matrice. Il existe ainsi deux types de contact, les contacts éléments fibreux-éléments fibreux et les contacts éléments fibreux-matrice [Ch2.5.C].

Ces contacts ont d'ailleurs été pris en compte lors du développement du modèle géométrique, en favorisant des contacts surfaciques (géométrie de section des éléments fibreux rectangulaire) et en imposant certaines considérations géométriques (distance entre « *centerlines* », ou plans associés aux « *centerlines* ») [Ch3.II.D].

Ainsi 260 contacts sont nécessaires pour assembler les différentes pièces en vue de la construction du modèle éléments finis. Les contraintes imposées entre les surfaces sont exclusivement de type « *tie* ». Cependant, certaines surfaces sont parfois en contact avec plusieurs surfaces. Ce phénomène, quand il est couplé, a tendance à « *sur-contraindre* » l'assemblage. La simulation s'interrompt ainsi après plusieurs tentatives pour un incrément.

Pour pallier à cela, la littérature s'accorde à proposer deux solutions. La première consiste à déposer une fine couche de matrice entre tous les éléments fibreux, même normalement en contact. Cet ajout de matrice étant contrebalancé par un ajustement de la valeur de « *packing factor* » et donc par un ajustement du comportement microscopique des éléments fibreux [Ch.3III.E]. Cela permet ainsi de ne travailler qu'avec des contacts éléments fibreux-matrice et d'éviter de sur-contraindre l'assemblage [17,26,82]. La seconde consiste à venir découper les pièces en section [6], permettant d'appliquer des contraintes de contacts par section de surface d'une pièce et d'éviter de sur-contraindre l'assemblage.

Dans cette optique, de par les hypothèses de chemin rectiligne et de sections d'éléments rectangulaires imposés lors de la construction des VER, ceux-ci ne sont composés uniquement que de pavés ou assemblés entre eux.

En interpolant l'idée de découpage des surfaces, à un découpage volumique, on découpe ici un pavé ayant les dimensions du VER ($A \times B \times L \text{ mm}^3$) en pavés élémentaires dont les dimensions sont régies par la modélisation géométrique (fig. 29). Il est alors possible de re-modéliser complètement les VER sous Abaqus. Cependant, ce VER est considéré comme une unique pièce. Il n'est alors plus nécessaire de chercher à contraindre les différents pavés élémentaires puisque cette modélisation Abaqus est considérée comme un unique corps.

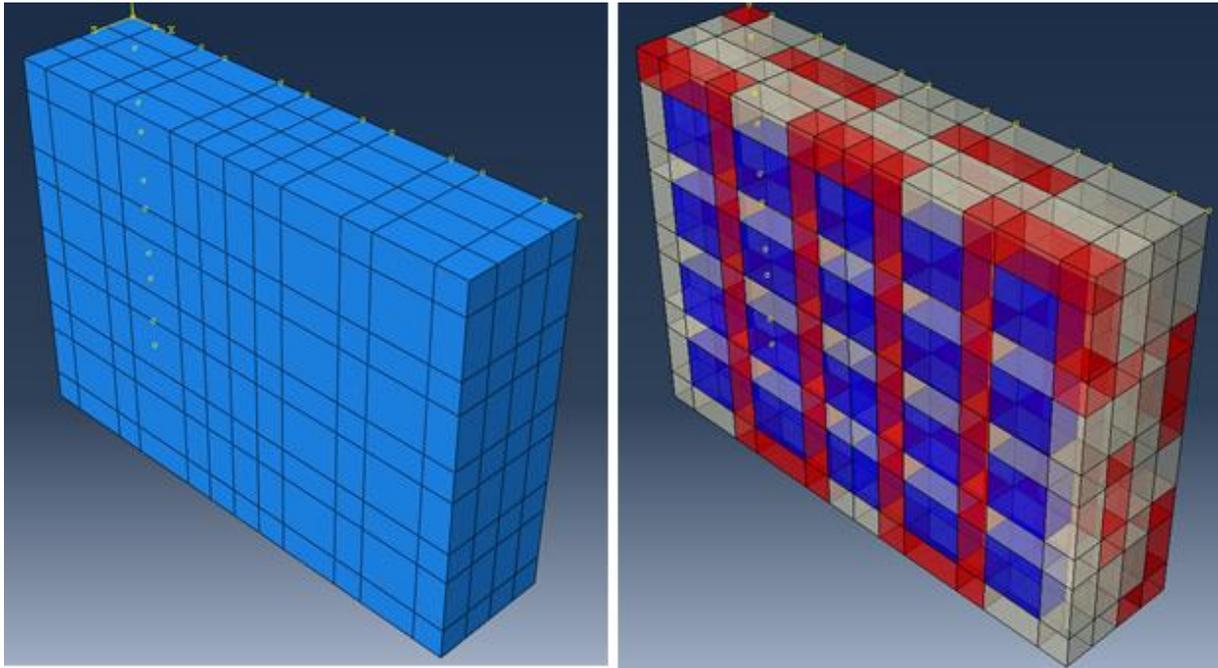


Figure III-29 - Modélisation d'un VER sous Abaqus.

C. Mise en données de matériaux.

Le modèle élément fini modélisé sous Abaqus étant un unique corps partitionné en différents volumes, il est nécessaire d'imposer un comportement élastique linéaire à chacun de ces pavés élémentaires.

Pour les pavés élémentaires considérés comme matrice, on impose un matériau élastique isotrope, par son module de Young (E en MPa) et son coefficient de Poisson (ν).

Pour les pavés élémentaires considérés comme éléments fibreux, on impose un matériau ayant un comportement élastique isotrope transverse le long de son axe longitudinal. Ce matériau est caractérisé sous Abaqus par sa matrice de rigidité exprimée en MPa, construite à partir des modules d'élasticité (modules de Young et de cisaillement) et coefficients de Poisson et par des directions matérielles pour les axes d'isotropie. Dans le cas où ce matériau est composé de deux constituants (mélange microscopique fibre-renfort), on se réfère à la section [Ch3.III.E] pour le calcul des modules et coefficients homogénéisés.

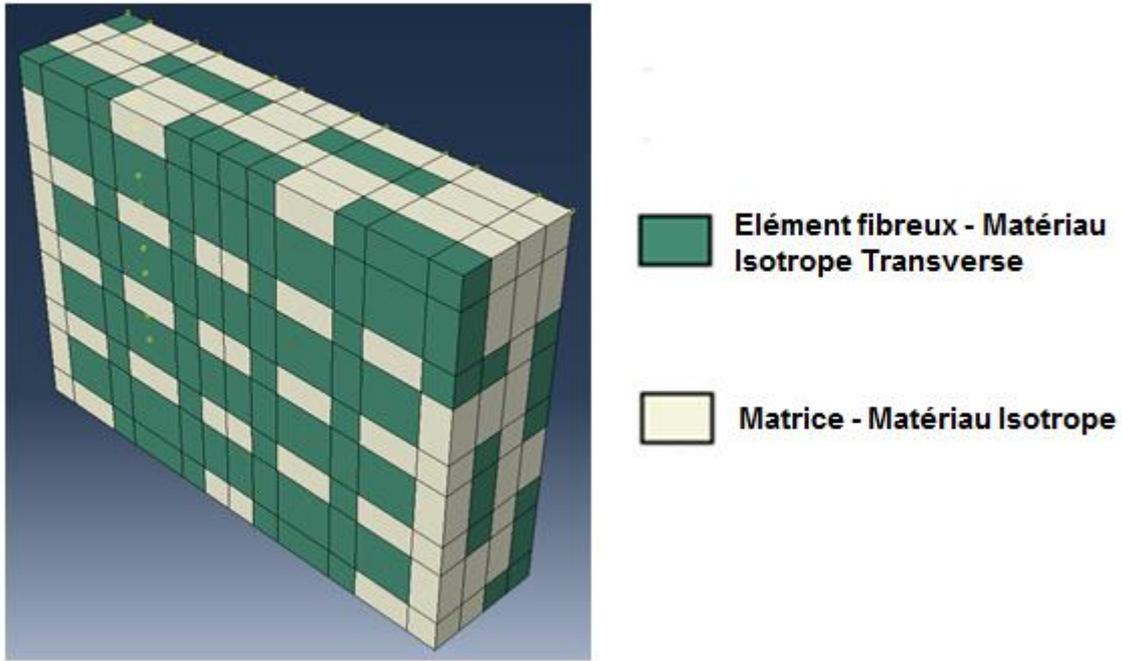


Figure III-30 - Mise en données de matériaux.

Cette mise en donnée nécessite donc de connaître :

Comportement matériau fibreux	E_1^f (MPa)	Module de Young longitudinal
	E_2^f (MPa)	Module de Young transverse
	ν_{12}^f	Coefficient de Poisson 1-2
	ν_{23}^f	Coefficient de Poisson 2-3
	G_{12}^f (MPa)	Module de cisaillement 1-2
Comportement matrice	E^m (MPa)	Module de Young
	ν^m	Coefficient de Poisson

Tableau III-13 - Paramètres de mise en donnée matériaux.

D. Gestion des directions matérielles.

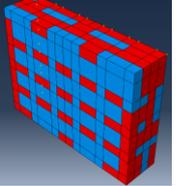
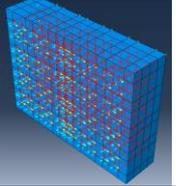
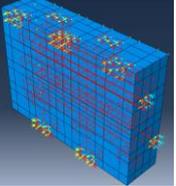
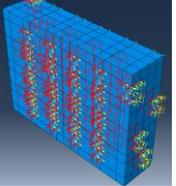
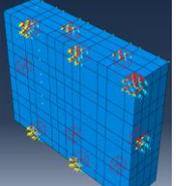
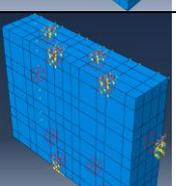
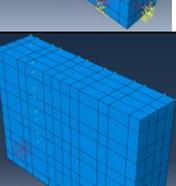
Le fait d'imposer des matériaux isotropes transverses impose une attention particulière à la définition de l'axe isotropie transverse pour chaque élément fibreux. Dans cette optique, pour chaque élément fibreux, le long de son chemin, il est important de définir un repère local $(\vec{u}, \vec{v}, \vec{w})$, où \vec{u} est l'axe d'isotropie transverse et donc la direction longitudinale de l'élément fibreux.

Pour ce faire, 11 repères locaux ont été définis, représentant les différentes orientations possibles que les éléments fibreux peuvent prendre au sein de la structure modélisée. On assigne alors un repère local à chaque pavé élémentaire lui imposant ainsi son axe d'isotropie transverse.

Les repères locaux propres aux chaînes (R2), aux composantes horizontales des trames (R3) et aux composantes verticales des trames (R4) sont les principaux. Des repères plus particuliers (R5 :R12) permettent ensuite d'orienter au mieux des sections de l'élément fibreux trame assurant les liaisons « composantes verticales-composantes horizontales » ou « plans-plans » (cf.[II.A]).

A noter que la matrice ayant un comportement isotrope, le repère appliqué n'a pas d'influence sur le comportement du pavé élémentaire. On assigne ainsi un repère global à ces pavés.

Les matrices de passage $[A_{\#i}]$ de ces repères (repère global vers repère local) ainsi que les pavés élémentaires concernés sont présentés dans le tableau 14.

Repère	Éléments concernés	Illustration	Matrice de passage $[A]$
#R1	Matrice		$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$
#R2	Chaines		$\begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}$
#R3	Trames : composantes horizontales		$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}$
#R4	Trames : composantes verticales		$\begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}$
#R5	Trames : composantes diagonales		$\begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 \\ -1 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}$
#R6	Trames : composantes diagonales		$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 0 \\ 1 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix}$
#R7	Trames : composantes diagonales		$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ -1 & 1 & 0 \\ -1 & -1 & 0 \end{bmatrix}$

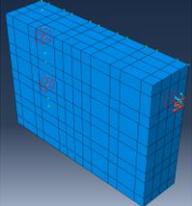
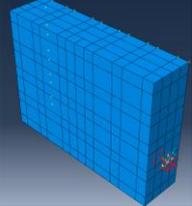
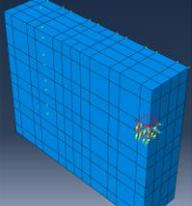
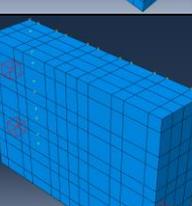
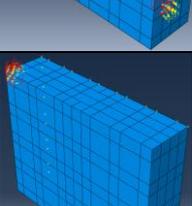
#R8	Trames : composantes diagonales		$\begin{bmatrix} -1 & -1 & 0 \\ 1 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$
#R9	Trames : composantes diagonales		$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 \\ -1 & 1 & 0 \end{bmatrix}$
#R10	Trames : composantes diagonales		$\begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 \\ -1 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$
#R11	Trames : composantes diagonales		$\begin{bmatrix} 0 & 0 & -1 \\ -1 & -1 & 0 \\ -1 & 1 & 0 \end{bmatrix}$
#R12	Trames : composantes diagonales		$\begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -1 & -1 & 0 \end{bmatrix}$

Tableau III-14 - Repères locaux d'isotropie transverse.

E. Conditions aux limites.

De par la périodicité matérielle et géométrique des renforts, les VERs de ces structures, quand ils sont soumis à des charges extérieures possèdent des déformations et des contraintes égales en tout point [97-98]. Par conséquent, dans l'analyse numérique de ces structures via la méthode des éléments finis, des conditions aux limites, elles aussi périodiques [15, 17, 96, 98] sont utilisées afin d'évaluer le comportement élastique homogène de ces VERs.

	Cas 1	Cas 2	Cas 3	Cas 4	Cas 5	Cas 6
$\bar{\varepsilon}_1$	1.10^{-3}	0	0	0	0	0
$\bar{\varepsilon}_2$	0	1.10^{-3}	0	0	0	0
$\bar{\varepsilon}_3$	0	0	1.10^{-3}	0	0	0
$2\bar{\varepsilon}_4$	0	0	0	1.10^{-3}	0	0
$2\bar{\varepsilon}_5$	0	0	0	0	1.10^{-3}	0
$2\bar{\varepsilon}_6$	0	0	0	0	0	1.10^{-3}

Tableau III-15 - Six conditions aux limites.

Ainsi, afin d'évaluer les valeurs des coefficients de la matrice de rigidité équivalentes, 6 conditions aux limites doivent être définies. Chaque condition aux limites permet de prédire une colonne de la matrice de rigidité (définie dans la partie [III.A]). Dans chacun des cas, comme illustré en tableau 15, une seule déformation macroscopique vaut alors 10^{-3} alors que les autres valent 0.

On applique alors ces déplacements à chacune des surfaces limites en se reportant au tableau 16.

	Cas 1	Cas 2	Cas 3	Cas 4	Cas 5	Cas 6
Surface limite 1	$A \cdot 10^{-3}$	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0	$\frac{A}{2} \cdot 10^{-3}$
	0	0	0	$\frac{A}{2} \cdot 10^{-3}$	0	0
Surface limite 2	0	0	0	0	0	$\frac{B}{2} \cdot 10^{-3}$
	0	$B \cdot 10^{-3}$	0	0	0	0
	0	0	0	0	$\frac{A}{2} \cdot 10^{-3}$	0
Surface limite 3	0	0	0	$\frac{L}{2} \cdot 10^{-3}$	0	0
	0	0	0	0	$\frac{L}{2} \cdot 10^{-3}$	0
	0	0	$L \cdot 10^{-3}$	0	0	0

Tableau III-16 - Déformations appliquées sur chaque surface limite pour chacune des conditions aux limites.

Où

- A représente la largeur du VER selon l'axe \vec{X} du repère global (figure 28)
- B représente l'épaisseur du VER selon l'axe \vec{Y} du repère global (figure 28)
- L représente la longueur du VER selon l'axe \vec{Z} du repère global (figure 28)

F. Maillage.

De par les géométries rectangulaires des pavés élémentaires et des VER, la pièce est maillée en utilisant des éléments hexaédriques linéaires de type C3D8. La taille de l'élément a été définie à 0.12mm permettant un raffinement suffisamment fin (5 éléments minimum par élément fibreux de type trame) pour être précis.

Le maillage du VER interlock orthogonal trame représente ainsi 98820 éléments et 106718 nœuds.

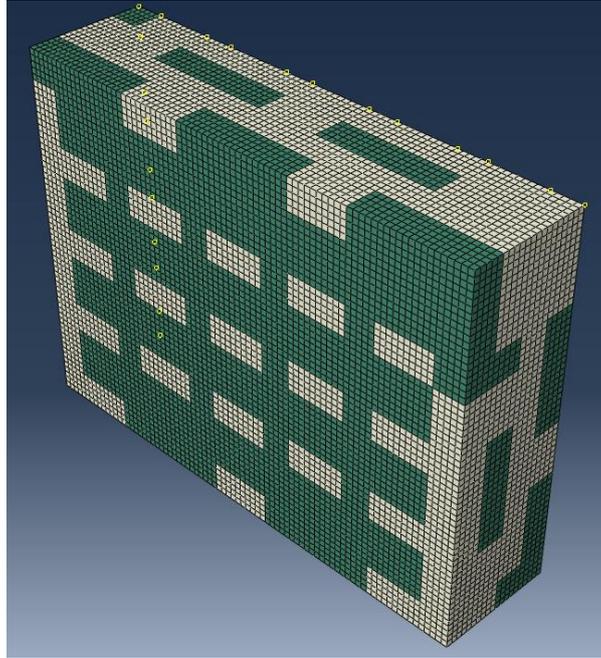


Figure III-31 - Maillage du VER interlock orthogonal trame renforcé

G. Approche numérique de la définition des modules d'élasticité.

Après avoir appliqué chacune des conditions aux limites (cf. paragraphe E.), les contraintes locales σ' de chaque élément du modèle élément fini sont calculées en respectant le système de coordonnées locales $(\vec{u}, \vec{v}, \vec{w})$ auquel l'élément est associé. Le tenseur local des contraintes de chaque élément est ensuite transformé dans le système de coordonnées global $(\vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$ propre au VER en utilisant l'équation 24 établie dans la partie [Ch3.III.B] :

$\sigma = [T]^{-1} \cdot \sigma'$	Eq. III-24
-----------------------------------	------------

où σ est le tenseur des contraintes de l'élément dans le système de coordonnées global.

Le tenseur moyen des contraintes sur le VER $\{\bar{\sigma}\}$ est calculé en utilisant l'équation d'homogénéisation (III.D) et en respectant les volumes de chaque élément et du VER. Ainsi, les coefficients de chaque colonne de la matrice de rigidité peuvent être calculés en appliquant l'une des conditions aux limites définies en partie E.

Par exemple, après avoir appliqué la première condition aux limites : $\overline{\varepsilon_{11}} = \bar{\varepsilon}_1 = 1 \times 10^{-3}$, les valeurs de la première colonne de la matrice de rigidité $C_1 = \bar{\sigma} = \frac{1}{V} \int_V \sigma' (x_1, x_2, x_3) dV$

La matrice de souplesse [S] est obtenue à partir de la matrice de rigidité [C] calculée à partir de l'équation x. Les modules d'élasticité sont alors déduits des coefficients de cette matrice de rigidité selon les relations données par les équations 52-58 :

$E_1 = \frac{1}{S_{11}}$	Eq. III-52
$E_2 = \frac{1}{S_{22}}$	Eq. III-53
$E_3 = \frac{1}{S_{33}}$	

$v_{12} = -S_{21}E_1$	Eq. III-54
$v_{13} = -S_{31}E_1$	Eq. III-55
$v_{23} = -S_{32}E_2$	Eq. III-56
$G_{12} = \frac{1}{S_{66}}$	Eq. III-57
$G_{31} = \frac{1}{S_{55}}$	Eq. III-58
$G_{23} = \frac{1}{S_{44}}$	Eq. III-59

Dans le cadre de cette étude, cette méthodologie a été automatisée par le biais d'un script permettant un post-traitement des données.

V. Evaluation du comportement mécanique de croisements de raidisseurs composites.

En se basant sur la théorie et la méthodologie présentées dans les paragraphes précédents, cette section consiste en une mise en donnée des modèles développés, d'un post-traitement des données obtenues et d'une analyse des résultats.

L'objectif de cette section est dans un premier temps de définir précisément le comportement élastique homogène à l'échelle mésoscopique des structures utilisées dans le croisement de raidisseur (interlock orthogonal trame renforcé et stratifié). Ces résultats seront analysés et comparés aux résultats obtenues par d'autres méthodes.

Ces modèles mésoscopiques seront également exploités : de nouvelles mises en données permettront de connaître l'influence des matériaux ou des architectures sur le comportement élastique homogène.

Enfin à l'échelle macroscopique, les comportements mésoscopiques seront appliqués à la géométrie du croisement de raidisseurs, permettant la comparaison entre la solution métalliques initialement analysée et la solution composite développée.

A. Evaluation du comportement mécanique mésoscopique

L'objectif de cette section est de prédire numériquement le comportement élastique homogène des différentes structures de renfort utilisées dans le croisement de raidisseurs. A l'échelle mésoscopique, il s'agit donc de mettre en donnée les modèles précédemment développés tout en appliquant la méthodologie présentée. Cette étude quasi-statique est ensuite post-traitée permettant la définition des modules d'élasticité.

Dans ce paragraphe, différentes mise en données, correspondant à différentes configurations seront ainsi étudiées.

1. Résultats représentatifs.

Dans cette partie, l'objectif est de prédire le plus précisément possible le comportement élastique des différentes structures de renfort produites. Il s'agit donc d'analyser le comportement d'un interlock orthogonal trame renforcé et d'une stratification. Pour cela, les modèles géométriques respectifs utilisés sont ceux décrits dans la partie IV.A. Ci-dessous, en plus de la méthodologie décrite précédemment, les configurations utilisées pour la simulation sont décrites puis les résultats analysés.

a. Etude de la branche.

La première simulation consiste à considérer que le renfort et la matrice correspondent tous deux à des matériaux isotropes. Cette simulation découle de l'hypothèse effectuée par Lee [99], où il considère la fibre de verre E comme un matériau isotrope, cette hypothèse sera reprise dans différents travaux [6]. Ces matériaux sont ainsi caractérisés selon leur module de Young ($E_f= 53$ GPa et $E_m= 0.9$ GPa) et leur coefficient de Poisson ($\nu_f= 0.22$ et $\nu_m= 0.42$). Les valeurs des modules d'élasticité de la fibre, ici considérée comme étant du verre sont issues de la revue de Berthelot [100], celles de la matrice sont issues de données du Massachusetts Institute of Technology (MIT) [101]. On notera cette configuration « *Br-1* ».

Conformément aux conclusions des parties précédentes, il s'agit dans une deuxième simulation (référéncée « *Br-2* »), de modéliser les éléments fibreux du renfort par un comportement isotrope transverse. On utilisera alors les modules d'élasticité issus des travaux de Rao [15] présentés dans le tableau 17. Le comportement de la résine est identique à celui utilisé dans la configuration « *Br-1* ».

	Br-1		Br2		Br3	
	Renfort	Matrice	Renfort	Matrice	Renfort	Matrice
	Verre	PP	Verre	PP	96% Verre – 4% PP	PP
E_1 (GPa)	53,00	0,90	53,42	0,90	51,32	0,90
E_2 (GPa)	53,00	0,90	10,68	0,90	8,76	0,90
E_3 (GPa)	53,00	0,90	10,68	0,90	8,76	0,90
ν_{12}	0,22	0,42	0,05	0,42	0,07	0,42
ν_{21}	0,22	0,22	0,01	0,22	0,03	0,22
ν_{13}	0,22	0,22	0,27	0,22	0,27	0,22
ν_{31}	0,22	0,22	0,05	0,22	0,07	0,22
ν_{23}	0,22	0,22	0,45	0,22	0,45	0,22
ν_{32}	0,22	0,22	0,45	0,22	0,45	0,22
G_{12} (GPa)	21,72	0,32	4,18	0,32	3,36	0,32
G_{13} (GPa)	21,72	0,32	4,18	0,32	3,36	0,32
G_{23} (GPa)	21,72	0,32	3,69	0,32	3,04	0,32

Tableau III-17 - Données matériaux d'entrée pour les 3 approches.

Le modèle géométrique utilisé est composé en volume de 73% de renfort (éléments fibreux entrelacés) et de 27% de matrice (cf. [Ch3.II.E]). Les fils cômélés utilisés pour la production sont quant à eux composés de 70% de verre (renfort) et 30% de polypropylène (matrice) en volume. Sachant que dans les procédés de structuration ou de consolidation, il n'y a ni ajout ni retrait de matière (que ce soit renfort ou matrice), il est nécessaire de réajuster la proportion de 70%/30% dans le modèle. Pour ce faire, dans le VER mésoscopique de la branche, les 73% volumiques de renfort doivent être un mélange de verre (70%) et de polypropylène (3%); et les 27% volumiques de la matrice du polypropylène pur. Les modules d'élasticités utilisés sont les même que précédemment [15][38]. Pour évaluer les modules d'élasticité d'un mélange 96% de verre/4% de polypropylène présent dans les zones de renfort, on utilisera les techniques microscopiques définies dans la partie [Ch3.III.E.4]. Cette configuration est intitulée « *Br-3* ». Ces données d'entrée, propres au repère local (\vec{u} , \vec{v} , \vec{w}) (pour un matériau fibreux, la direction 1 est la direction longitudinale ; la 2, la direction transverse ; et la direction 3 correspond à l'épaisseur) sont présentées dans le tableau 17.

Ces différents paramètres matériaux ont été mis en données. En suivant l'approche présentée précédemment, on parvient à obtenir les coefficients d'élasticité homogènes du VER pour les différentes configurations utilisées. Les résultats, exprimés dans le repère global du VER (\vec{X} , \vec{Y} , \vec{Z}) sont présentés dans le tableau 18.

	Br-1	Br-2	Br-3
E_1 (GPa)	26,03	11,6	11,21
E_2 (GPa)	24,92	10,59	10,25
E_3 (GPa)	28,89	25,04	24,15
ν_{12}	0,22	0,22	0,23
ν_{21}	0,21	0,21	0,22
ν_{13}	0,19	0,05	0,06
ν_{31}	0,2	0,11	0,12
ν_{23}	0,18	0,06	0,06
ν_{32}	0,21	0,13	0,15
G_{12} (GPa)	9,77	0,61	0,59
G_{13} (GPa)	9,37	3,63	3,51
G_{23} (GPa)	10,02	3,53	3,41

Tableau III-18 - Résultats des simulations mésoscopiques de la branche en fonction des configurations matériaux.

Pour chacune des trois configurations on observe que le module de Young dans la direction 3 (cf fig. 33) noté E_3 , possède une valeur allant de 24 à 29 GPa. Cet écart type faible exprime donc le fait que la résistance en traction de la branche est principalement fonction du comportement en traction des éléments fibreux chaînes orientés selon l'axe 3. Les faibles variations de valeurs de E_3 entre les différentes configurations traduisent quant à elle une influence mineure du :

- comportement transverse des éléments fibreux chaînes (orientés selon 3)
- comportement des éléments fibreux trames (qu'ils soient liants ou non liants).

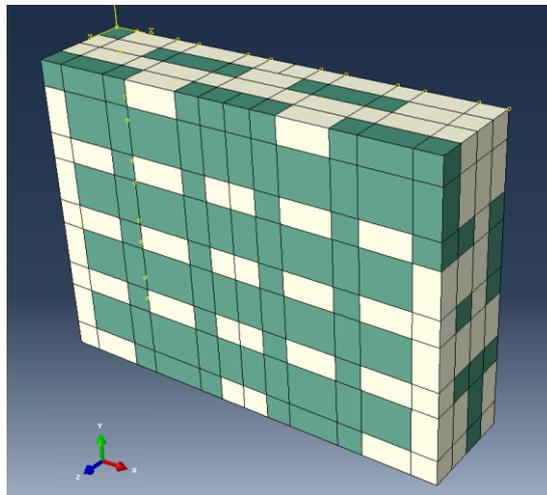


Figure III-32 - Orientation du repère du VER mésoscopique de la branche.

Concernant les modules de Young E_1 et E_2 , relatifs aux directions de la largeur et de l'épaisseur de la branche, le passage d'un matériau de renfort possédant un comportement isotrope (Br1) à un matériau possédant un comportement isotrope transverse (Br2) a une influence très importante. En effet, en considérant un matériau de renfort isotrope, le VER de la branche possède des modules homogénéisés E_1 et E_2 dont les valeurs sont respectivement d'environ 26 GPa et 25 GPa. En passant à des configurations avec des renforts isotropes transverses, ces modules sont respectivement abaissés à 11 GPa et 10 GPa. Cette variation peut s'expliquer par la diminution du comportement transverse

des éléments fibreux composant le renfort (on passe de E_2 passant d'un ordre de grandeur de 50 à 10 GPa). Contrairement au module E_1 homogénéisé du VER, on observe ici que le comportement transverse des éléments fibreux a une influence sur les modules E_2 et E_3 homogénéisés du VER.

Cette influence est également remarquable au niveau des modules de cisaillement homogénéisés du VER branche. En effet, entre les configurations isotropes et isotropes transverses, on note une variation des G_{23} et G_{13} passant d'environ 10 GPa à 3.5 GPa. Cela permet ainsi de déterminer le comportement transverse des éléments fibreux a une influence sur le comportement en cisaillement du matériau composite final. Enfin, cette variation est encore plus marquée concernant le module G_{12} : celui-ci passe de 10 GPa à 0.6 GPa.

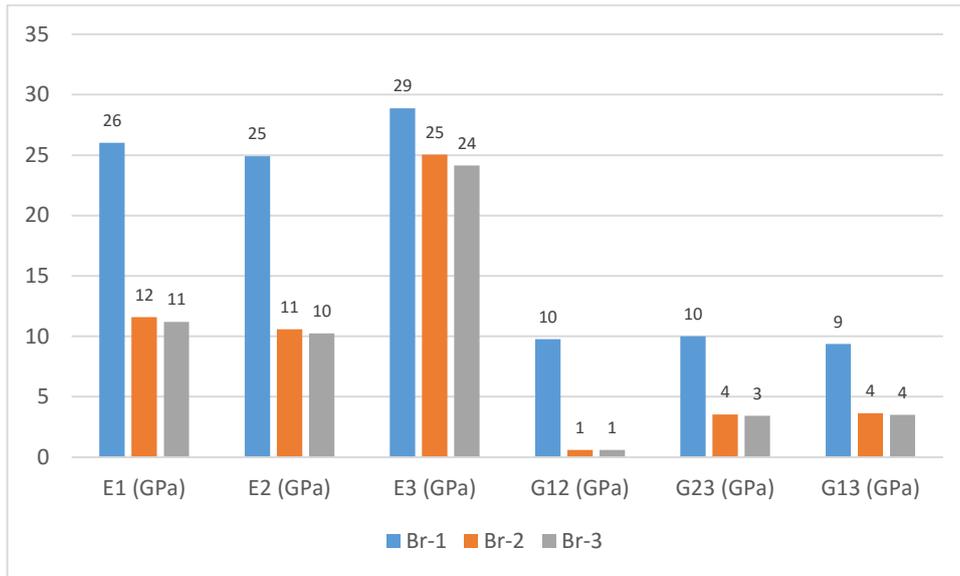


Figure III-33 - Résultats des simulations mésoscopiques de la branche en fonction des configurations matériaux.

Enfin, afin de valider la cohérence de notre modèle, une simulation comparative a été effectuée en utilisant l'outil TexGen©. Celui-ci, permet la création d'un modèle géométrique (un VER à l'échelle mésoscopique dans notre cas), sa mise en donnée, puis le post-traitement des résultats de simulation. Il permet donc l'obtention directe des modules d'élasticité du modèle.

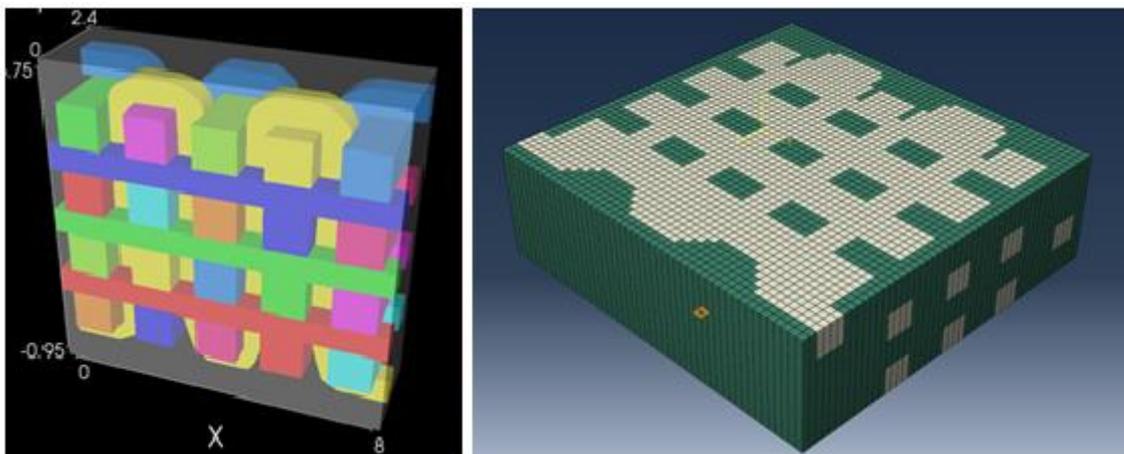


Figure III-34 - Simulation du VER branche via TexGen©.

Pour ce faire, une structure la plus équivalente possible aux résultats de caractérisation a été modélisée sous TexGen© (cf. figure 34). Ce modèle prend en compte les géométries de section de chacun des éléments fibreux ainsi que leur chemin au sein de la structure. Cependant, cet outil étant uniquement destiné à la modélisation de VER de structures textiles, il n'est pas possible d'assurer la continuité de certains éléments fibreux : les éléments trames sont modélisés comme étant discontinus, contrairement à la réalité des échantillons produits et au modèle que nous avons développés et modélisés sous Solidworks©. Cela implique donc un taux volumique de fibres environ 5% inférieur sur le modèle TexGen©. Les paramètres matériaux utilisés sont ceux de la configuration « Br-3 ».

Un comparatif des résultats est présenté dans le tableau 19, ces deux études sont réalisées avec les mêmes paramètres matériaux « Br-3 ».

	Modèle développé	TexGen
E_1 (GPa)	11,21	10,25
E_2 (GPa)	10,25	6,25
E_3 (GPa)	24,15	18,34
ν_{12}	0,23	0,30
ν_{21}	0,22	0,18
ν_{13}	0,06	0,08
ν_{31}	0,12	0,14
ν_{23}	0,06	0,08
ν_{32}	0,15	0,25
G_{12} (GPa)	0,59	0,47
G_{13} (GPa)	3,51	3,94
G_{23} (GPa)	3,41	3,94

Tableau III-19 - Comparatifs des résultats de simulation avec la configuration « Br-3 »

Il est tout d'abord important de remarquer que les valeurs des différents modules élastiques sont dans le même ordre de grandeur : cela permet de valider notre modèle et la méthodologie associée. Les légères variations peuvent-être expliquées par la différence de structure modélisée : l'impossibilité de modéliser la continuité des trames dans TexGen© induit l'absence de certaines composantes trames (cf [II.D]). Cela influe particulièrement sur le module E_2 : l'absence de composantes orientées selon 2 (cf. [II.D]) diminue la résistance à la traction de 40% selon l'axe 2.

b. Etude de l'interface.

Concernant l'interface, la même méthodologie que pour la configuration « Br-3 » (mais dans des proportions différentes) a été utilisée, permettant d'obtenir une répartition mésoscopique finale des matériaux dans le modèle de 70%/30% (verre/polypropylène) correspondant à la composition des fils cômélés. Les paramètres matériaux utilisés correspondent pour le renfort à un mélange verre/polypropylène dans les proportions 81%/19% et pour la matrice à du polypropylène pur. Les paramètres matériaux ainsi que les coefficients d'élasticité homogénéisés du VER sont présentés dans le tableau 20. Ces résultats seront utilisés par la suite à l'échelle macroscopique (partie B), on référencera le comportement homogénéisé de l'interface « Int ».

	Renfort	Matrice	VER interface homogénéisé « Int »
	81% Verre - 19%PP	PP	
E_1 (GPa)	43,44	0,90	105,15
E_2 (GPa)	8,83	0,90	104,74
E_3 (GPa)	8,83	0,90	7,19

Tableau III-20 - Résultats des simulations mésoscopiques de l'interface en fonction des configurations matériaux.

A noter que les repères (1,2,3) sont différents pour les matériaux d'entrée et le VER. Dans le cas des matériaux, et plus précisément des renforts (les matrices sont isotropes), la direction 1 correspond à la direction longitudinale de l'élément fibreux. Dans le cas du VER, le repère utilisé est rappelé sur la figure 35.

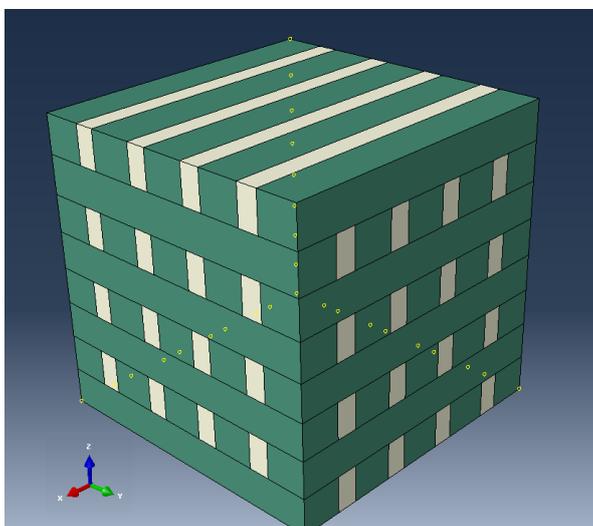


Figure III-35 - Orientation du repère du VER mésoscopique de l'interface.

On note ici que les modules de Young E_1 et E_2 sont égaux, ce qui est en accord avec l'aspect stratifié du renfort et la symétrie des renforts dans le plan (1,2). Le module E_3 est quant à lui bien plus faible du fait de l'absence de renforts dans la direction de l'épaisseur.

2. Résultats prédictifs : perspective.

Dans cette partie, le modèle développé sera mis en données et/ou adapté afin d'obtenir des résultats dits prédictifs. L'objectif de ces études est par exemple de prédire le comportement élastique de cette même structure de renfort mais en utilisant des matériaux de renfort tel que le carbone ou le kevlar. Il est également envisageable de pouvoir prédire l'influence de tel ou tel paramètre géométrique du modèle (titre des éléments fibreux, nombre d'éléments fibreux de chaque type) sur le comportement élastique homogène du VER.

Ainsi dans une première série d'études, en gardant exactement le même modèle géométrique, l'objectif est d'évaluer le comportement homogène du VER branche avec des mises en données matériaux particulières. La première configuration notée « Br-4 » consiste à modéliser le renfort avec

un comportement isotrope transverse, les valeurs des modules d'élasticité utilisés sont celles de fibres de carbone [102]. La matrice, quant à elle, est modélisée par un comportement isotrope, les valeurs des modules d'élasticité utilisées sont celles d'une résine époxyde [102]. La description de cette configuration est présentée dans le tableau x.

La seconde configuration « Br-5 » consiste à modéliser le renfort par une fibre de kevlar dont le comportement est isotrope transverse [103] et la matrice par une autre résine époxyde isotrope [103]. La description de cette configuration ainsi que les résultats de ces deux études sont présentées dans le tableau 21. Les résultats et configuration de l'étude « Br-3 » (cf. V.A.1) sont également rappelés pour comparaison. A noter que pour ces 3 configurations, on travaille avec le même modèle géométrique, imposant ainsi un taux de renfort de 73%.

	Données matériaux d'entrée						Résultats homogénéisés du VER		
	Br-3		Br-4		Br-5		Br-3	Br-4	Br-5
	Renfort	Matrice	Renfort	Matrice	Renfort	Matrice			
	96% Verre - 4%PP	PP	Carbone [93]	Epoxy [93]	Kevlar [94]	Epoxy [94]			
E ₁ (GPa)	51,32	0,90	232,00	5,35	131,00	3,10	11,21	34,82	18,39
E ₂ (GPa)	8,76	0,90	15,00	5,35	7,00	3,10	10,25	30,57	16,13
E ₃ (GPa)	8,76	0,90	15,00	5,35	7,00	3,10	24,15	105,82	58,63
v ₁₂	0,07	0,42	0,28	0,35	0,33	0,35	0,23	0,18	0,09
v ₂₁	0,03	0,22	0,02	0,35	0,02	0,35	0,22	0,18	0,10
v ₁₃	0,27	0,22	0,28	0,35	0,33	0,35	0,06	0,04	0,03
v ₃₁	0,07	0,22	0,02	0,35	0,02	0,35	0,12	0,04	0,10
v ₂₃	0,45	0,22	0,49	0,35	0,04	0,35	0,06	0,04	0,03
v ₃₂	0,45	0,22	0,49	0,35	0,04	0,35	0,15	0,13	0,12
G ₁₂ (GPa)	3,36	0,32	24,00	1,98	21,00	1,15	0,59	2,93	1,77
G ₁₃ (GPa)	3,36	0,32	24,00	1,98	21,00	1,15	3,51	8,33	5,42
G ₂₃ (GPa)	3,04	0,32	5,03	1,98	7,00	1,15	3,41	19,37	14,06

Tableau III-21 - Descriptions et résultats des simulations mésoscopiques prédictives du VER branche.

A noter que les repères (1,2,3) sont différents pour les matériaux d'entrée et les VER. Dans le cas des matériaux, et plus précisément des renforts (les matrices sont isotropes), la direction 1 correspond à la direction longitudinale de l'élément fibreux. Dans le cas du VER branche, on se reporte à la figure 32 (V.A.1) pour la visualisation de ce repère.

Il est important de remarquer que ces études, dont le but principal est de prédire et de comparer le comportement du VER branche en fonction des matériaux de renfort utilisés, repose sur le modèle géométrique qui a été développé dans la partie II de ce chapitre. Cependant, ce modèle a été construit à partir de résultats et d'hypothèses issus de campagnes de caractérisation sur des échantillons produits à partir de fils cômélés verre/polypropylène. En gardant ce même modèle géométrique, nous faisons donc l'hypothèse que les fibres de carbone ou de kevlar se comportent exactement de la même façon lors des étapes de production (procédé textile) et de mise en œuvre. Même si cela semble peu probable, cette approximation permet de dresser des premières relations entre les paramètres matériaux utilisés et le comportement équivalent du VER d'une branche.

Les diagrammes présentés en figure 36 permettent, en gardant à l'esprit les hypothèses de modélisation, de montrer l'influence du module de Young longitudinal du matériau de renfort sur le comportement élastique du VER branche. Ainsi, plus ce module longitudinal (E_1) du renfort est élevé et plus les modules E_1 , E_2 et E_3 du VER seront élevés. En se basant sur ces modélisations, les valeurs des modules de Young propres au VER semblent suivre une loi affine fonction du module longitudinal du matériau de renfort. Cela peut s'expliquer par le fait que dans cet interlock orthogonal trame renforcé, les éléments fibreux sont justement orientés selon les trois directions principales du repère. La valeur du module de Young longitudinal du renfort et celle du module de Young E_3 du VER sont d'ailleurs étroitement liées: sur cet échantillonnage de 3 modélisations, le module E_3 homogénéisé vaut environ 45% du module E_1 du renfort. Cette relation peut s'expliquer par le fait que la direction 3 (dans le repère propre au VER branche) correspond à la direction chaîne de la branche, direction selon laquelle une quantité importante d'éléments fibreux sont orientés.

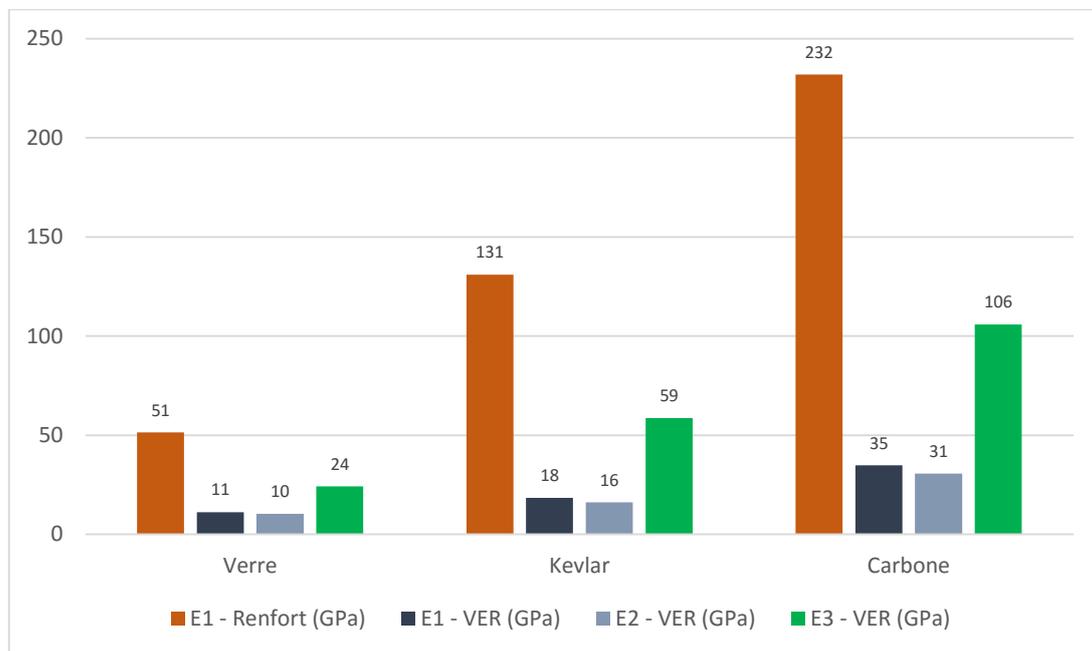


Figure III-36 - Influence du module de Young longitudinal du renfort sur le comportement homogénéisé de la branche

Concernant les modules de cisaillement homogènes du VER branche, on n'observe pas de relation évidente avec les modules de Young du renfort, qu'ils soient longitudinaux ou transverses (fig. 37). On peut en déduire, que le comportement en cisaillement serait donc plutôt une réponse structurelle que matérielle du renfort.

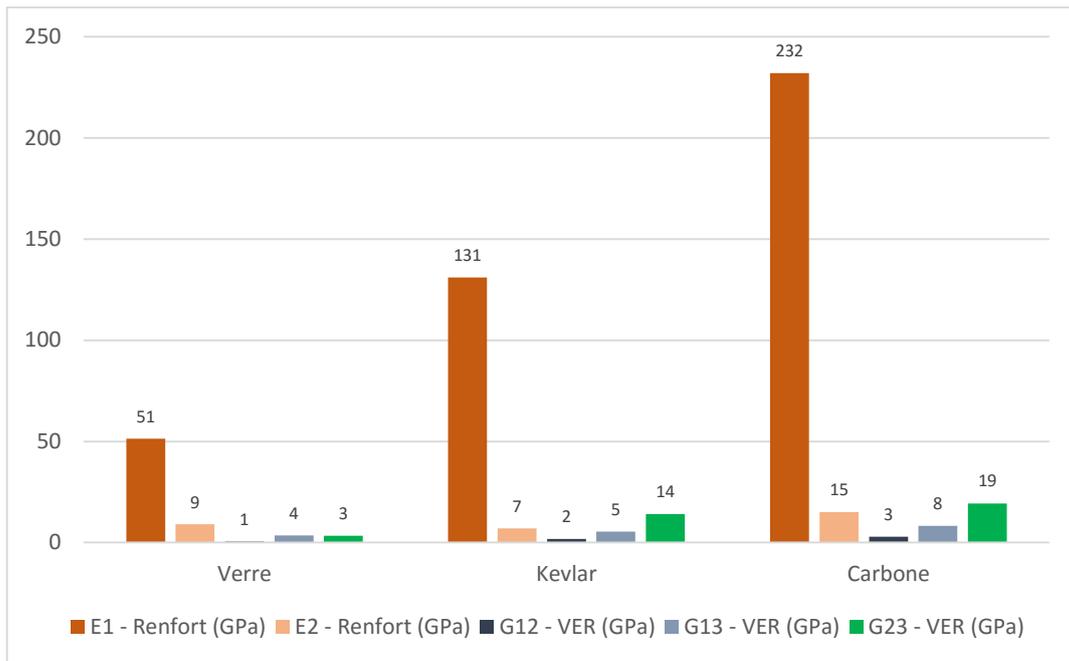


Figure III-37 - Influence des modules de Young longitudinaux et transverses du renfort sur le comportement homogénéisé de la branche.

Le diagramme présenté en figure 38, illustre quant à lui les relations entre le comportement élastique isotrope de la matrice et le comportement élastique équivalent du VER en cisaillement. Ces données montrent que le comportement en cisaillement de la branche est linéairement lié au comportement de la matrice, représenté par son module de Young (E) et son module de cisaillement (G , calculé grâce à la relation $G = \frac{E}{2.(1+\nu)}$ où ν est le coefficient de Poisson).

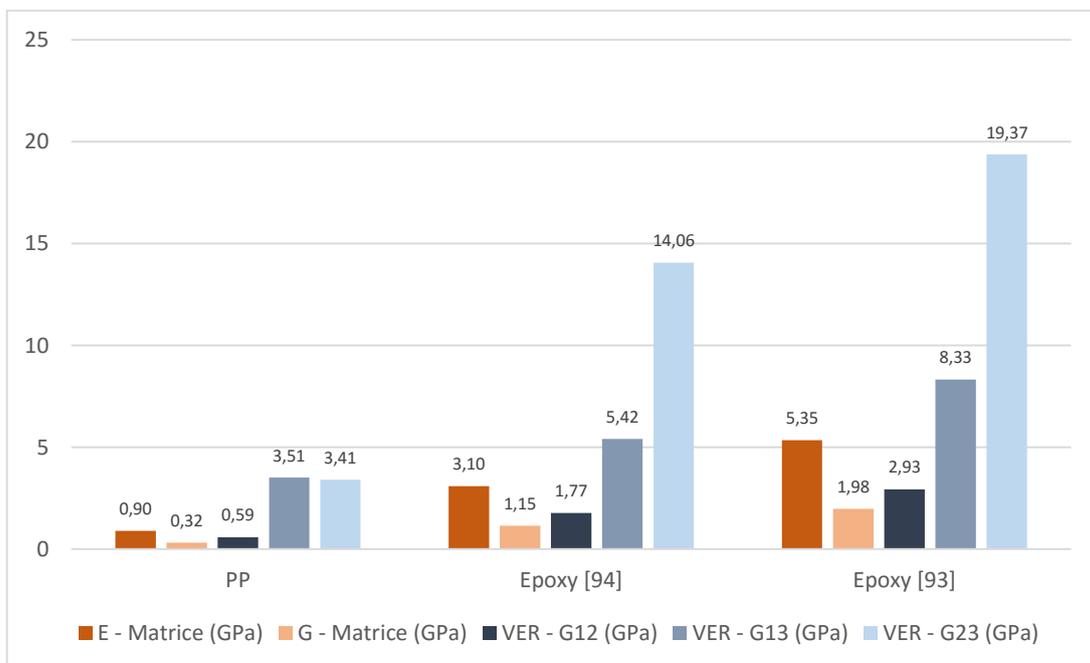


Figure III-38 - Influence du comportement de la matrice sur le comportement élastique du composite en cisaillement.

A noter que toutes ces analyses découlent d'un modèle initialement développé pour un matériau défini: les fils cômélés verre/PP. Même si ce modèle, via différentes mises en données nous permet de définir des relations ou des tendances, ces résultats sont à prendre avec précaution. Pour être complètement valables, il serait nécessaire d'effectuer ces analyses en utilisant un modèle issu de la chaîne complète présentée dans ce manuscrit et qui nécessite les étapes de production, de mise en œuvre, de caractérisation puis de modélisation.

Des études visant à évaluer l'influence de la géométrie de la structure de renfort sur le comportement mécanique du VER ont également été menées. Il s'agit entre autre, de modéliser de nouveaux VER (fig. 39), permettant de cerner l'impact qu'aurait le changement du nombre d'éléments chaîne ou encore une variation du titre des éléments fibreux utilisés. Encore une fois, une simple adaptation du modèle développé induit de prendre en compte des résultats et hypothèses propres à un procédé et une configuration particulière. Les résultats ne sont pas ici présentés puisque leurs résultats ne permettent pas de déterminer des tendances.

Pour pallier à cela, il s'agira de mettre en place un plan d'expérience permettant de mener une campagne de simulation ciblée et plus efficace. Chacune de ces simulations, en fonction des paramètres matériaux et procédés nécessitera les étapes de production, de mise en œuvre, de caractérisation puis de modélisation. Cette campagne n'a pu être réalisée lors de ces travaux de thèse dont l'activité principale était le développement de nouvelles structures de renfort et des procédés associés à partir de nouveaux matériaux cômélés. Le développement de ces modèles géométriques et mécaniques consiste en un outil support permettant d'optimiser le procédé développé via la comparaison numérique à l'échelle macroscopique des solutions métalliques et composites.

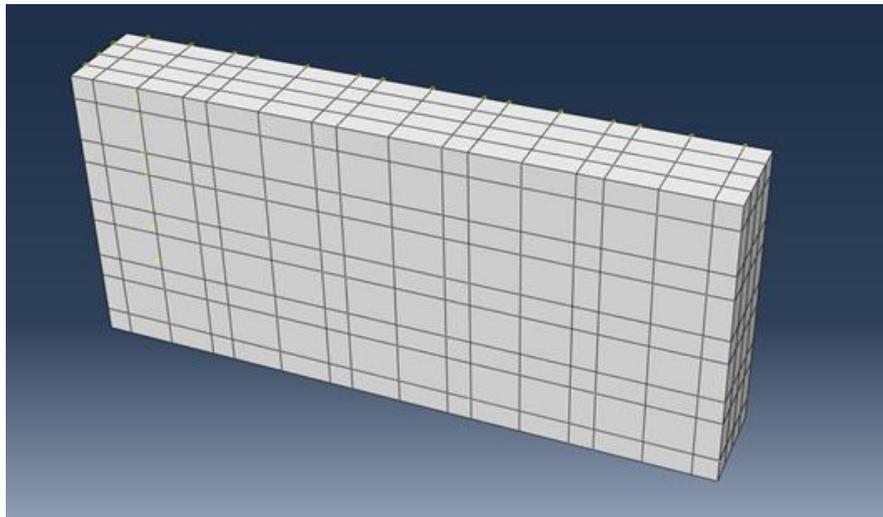


Figure III-39 - Illustration d'un VER où les éléments chaînes sont doublés horizontalement.

B. Evaluation du comportement mécanique macroscopique de croisements de raidisseurs.

Dans ce paragraphe, la notion d'assemblage, définira l'ensemble formé par le croisement de raidisseurs et le panneau. L'objectif de cette section est de statuer et de quantifier l'apport de la solution composite développée par rapport aux solutions métalliques existantes. Pour cela, il s'agit de comparer le comportement de l'assemblage selon qu'il soit composé d'un alliage d'aluminium ou au contraire du matériau composite développé dans le cadre de ces travaux de thèse.

Pour ce faire, deux études indépendantes ont été réalisées. Celles-ci sont effectuées en utilisant la même géométrie pour l'assemblage (iso-géométrie) et la même mise en donnée dans le solveur Abaqus (conditions de chargement, maillage, etc...). La différence réside dans le comportement élastique linéaire des matériaux.

Dans le cas de l'étude métallique, qui est d'ailleurs introduite dans le chapitre II (cf [Ch2.I.B]), on applique à l'intégralité de la géométrie de l'assemblage un comportement élastique linéaire isotrope. Celui-ci est caractérisable par son module de Young (69 GPa) et son coefficient de Poisson (0.346).

Dans le cas de l'étude composite, de par l'hétérogénéité des matériaux et des différences de structures de renforts employées, on applique à l'assemblage les résultats d'homogénéisation de l'échelle méso-scopique (cf [ChIII.V.A]). Ainsi dans les zones correspondant aux banches du croisement de raidisseurs on applique le comportement « Br-3 », dans la zone correspondant à l'interface du croisement de raidisseurs on applique le comportement « Int ». Le panneau quant à lui, est également modélisé par un comportement élastique homogène représentatif d'une solution composite et sera doté arbitrairement du comportement « Int », correspondant à un stratifié [0/90]₄.

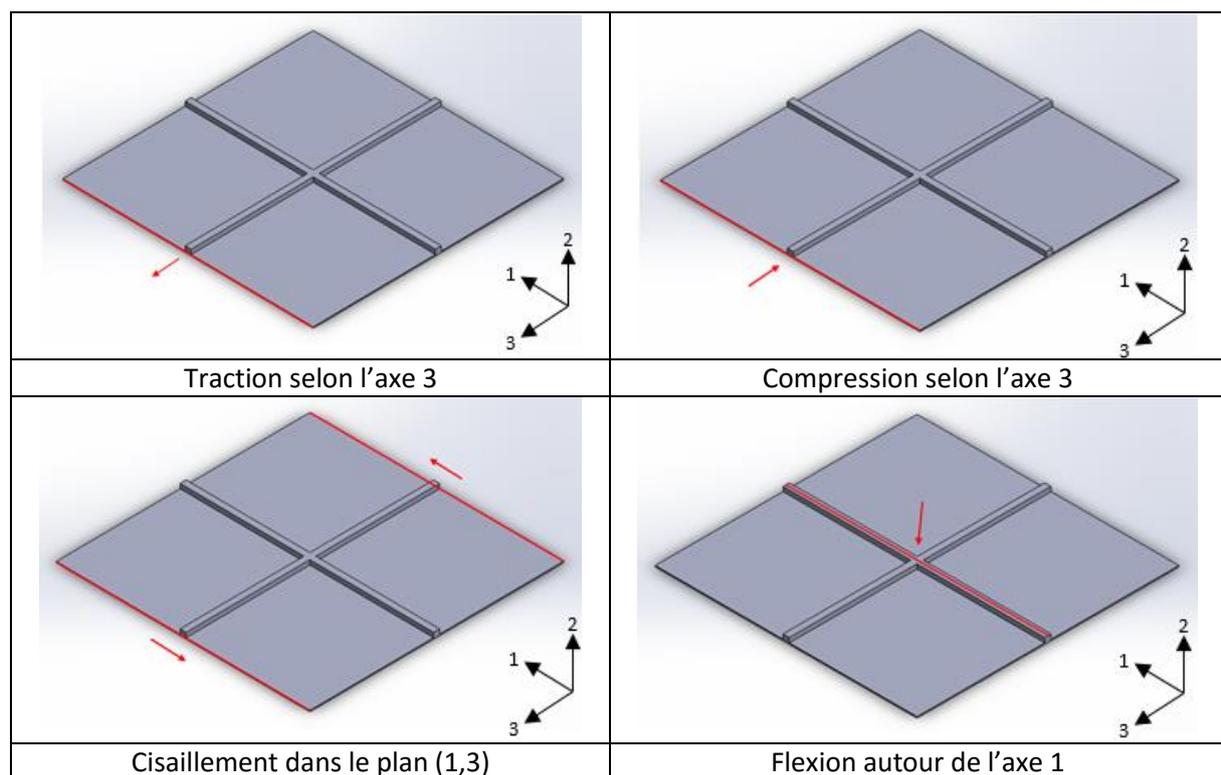


Figure III-40 - Sollicitations appliquées au panneau auto-raidi.

De par les différents matériaux employés, la solution métallique possède une masse volumique de 2700 kg.m⁻³ alors que la solution composite a une masse volumique de 2100 kg.m⁻³ (70% de fibres de verre à 2600 kg.m⁻³ et 30% de polypropylène à 946 kg.m⁻³). Cela représente, à iso-géométrie, un gain de masse de la solution composite de l'ordre de 20%.

Afin de comparer le comportement mécanique des deux solutions, les modèles métalliques et composites sont soumis à des chargements définis (pilotes en déplacement) caractéristiques de leur environnement d'utilisation. La suite de cette section consiste à venir analyser la réponse des matériaux afin de statuer sur les performances du matériau composite tout en déterminant de potentiels axes d'optimisation et de développements futurs.

Les chargements imposés aux structures sont ceux présentés dans le chapitre II (Ch 2.1.B) et correspondent à leurs modes de déformation en conditions d'utilisation (fig. 40). Dans cette étude, on s'intéressera principalement à comparer entre ces 2 solutions matériaux la localisation et l'homogénéité des contraintes dans l'assemblage plutôt qu'aux valeurs de celles-ci.

1. Réponse à une traction selon l'axe 3.

- Comparaison des composantes de contraintes longitudinales (633).

Pour la solution en aluminium, on observe des contraintes de traction maximales ($9.5E3$ MPa) dans l'intégralité de la géométrie des branches orientées selon 3. Dans les branches orientées selon 1, on note à la fois des contraintes importantes de traction ($3.1E3$ MPa) au niveau de la jonction raidisseur-panneau mais également des contraintes de compression ($-3.1E2$ MPa) dans les zones supérieures des raidisseurs. Enfin on observe que le panneau est également très sollicité : dans l'ensemble de sa géométrie, celui-ci est soumis à des contraintes d'une valeur d'environ 80% ($7.9E3$ MPa) des contraintes maximales présentes dans les branches orientées selon 3.

Pour la solution composite développée, on observe que les contraintes sont réparties de façon bien plus homogène: l'ensemble de la géométrie du croisement de raidisseurs est soumis à des contraintes de traction de l'ordre de $1E2$ MPa. Au niveau de la zone d'interface du croisement de raidisseur, on note cependant une concentration de contrainte très localisée avec des valeurs de contraintes doubles (environ $2.4E2$ MPa). Afin d'éviter cette concentration de contrainte, il serait ici important de densifier localement la structure de renfort, en augmentant la densité de fibres orientées selon l'axe 3. On observe également de faibles contraintes de compression avec une valeur minimale de $-2.3E1$ MPa le long des arrêtes des raidisseurs orientés selon 1. Enfin le panneau est quant à lui très peu sollicité avec des valeurs des contraintes proches de 0.

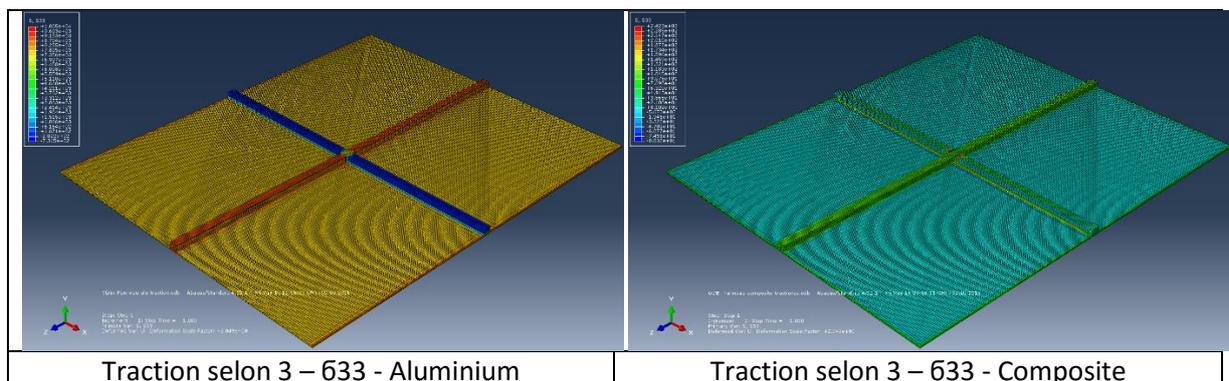


Figure III-41 - Traction selon 3 – Comparaison 633 aluminium & composite.

- Comparaison des composantes de contraintes transverses (611).

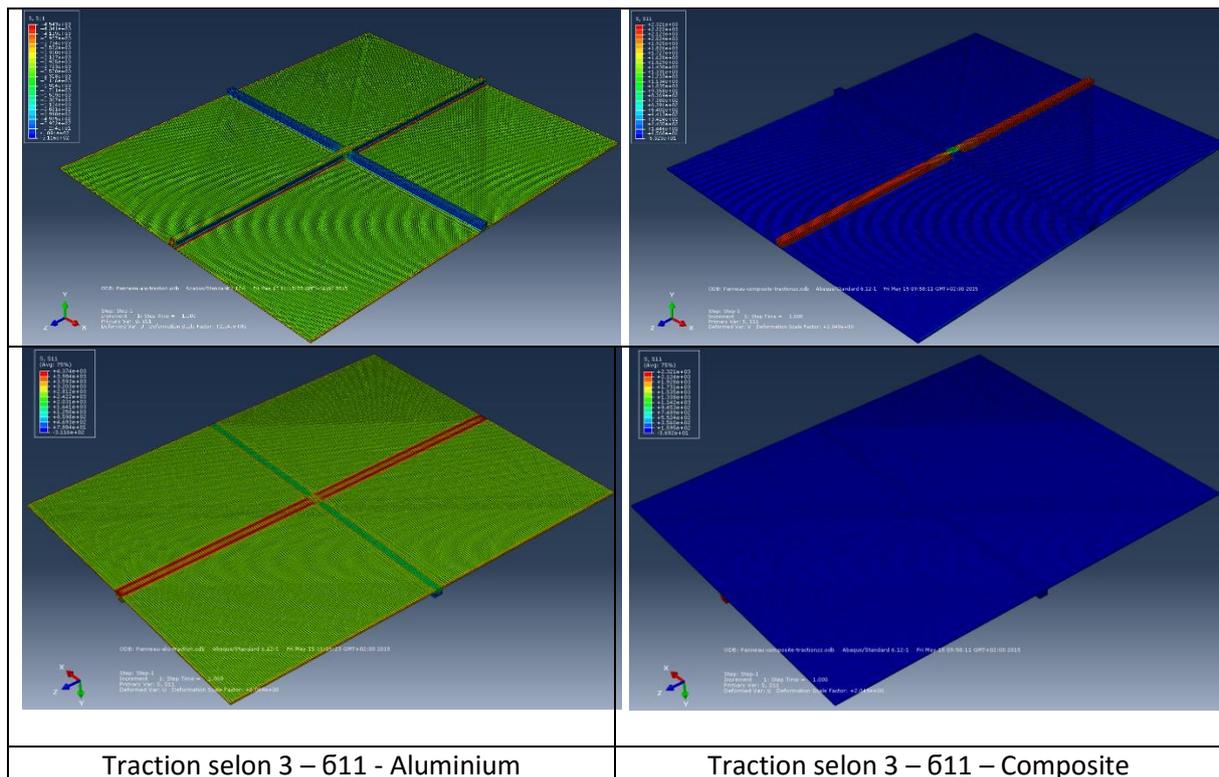


Figure III-42 - Traction selon 3 – Comparaison 611 aluminium & composite.

Pour la solution en aluminium, on observe à la fois des contraintes importantes de traction (jusqu'à $4.4 \cdot 10^3$ MPa) et à la fois des contraintes importantes de compression (jusqu'à $-3.1 \cdot 10^2$ MPa) dans la branche orientée selon 3. Concernant la branche orientée selon 1, celle-ci est principalement soumise à de la compression. Au niveau du panneau, il est également important de signaler des concentrations de contraintes importantes le long des axes 1 ($4.1 \cdot 10^3$ MPa) et 3 ($3 \cdot 10^3$ MPa) : le panneau est donc grandement sollicité localement.

La solution composite développée dispose d'une distribution de contrainte bien plus homogène. Seule la branche orientée selon 3 (direction de la sollicitation en traction) est ici sollicitée en traction. Les contraintes sont les plus importantes aux extrémités ($2.2 \cdot 10^3$ MPa) et plus faibles dans la zone d'interface ($1.2 \cdot 10^3$ MPa). Le reste de la géométrie, à savoir la branche orientée selon 1 ainsi que le panneau sont soumis à des contraintes bien plus faibles voir nulles (comprises entre $-3.7 \cdot 10^1$ MPa et $1.5 \cdot 10^2$ MPa).

- Comparaison des composantes de contraintes dans l'épaisseur (622).

L'assemblage en composite connaît ici un comportement nettement plus homogène que l'assemblage métallique où l'on note de grosse variation de valeurs des contraintes 622 (de l'ordre de $4 \cdot 10^3$ MPa dans la branche orientée selon 3 contre $1 \cdot 10^3$ MPa dans celle orientée selon 1).

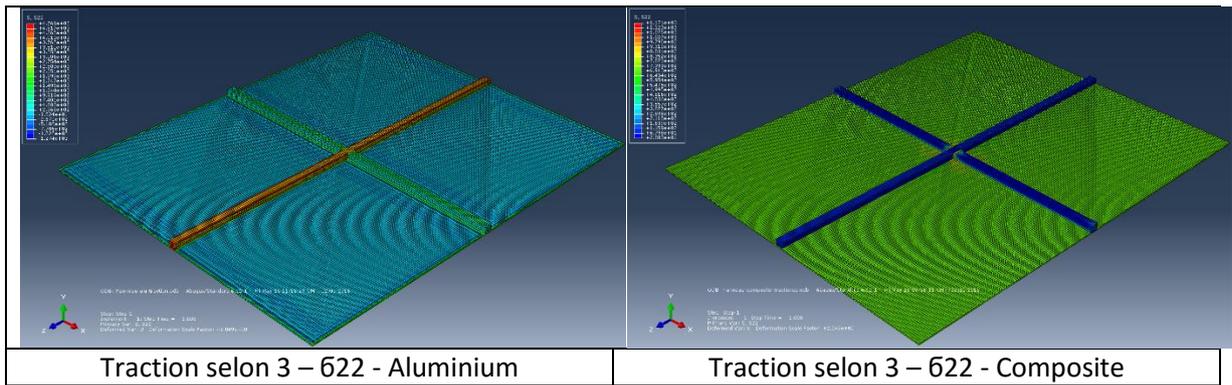


Figure III-43 - Traction selon 3 – Comparaison σ_{22} aluminium & composite.

- Comparaison des composantes de contraintes de cisaillement (σ_{12} , σ_{13} et σ_{23}).

La traction selon l'axe 3 ne provoque que très peu de contraintes de cisaillement dans l'assemblage. On note néanmoins dans la solution métallique des contraintes de cisaillement σ_{12} particulièrement élevées le long des arrêtes des branches orientées selon 3 (des valeurs allant jusqu'à $\pm 1.7 \times 10^3$ MPa). Dans la solution composite, on note uniquement des concentrations de contraintes ($\pm 7.8 \times 10^2$ MPa) très localisées aux abords de la zone d'interface.

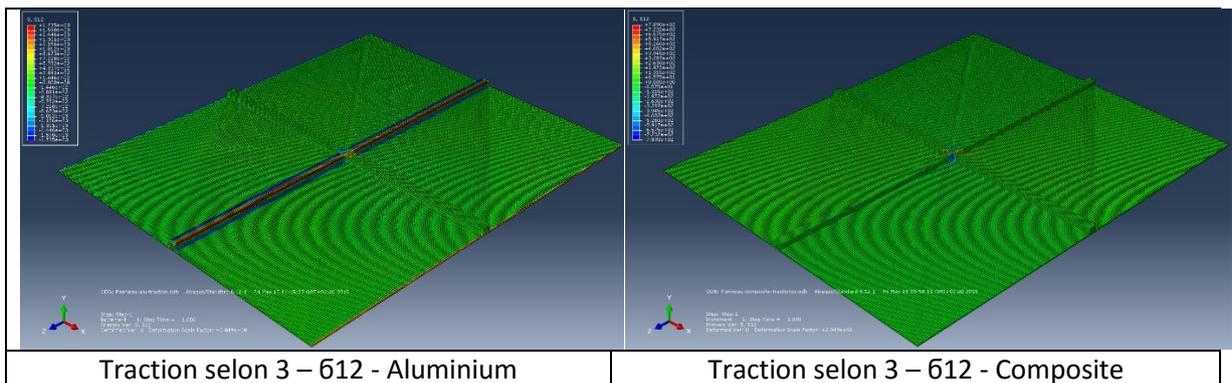


Figure III-44 - Traction selon 3 – Comparaison σ_{12} aluminium & composite.

2. Réponse à une compression selon l'axe 3.

- Comparaison des composantes de contraintes longitudinales (σ_{33}).

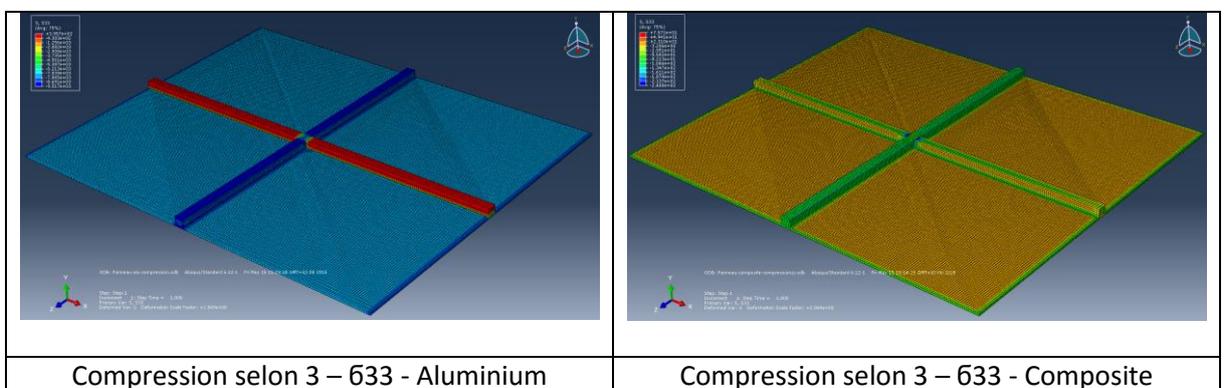


Figure III-45 - Compression selon 3 – Comparaison σ_{33} aluminium & composite.

Pour la solution en aluminium, on observe des contraintes de compression maximales (-9.5^{E3} MPa) dans l'intégralité de la géométrie des branches orientées selon 3. Dans les branches orientées selon 1, on note des contraintes importantes de compression (jusqu'à -4.5^{E3} MPa) au niveau de la jonction raidisseur-panneau mais également des contraintes de traction (jusqu'à 3.9^{E2} MPa) dans les zones supérieures des raidisseurs. Enfin on observe que le panneau est lui aussi très sollicité : dans l'ensemble de sa géométrie, celui-ci est soumis à des contraintes d'une valeur d'environ 80% (-7.9^{E3} MPa) des contraintes maximales présentes dans les branches orientées selon 3.

Pour la solution composite développée, on observe que les contraintes sont réparties de façon bien plus homogène: l'ensemble de la géométrie du croisement de raidisseurs est soumis à des contraintes de compression de l'ordre de -1^{E2} MPa. Au niveau de la zone d'interface du croisement de raidisseur, on note cependant une concentration de contrainte très localisée avec des valeurs de contraintes doubles (environ -2.4^{E2} MPa). Afin d'éviter cette concentration de contrainte, il serait ici important de densifier localement la structure de renfort, en augmentant la densité de fibres orientées selon l'axe 3. On observe également de faibles contraintes de traction avec une valeur maximale de 2.3^{E1} MPa le long des arrêtes des raidisseurs orientés selon 1. Enfin le panneau est quant à lui très peu sollicité : les valeurs des contraintes sont proches de 0.

- Comparaison des composantes de contraintes transverses (σ_{11}).

Pour la solution en aluminium, on observe à la fois des contraintes importantes de compression (jusqu'à -4.4^{E3} MPa) et à la fois des contraintes importantes de traction (jusqu'à 3.1^{E2} MPa) dans la branche orientée selon 3. Concernant la branche orientée selon 1, celle-ci est principalement soumise à de la compression. Au niveau du panneau, il est également important de signaler des concentrations de contraintes importantes le long des axes 1 (-4.1^{E3} MPa) et 3 (-3^{E3} MPa) : le panneau est donc grandement sollicité localement.

La solution composite développée connaît quant à elle une distribution de contrainte bien plus homogène. Uniquement la branche orientée selon 3 (direction de la sollicitation en traction) est ici sollicitée en compression. Les contraintes sont les plus importantes aux extrémités (-2.3^{E3} MPa) et plus faibles dans la zone d'interface (-7^{E2} MPa). Le reste de la géométrie, à savoir la branche orientée selon 1 ainsi que le panneau sont soumis à des contraintes bien plus faibles voir nulles (comprises entre -1.5^{E2} MPa et 3.7^{E1} MPa).

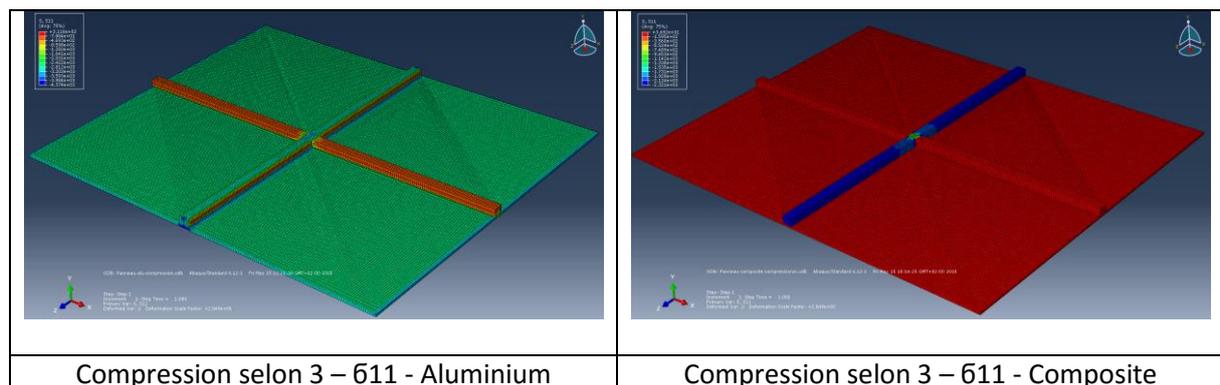


Figure III-46 - Compression selon 3 – Comparaison σ_{11} aluminium & composite.

- Comparaison des composantes de contraintes dans l'épaisseur (σ_{22}).

L'assemblage en composite connaît ici un comportement nettement plus homogène (-2^{E1} dans l'ensemble de la géométrie du croisement de raidisseur) que l'assemblage métallique où l'on note de

grosse variation de valeurs des contraintes σ_{22} (de l'ordre de -4×10^3 MPa dans la branche orientée selon 3 contre -1×10^3 MPa dans celle orientée selon 1).

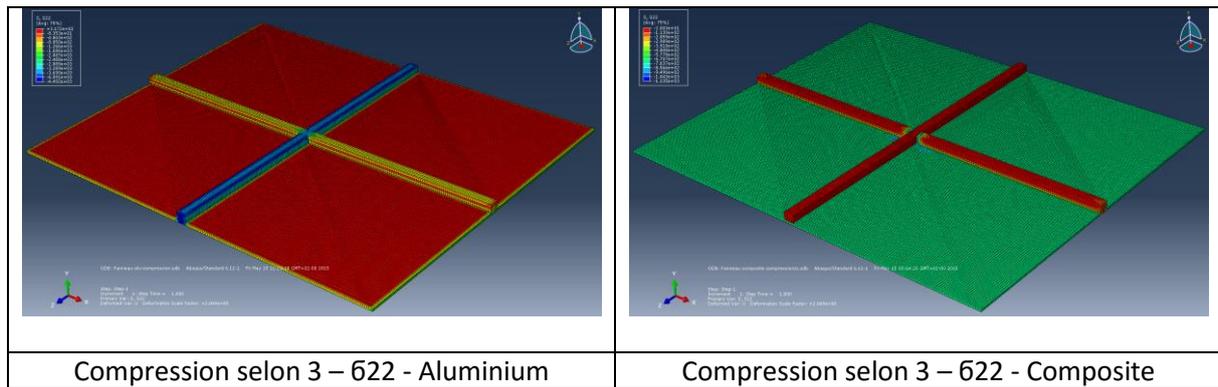


Figure III-47 - Compression selon 3 – Comparaison σ_{22} aluminium & composite.

- Comparaison des composantes de contraintes de cisaillement (σ_{12} , σ_{13} et σ_{23}).

La traction selon 3 ne provoque que très peu de contraintes de cisaillement dans l'assemblage. On note néanmoins dans la solution métallique des contraintes de cisaillement σ_{12} particulièrement élevées le long des arrêtes des branches orientées selon 3 (des valeurs allant jusqu'à $\pm 1.7 \times 10^3$ MPa). Dans la solution composite, on note uniquement des concentrations de contraintes ($\pm 7.8 \times 10^2$ MPa) très localisées aux abords de la zone d'interface.

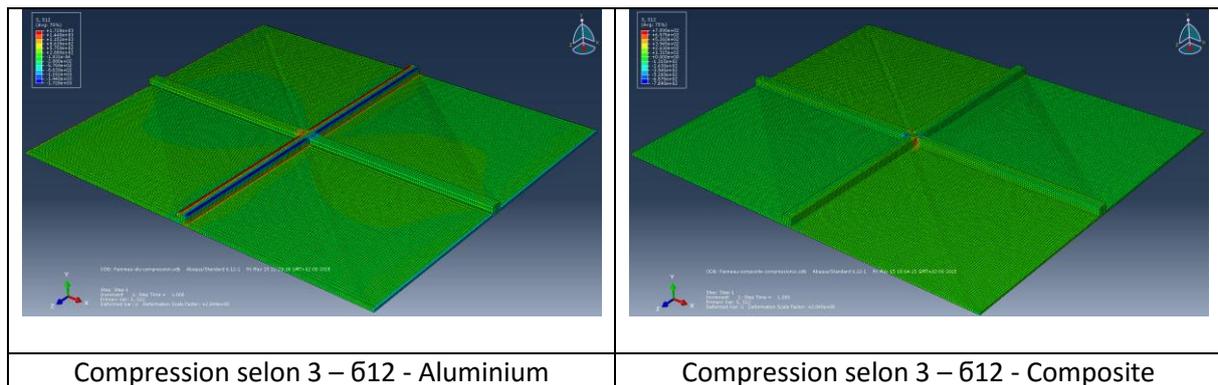


Figure III-48 - Compression selon 3 – Comparaison σ_{12} aluminium & composite.

3. Réponse à un cisaillement plan (1,3).

- Le cisaillement selon l'axe 1 ne provoque pour l'assemblage que peu de concentrations de contraintes σ_{11} , σ_{22} ou σ_{33} .

En effet, pour une solution aluminium, on observe que les contraintes σ_{11} sont faibles (5.7×10^2 MPa) dans l'ensemble de la géométrie de l'assemblage, à l'exception de zones très localisées aux abords de l'interface (fig. 49-a) où l'on observe des contraintes de traction et de compression maximales valant $\pm 1.6 \times 10^3$ MPa. Pour les contraintes σ_{22} , on note des contraintes de traction comprises entre 2×10^2 et 4×10^2 MPa dans l'ensemble de la géométrie de l'assemblage, mais également la présence de zones aux abords de l'interface (fig. 49-b) où des contraintes de traction et de compression importantes sont concentrées (valeurs de l'ordre de $\pm 1.2 \times 10^3$ MPa). Enfin, concernant les contraintes σ_{33} , celles-ci ont une

valeur d'environ 5^{E2} MPa dans l'ensemble de la géométrie de l'assemblage, avec des valeurs extrêmes aux abords de l'interface (1.7^{E3} cf fig. 49-c).

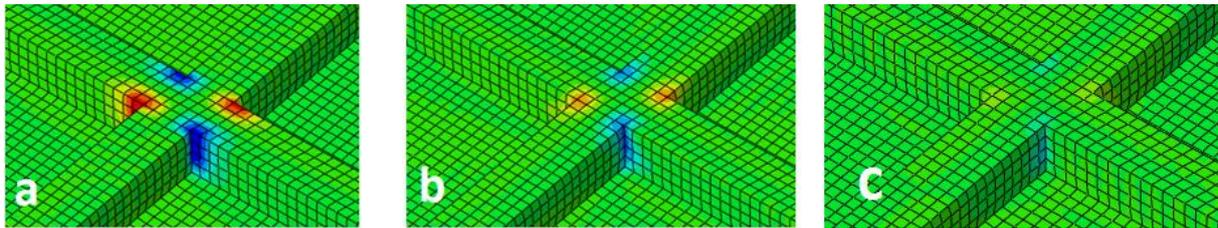


Figure III-49 - Concentrations de contraintes aux abords de l'interface pour un assemblage aluminium soumis à un cisaillement plan (1,3) (a = 611, b =622 et c =633).

Concernant la solution composite, les contraintes 611 ont une valeur d'environ 1.8^{E2} dans l'ensemble de la géométrie de l'assemblage, on note également la présence de contraintes de traction et de compression plus importantes ($\pm 5.3^{E2}$ MPa) aux abords de l'interface (fig. 50-a). Même constat pour les contraintes 622 (fig. 50-b): l'ensemble de la géométrie est soumis à des contraintes de l'ordre de 6.5^{E1} MPa alors que les zones aux abords de l'interface sont soumises à des contraintes de l'ordre de 2.8^{E2} MPa. Enfin concernant les contraintes 633 (fig. 50-c), la solution composite provoque également des concentrations de contraintes aux abords de l'interface (traction et compression : $\pm 1.4^{E2}$), alors que le reste de la géométrie de l'assemblage est soumis à de la traction (4.7^{E1}).

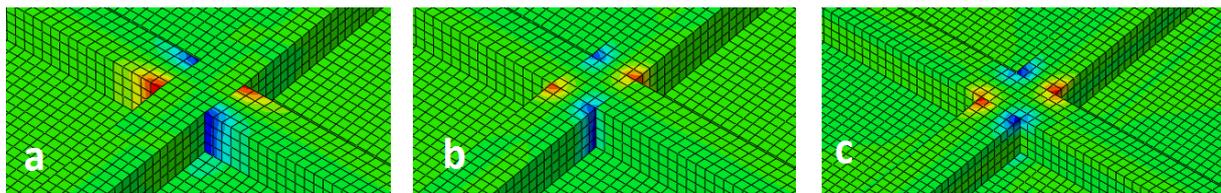


Figure III-50 - Concentrations de contraintes aux abords de l'interface pour un assemblage composite soumis à un cisaillement plan (1,3) (a = 611, b =622 et 633).

Le passage de l'aluminium au composite, dans le cas d'un cisaillement selon l'axe 1, et selon l'étude des contraintes 611, 622 et 633 n'a donc pas d'effet particulier. En effet, les rapports entre les valeurs maximales (zones aux abords de l'interface) et les valeurs moyennes (dans l'ensemble de la géométrie) possèdent le même ordre de grandeur pour les solutions métalliques et composites (cf fig. 51).

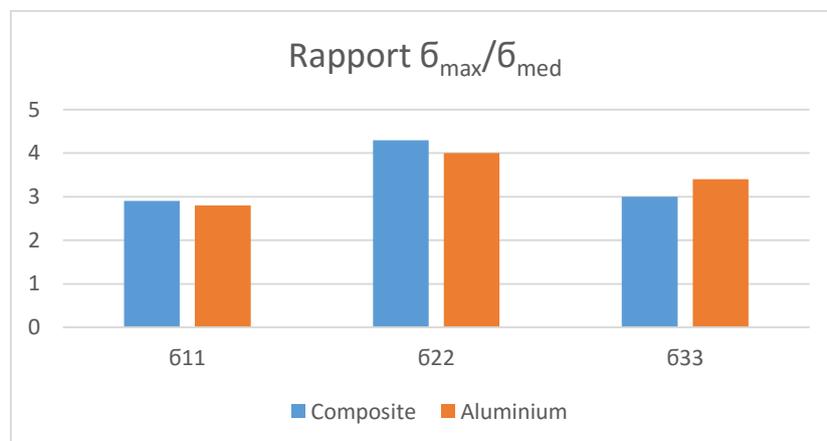


Figure III-51 - Comparaison des rapports entre les valeurs maximales et médianes dans le cas d'un cisaillement selon l'axe 1.

Pour valoriser l'utilisation de composites, il serait donc nécessaire de renforcer localement aux abords de l'interface en augmentant la densité d'éléments fibreux dans les directions 1, 2 et 3 afin de diminuer les concentrations de contraintes.

- Comparaison des contraintes de cisaillement plan (σ_{13}).

Lors de l'analyse des contraintes σ_{13} , on observe, dans le cas de l'assemblage aluminium que les contraintes les plus importantes sont situées au niveau de panneau (une moyenne de $2.5 \cdot 10^3$ MPa avec des pics localisés à $2.9 \cdot 10^3$ MPa). Le croisement de raidisseur est quant à lui beaucoup moins sollicité : la branche orientée selon 3 est soumise à des contraintes allant de $6.5 \cdot 10^1$ MPa à $2 \cdot 10^3$ MPa et la branche 2 à des contraintes de l'ordre de $6.5 \cdot 10^1$ MPa. C'est ici principalement le panneau qui travaille.

Dans le cas d'un assemblage composite, on observe ici que c'est principalement les arrêtes des branches du raidisseur qui travaillent ($\pm 3.5 \cdot 10^3$ MPa), le reste de l'assemblage ayant des contraintes homogènes de l'ordre de $5.9 \cdot 10^2$ MPa. Le passage au composite permet donc ici de faire travailler le raidisseur et donc d'homogénéiser les concentrations de contraintes.

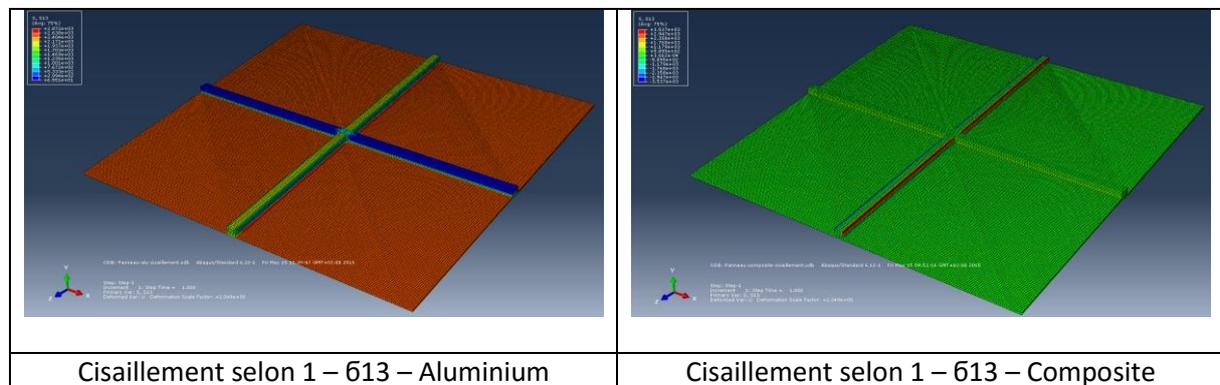


Figure III-52 - Cisaillement selon 1 – Comparaison σ_{13} aluminium & composite.

- Comparaison des contraintes de cisaillement transverse (σ_{12}).

Dans le cas d'un assemblage aluminium, on observe des concentrations de contraintes importantes le long des branches orientées selon 3 : on note des valeurs de $\pm 7.5 \cdot 10^2$ MPa alors que le reste de l'assemblage est soumis à des contraintes de l'ordre de $1.2 \cdot 10^2$ MPa. La solution composite, quant à elle, permet de faire travailler l'ensemble de la structure puisque la branche orientée selon 3 est soumise à des contraintes de l'ordre de $8.6 \cdot 10^2$ et le panneau à des contraintes de $7.3 \cdot 10^2$. Seule la branche orientée selon 1 et l'interface sont soumises à des contraintes plus faibles (respectivement $1 \cdot 10^2$ et $4.2 \cdot 10^2$ MPa). Le passage composite permet dans ce cas d'obtenir un seul mode de déformation (des contraintes uniquement positives) et une meilleure homogénéité des contraintes.

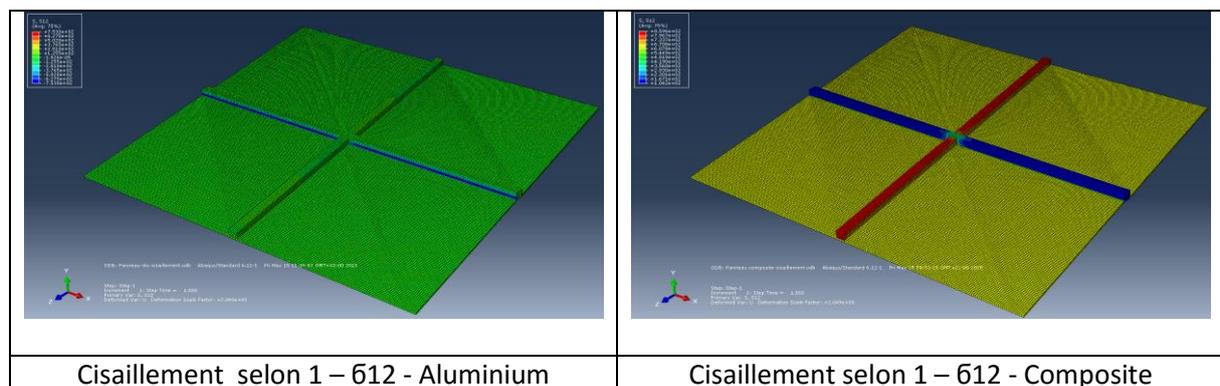


Figure III-53 - Cisaillement selon 1 – Comparaison σ_{12} aluminium & composite.

4. Réponse à une flexion autour de l'axe 1.

- Comparaison des composantes de contraintes transverses (611).

Dans le cas d'un panneau auto-raidi en aluminium, on note des contraintes de compression importantes (-4.2×10^1 MPa) aux abords de la zone d'interface et des contraintes de tractions importantes aux extrémités des branches orientées selon 3 (5.1×10^1 MPa). Le passage à une solution composite permet ici de solliciter l'ensemble de la branche en lui imposant un gradient de contrainte.

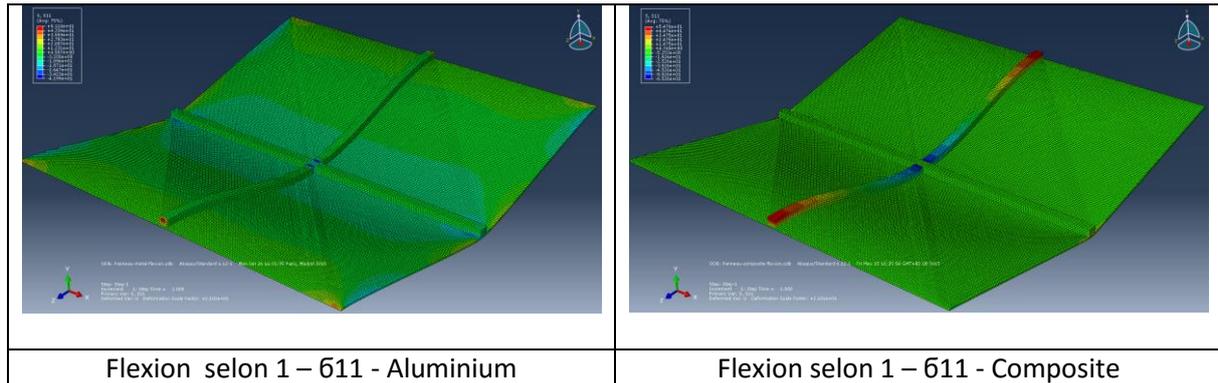


Figure III-54 - Flexion selon 1 – Comparaison 611 aluminium & composite.

- Comparaison des composantes de contraintes dans la direction de l'épaisseur (622).

Pour la solution aluminium, on note de nouveau des contraintes de compression importantes (-2.6×10^1 MPa) aux abords de la zone d'interface et des contraintes de tractions importantes aux extrémités des branches orientées selon 3 (3.5×10^1 MPa). Le passage à une solution composite permet ici de solliciter l'ensemble de du panneau auto-raidi avec cependant une légère compression du panneau dans la direction de l'épaisseur (-1.1 MPa) dans une zone elliptique le long de la branche orientée selon 3.

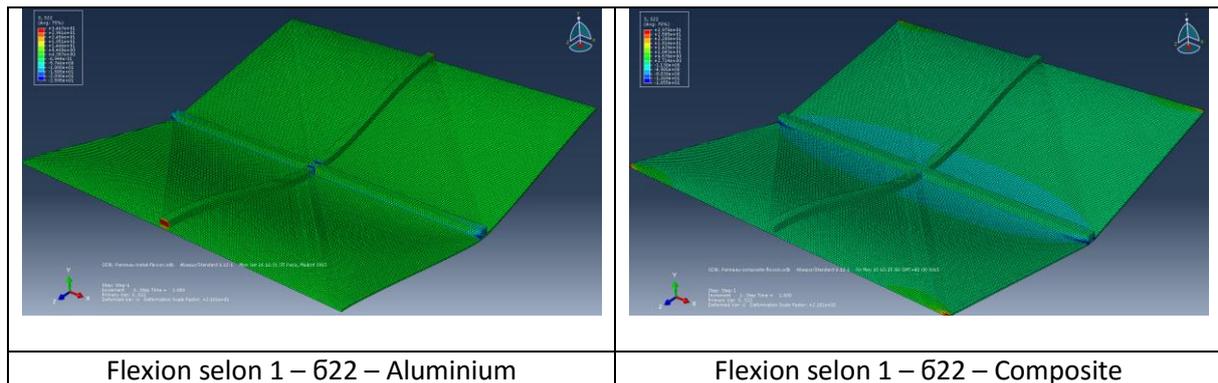


Figure III-55 - Flexion selon 1 – Comparaison 622 aluminium & composite.

- Comparaison des composantes de contraintes longitudinales (633).

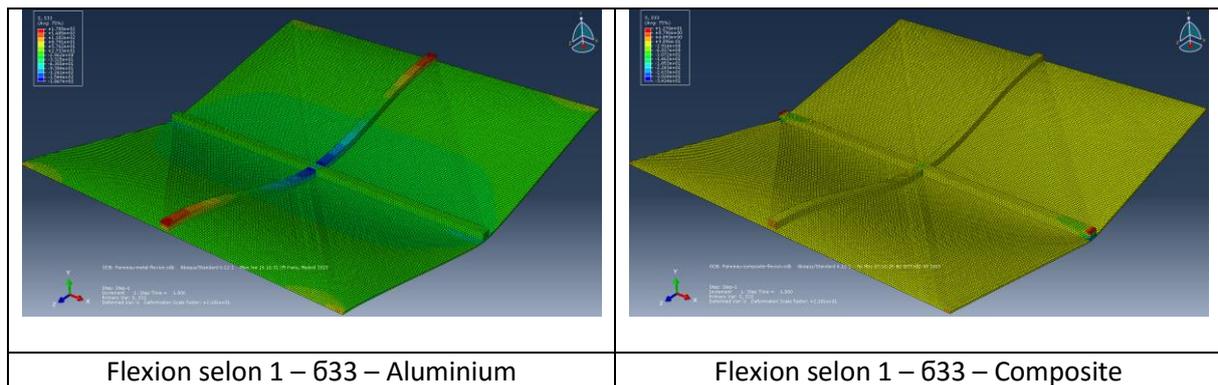


Figure III-56 - Flexion selon 1 – Comparaison 633 aluminium & composite.

L'analyse des contraintes 633 pour une solution aluminium permet de mettre en évidence un gradient de contraintes (avec des extrema de $\pm 1.8E2$ MPa) pour la branche orientée selon 3. Outre cette branche, le reste de la structure n'est soumis qu'à des contraintes négligeables. La solution composite quant à elle permet d'homogénéiser ces contraintes en soumettant l'ensemble de la géométrie du panneau auto-raidi à des contraintes modérée de l'ordre de $9.9E1$ MPa.

- Comparaison des composantes de contraintes de cisaillement (612).

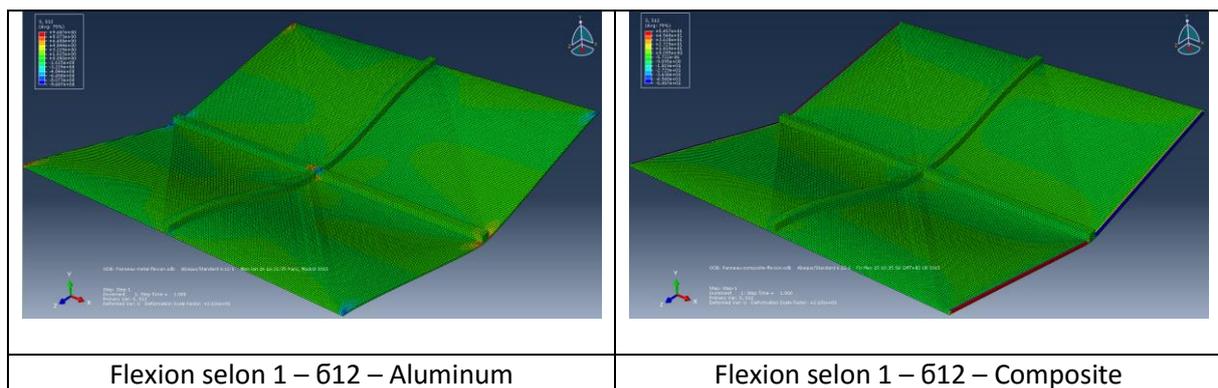


Figure III-57 - Flexion selon 1 – Comparaison 612 aluminium & composite.

Enfin le passage d'une solution métallique (ici aluminium) à la solution composite permet de supprimer les concentrations de contraintes situées aux abords de l'interface.

C. Conclusion.

Les études numériques menées à l'échelle mésoscopique ont permis d'évaluer le comportement élastique homogène des structures de renfort développées (interlock orthogonal trame renforcé et stratifié). Outre l'utilité de ces résultats pour la comparaison macroscopique des solutions composites et métalliques, ces études mésoscopiques ont permis d'identifier l'influence de paramètres matériaux ou structurels sur le comportement homogène de la structure de renfort. Etude non-exhaustive, celle-ci permettra via des développements et campagnes d'essais futurs de déterminer l'influence précise de chaque paramètre se positionnant ainsi comme un outil prédictif précis aux procédés développés.

La comparaison de la solution aluminium et de la solution composite, par le biais de la comparaison des concentrations de contraintes à l'échelle macroscopique a permis de mettre en lumière les avantages mais également les voies d'optimisation du composite. En effet, l'étude a révélé que les contraintes sont généralement plus homogènes dans toute la géométrie du panneau auto-raidi

composite. Les concentrations de contraintes identifiées dans le panneau auto-raidi aluminium ont pour la plupart étaient lissées, diminuant ainsi les risques de rupture de la pièce. Globalement, les fibres de renfort sont bien orientées permettant une bonne transmission des efforts et donc une sollicitation de l'ensemble de la géométrie de la pièce. Néanmoins, certaines concentrations de contraintes sont toujours présentes, principalement aux abords de la zone d'interface. Pour pallier à cela, il serait nécessaire d'augmenter localement la densité des renforts. La comparaison a été menée ici sur les contraintes, d'autres critères, notamment en déformation seraient également à étudier.

VI. Conclusion.

Dans un premier temps, un état de l'art sur les méthodes de modélisation de pièces composites a été présenté. Le principal verrou, dû à l'aspect multi-échelle du renfort est de créer un modèle géométrique représentatif. Afin de limiter les temps et coûts de calcul et de garder une précision acceptable, ce sont des modèles à l'échelle mésoscopique, représentative de la structure de renfort qui ont été développés. L'échelle microscopique est ici homogénéisée : un élément fibreux constitué de milliers de filaments en section est modélisé par un unique cylindre.

En se basant sur des hypothèses issues de la littérature et en accord avec les résultats de caractérisation des pièces produites, une méthodologie de modélisation a été développée. Basée sur les résultats de la caractérisation (cf. chapitre II), il s'agit de post-traiter ces données afin d'obtenir la géométrie mésoscopique du renfort. Appliquée aux structures « interlock orthogonal trame renforcé » et « stratifié », cette méthode a rendu possible une modélisation représentative des structures de renfort à l'échelle mésoscopique.

Un travail théorique sur la modélisation mécanique et sur la méthode des éléments finis, a permis de déterminer une loi de comportement élastique linéaire pour les renforts (isotropes transverses) et matrices (isotropes). Le principe d'homogénéisation ainsi qu'une étude des approches microscopiques ont permis de définir le comportement homogène d'un élément fibreux dans le modèle mésoscopique.

Les modèles précédemment développés ont ensuite été mis en données en vue d'une étude numérique par la méthode des éléments finis. C'est toute une méthode de modélisation via le logiciel Abaqus qui a ici été développée : gestion des contacts, mise en données matériaux, gestion des directions matérielles, conditions aux limites, maillage, etc... Un développement de scripts a permis d'automatiser le post-traitement de ces études numériques permettant de déduire le comportement élastique homogène du VER mésoscopique.

Les études numériques menées à l'échelle mésoscopique ont permis d'évaluer le comportement élastique homogène des structures de renfort développées (interlock orthogonal trame renforcé et stratifié). Ces études mésoscopiques ont permis d'identifier l'influence de paramètres matériaux ou structurels sur le comportement homogène de la structure de renfort. Etude non-exhaustive, celle-ci permettra via des développements et campagnes d'essais futurs de déterminer l'influence précise de chaque paramètre se positionnant ainsi comme un outil prédictif précis aux procédés développés.

Enfin une comparaison macroscopique des panneaux auto-raidis entre les solutions aluminium et composite, par le biais de la comparaison des concentrations de contraintes a permis de mettre en lumière les avantages mais également les voies d'optimisation du composite. En effet, l'étude a révélé que les contraintes sont généralement plus homogènes dans toute la géométrie du panneau auto-raidi composite. Les concentrations de contraintes identifiées dans le panneau auto-raidi aluminium ont pour la plupart étaient lissées, diminuant ainsi les risques de rupture de la pièce. Globalement, les fibres de renfort sont bien orientées permettant une bonne transmission des efforts et donc une sollicitation de l'ensemble de la géométrie de la pièce. Néanmoins, certaines concentrations de contraintes sont toujours présentes, principalement aux abords de la zone d'interface. Pour pallier à cela, il serait nécessaire d'augmenter localement la densité des renforts.

VII. Références.

- [1] Frain G., Hoschek J. and Kim M.-S., (2002), Hand book of computer aided geometric design, Elsevier Science B. V., the Netherlands.
- [2] Lief E. Asp (2007), Local models for NCF composite materials mechanical performance prediction , 16th international conference on composite materials, Kyoto, Japon.
- [3] Lomov S, Gusakov A, Huysmans G, Prodomou A, and Verpoest I, "Textile geometry preprocessor for meso-mechanical models of woven composites", *Composites Science and Technology*, vol. 60, no. 11, pp. 2083-2095, 2000
- [4] Durville, D. (2005), Numerical simulation of entangled materials mechanical properties, *Journal of Materials Science*, vol. 4, n° 22, p.: 5941-5948.
- [5] Durville, D. (2008) Finite element simulation of the mechanical behaviour of textile composites at the meso-sopic scale of individual fibres, *Recent Advances in Textile Membranes and Inflatable Structures*. Ed. E. Oñate and B. Kröplin. Springer.
- [6] Labanieh, a. R., Development of 3D multiaxis woven Preform for composites structures. Technology, modelling and optimization, Thèse, GEMTEX, 2014.
- [7] Peirce F., 1937, the geometry of cloth structure. *Journal Textile Institute*, vol.:28(3), p.:45–96.
- [8] Hu J., (2004) Structure and mechanics of woven fabrics, Woodhead publishing limited, Cambridge, England.
- [9] Kemp A., (1958). An extension of peirce's cloth geometry to the treatment of nonlinear threads. *Journal Textile Institute*, 49:44–48.
- [10] Hearle J.W. S. and Shanahan W. J., (1978). An energy method for calculations in fabric mechanics. *Journal Textile Institute*, vol.:69(4), p.:81–110
- [11] Quinn J, Mcllhagger R, Mcllhagger A., 2003, A modified system for design and analysis of 3D woven preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol.:34(6), p.:503–9.
- [12] Wu Z. (2009), three-dimensional exact modelling of geometric and mechanical properties of woven composites. *Acta Mechanica Solida Sinica*. The Chinese Society of Theoretical and Applied Mechanics; vol.:22(5), p.:479–486.
- [13] Buchanan S, Quinn J, Mcllhagger A, Grigorash A, and Archer E., 2010-b, Modeling the geometric characteristics of five-dimensionally woven composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol.: 29(23), p.: 3475-3479.
- [14] Buchanan S., Grigorash A., Archer E., Mcllhagger A., Quinn J., Stewart G. 2010, Analytical elastic stiffness model for 3D woven orthogonal interlock composites *Science and Technology*, vol.: 70, p.: 1597–1604
- [15] Rao, M.P., Sankar, B.V. & Subhash, G., 2009, Effect of Z-yarns on the stiffness and strength of three-dimensional woven composites. *Composites Part B: Engineering*, 40(6), pp.540–551.
- [16] Tan P, Tong L, Steven GP, Ishikawa T., 2000, Behavior of 3D orthogonal woven CFRP composites, *composite part A* vol.: 31, p.: 259–71.
- [17] Nehme S, Hallal a., Fardoun F, Younes R, Hagege B, Aboura Z, et al. (2011) Numerical/analytical methods to evaluate the mechanical behavior of interlock composites. *Journal of composite material*, vol.: 45(16), p.: 1699–716.
- [18] Lapeyronnie P, Le Grogne P, Binétruy C, Boussu F. (2011) Homogenization of the elastic behavior of a layer-to-layer angle-interlock composite. *Composite structure* vol.: 93(11), p.: 2795–807.
- [19] Lomov S, Ivanov D, Verpoest I, Zako M, Kurashiki T, Nakai H, et al. (2007) Meso-FE modelling of textile composites: Road map, data flow and algorithms. *Composite Science Technology*, vol.: 67(9), p.: 1870–91. Reference 152
- [20] Lomov S, Verpoest I and Robitaille F, (2005) Manufacturing and internal geometry of textiles, in: Woodhead publishing limited, *Design and Manufacture of Textile composites*. P.: 1-61.
- [21] Lomov S. V., Ivanov D.S., Perie G. and Verpoest I. (2008) Modelling 3D fabrics and 3D reinforced composites: challenges and solutions. 1st World conference on 3D Fabrics, Manchester.

- [22] Lomov S., Verpoest I., Robitaille F., 2005, Manufacturing and internal geometry of textiles chapter of Design and manufacture of textile composites Edited by Long A.C., Woodhead Publishing Limited and CRC Press LLC.
- [23] Lomov SV, Huysmans G, Luo Y, Parnas RS, Prodromou a., Verpoest I, and Phelan F.R. (2001). Textile composites: modelling strategies. *Composite Part A*. vol.:32(10), p.:1379–94.
- [24] Lin H, Zeng X, Sherburn M, Long A C, Clifford M J, (2011) Automated geometric modelling of textile structures. *Textile research journal*, vol.: 82(16), p.: 1689-1702.
- [25] Zako, Tsuji et al. 2003
- [26] Xu J, Lomov S V., Verpoest I, Daggumati S, Van Paepegem W, Degrieck J, et al., 2013, A progressive damage model of textile composites on meso-scale using finite element method: static damage analysis, *Journal of Composite Material*. DOI: 10.1177/0021998313507008
- [27] J. J. Crookston, S. Kari, N. A. Warrior, I. A. Jones, A. C. Long, 3D textile composite mechanical properties prediction using automated FEA of the unit cell, in: *Proceedings of The Sixteenth International Conference on Composite Materials*, July 8-13, 2007: Kyoto, Japan.
- [28] F. Stig, S. Hallström, A modelling framework for composites containing 3D reinforcement, *Composite Structures* (2012), doi: 10.1016/j.compstruct.2012.03.009
- [29] F. Stig, S. Hallström, Assessment of the mechanical properties of a new 3D woven fibre composite material, *Composite Science and Technology*, 69 (2009) 1686–1692
- [30] Hivet G, Boisse P. (2005), Consistent 3D geometrical model of fabric elementary cell, Application to a meshing preprocessor for 3D finite element analysis, *Finite Element Analysis and design*, vol.: 42(1), p.:25–49.
- [31] Hivet G, Boisse P., (2008), Consistent mesoscopic mechanical behaviour model for woven composite reinforcements in biaxial tension, *Composite Part B Eng*, vol.:39(2), p.:345–61.
- [32] A. Wendling, G. Hivet, E. Vidal-Sallé, P. Boisse, Consistent geometrical modelling of interlock fabrics, *Finite Elements in Analysis and Design* Volume 90, 1 November 2014, Pages 93–105
- [33] Minitab. Guide statistique.
- [34] NIST/SEMATECH, Handbook of Statistical Methods., April 2012.
- [35] R. Fortunier, Comportement mécanique des matériaux, Ecole Nationale supérieure des Mines, [http://www.emse.fr/~fortunier/cours/Constitutive Equations/poly.pdf](http://www.emse.fr/~fortunier/cours/Constitutive_Equations/poly.pdf)
- [36] J.-M. Berthelotn *Matériaux composites, Comportement mécanique et analyse des structures*, 4^e édition
- [37] Crandall S.H., Dahl N.C. and Lardner T.J., 1978, *An Introduction to the Mechanics of Solids* (2d ed. with SI units) McGraw-Hill, Inc., New York.
- [38] Sokolnikoff I.S., 1956, *Mathematical Theory of Elasticity*, McGraw-Hill, Inc., New York.
- [39] Jones R.M., 1999 *Mechanics of Composite Material* Second Edition, Taylor and Francis, Inc., Philadelphia, PA.
- [40] Laurent Gornet. Généralités sur les matériaux composites. Ecole d'ingénieur. 2008. <cel-00470296v1>
- [41] Brabero E.J., 2013, *Finite Element Analysis of Composite Materials Using Abaqus*, Taylor and Francis, LLC.
- [42] R. Younes, A. Hallal, F. Fardoun and F.H. Chehade, Comparative Review Study on Elastic Properties Modeling for Unidirectional Composite Materials, *Materials Science » Composite Materials » "Composites and Their Properties"*, book edited by Ning Hu, ISBN 978-953-51-0711-8, Published: August 22, 2012
- [43] Voigt W. Über die Beziehung zwischen den beiden Elastizitätskonstanten Isotroper Körper. *Wied. Ann*, 38 (1889) 573-587.
- [44] Reuss A. Berechnung der Fließgrenze von Mischkristallen auf Grund der Plastizitätsbedingung für Einkristalle. *Zeitschrift Angewandte Mathematik und Mechanik*, 9 (1929) 49-58.
- [45] R. Younes « Cours Matériaux composites » *Master Mécanique 3M Beyrouth, 2008*
- [46] P. Vannucci, *But des théories d'homogénéisation*, Chapitre 3
- [47] J.D. Eshelby. The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion and related problems. *Proc. Royal. Soc.*, A241 (1957) 376-396

- [48] A. Hallal, F. Fardoun, R. Younesc, F. Hage Chehade, Evaluation of longitudinal and transversal Young's moduli for unidirectional composite material with long fibers, *Advanced Materials Research* Vol. 324 (2011) pp 189-192
- [49] Mori, T. and K. Tanaka. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Metallurgica*, 21:571{574.
- [50] J.E. Middleton, ELASTIC PROPERTY PREDICTION OF LONG FIBER COMPOSITES USING A UNIFORM MESH FINITE ELEMENT METHOD, Thesis presented to the Faculty of The Graduate School, Univeristy of Missouri, August 2008.
- [51] Tucker III, C.L. and E. Liang. Stiiness predictions for unidirectional short Fiber composites: Review and evaluation . *Composites Science and Technology*, 59:655{671, 1999.
- [52] K. K. Chawla, On the Applicability of the « Rule of Mixture » to the Strenght Properties of Matrix Metal Composites, *Seção de Ciência de Materiais e Centro de Pesquisa de Materiais, Instituto Militar de Engenharia**, Rio de Janeir, 1973.
- [53] B. Masseteau, Solutions composites bio-sourcés pour l'aviation légère, JNC 17, 2011
- [54] A. Kelly and W. R. Tyson, in *High Strength Materzuls*, V. F. Zackay, Ed., John Wiley Sons, New York, 1965, p. 578.
- [55] Halpin JC, Kardos JL. The Halpin-Tsai equations: A review. *Polymer Engineering and Science*, May, 1976, Vol. 16, No. 5.
- [56] Hermans, J.J. The elastic properties of fiber reinforced materials when the bers are aligned. *Proc. Koninkl. Nederl. Akademie Van Wetenschappen-Amsterdam B*, 65:1{9.
- [57] Hill, R. Theory of Mechanical Properties of Fibre-Strengthened Materials: IElastic Behavior. *J. Mech. Phys. Solids*, 4:280{282.
- [58] Kristian Stalne , Review of Analytical Models for Stiness and Hygroexpansion of Composite Materials, Division of Structural Mechanics, Lund University, Sweden
- [59] Lewis, T.B. and L.E. Nielson, Dynamic Mechanical properties of Particulate Filles Composite. *Journal of Appied Polymer Science*, 14 ;1449-1471.
- [60] Hewitt, R.L. and M.C. de Malherbe. An Approximation for the Longitudinal Shear Modulus of Continuous Fibre Composites. *Journal of Composite Materials*, 59:655{671, 1999.
- [61] Chamis CC. Mechanics of composite materials: past, present, and future. *J Compos Technol Res ASTM* 1989;11:3–14.
- [62] A. Hallal, F. Fardoun, R. Younesc, F. Hage Chehade, Evaluation of longitudinal and transversal Young's moduli for unidirectional composite material with long fibers, *Advanced Materials Research* Vol. 324 (2011) pp 189-192
- [63] L. J. Gibson, M. F. Ashby, G. S. Schajer, and C. I. Robertson, The mechanics of two dimensional cellular solids, *Proc. Royal Society London*, A382, 25-42 (1982).
- [64] Prodromou A.G., Lomov S.V., Verpoest I., 2011, The method of cells and the mechanical properties of textile composites. *Composite Structures* vol.: 93, p.: 1290–1299.
- [65] Ivanov D. S., Ivanov S. G., Lomov S. V., Verpoest I., 2011, Unit cell modelling of textile laminates with arbitrary inter-ply shifts. *Composites Science and Technology*, vol.: 72, p.: 14–20.
- [66] Ansar M, Xinwei W, and Chouwei Z, 2011, Modeling strategies of 3D woven composites: A review. *Composite Structures*, vol.: 93(8), p.: 1947-1963.
- [67] Smith C.B. 1953, Some new types of orthotropic plates laminated of orthotropic material. *Journal of Applied Mechanics*, vol.:20, p.: 286-288.
- [68] Pister K.S. and Dong S.B. 1959, Elastic bending of layered plates in proceeding of the American Society of civil Engineers (*Journal of Engineering Mechanics Division*), 85, EM4, p.: 1-10.
- [69] Reissner E. and Stavsky Y, 1961, Bending and stretching of certain types of heterogeneous aeolotropic elastic plates. *Journal of Applied Mechanics*, vol.: 28, p.: 402-408.
- [70] Lekhnitskii S.G. 1968. Anisotropic plates (translation from the 2nd Russian ed.) in Tsai S.W. and Cheron . eds. Gordon and Breach Science Publishers, New York.
- [71] Whitney J.M. 1987, *Structural Analysis of laminated Plates*, Technomic Publishing Co., Inc., Lancaster, PA.

- [72] Mori T, Tanaka K. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Metall Mater* 1973;21:571–4.
- [73] Huysmans G, Verpoest I, Van Houtte P. A poly-inclusion approach for the elastic modelling of knitted fabric composites. *Acta Mater* 1998;46.
- [74] Paumelle P, Hassim A, Léné FL. Composites with woven reinforcements: calculation and parametric analysis of the properties of the homogeneous equivalent. *La Rech Aerosp* 1990;1:1–12.
- [75] Whitcomb J, Kyeongsik W. Enhanced direct stiffness method for finite element analysis of textile composites. *Compos Struct* 1994;28:385–90.
- [76] Cox BN, Carter WC, Fleck NA. A binary model of textile composites: I formulation. *Acta Metall Mater* 1994;42:3463–79.
- [77] Tang X, Whitcomb J, Kelkar AD, Tate J. Progressive failure analysis of 2 2 braided composites exhibiting multiscale heterogeneity. *Compos Sci Technol* 2006;66:2580–90.
- [78] Zako M, Uetsuiji Y, Kurashiki T. Finite element analysis of damaged woven fabric composite materials. *Compos Sci Technol* 2003;63:507–16.
- [79] Carvelli V, Poggi C. A numerical approach for the failure analysis of damaged woven fabric composite materials. In: *Proceedings of 14th international conference on composite materials (ICCM/14)*, San Diego, California; 2003 [CDed].
- [80] Tabiei A, Ivanov I. Material and geometrically non-linear woven composite micro-mechanical model with failure for finite element simulations. *Int J Non-Linear Mech* 2004;39:175–88.
- [81] Lomov SV, Ivanov DS, Verpoest I, Zako M, Kurashiki T, Nakai H, et al. Full field strain measurements for validation of meso-FE analysis of textile composites. *Composites Part A* 2008;39:1218–31.
- [82] Ivanov DS, Lomov SV, Baudry F, Xie H, Van Den Broucke B, Verpoest I. Failure analysis of triaxial braided composite. *Compos Sci Technol* 2009;69:1372–80.
- [83] Lomov SV, Ivanov DS, Verpoest I, Zako M, Kurashiki T, Nakai H, et al. Meso-FE modelling of textile composites: road map, data flow and algorithms. *Compos Sci Technol* 2007;67:1870–91.
- [84] Goyal D, Whitcomb JD, Tang XD. Validation of full 3D and equivalent tape laminate modeling of plasticity induced non-linearity in 2 2 braided composites. *Compos Part A – Appl Sci Manuf* 2008;39(5):747–60.
- [85] Whitcomb J, Lomov SV, Long AC, Crookston J, Zako M, Boisse P, et al. Extension of the publication paradigm: the textile composites archive. In: *Proceeding of the 17th international conference on composite materials (ICCM/17)*, Edinburgh; 2009.
- [86] Truong Chi T, Ivanov DS, Klimshin DV, Lomov SV, Verpoest I. Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms. Part 7: Mechanical properties and damage observations in composite with sheared reinforcement. *Composites Part A* 2008;39:1380–93.
- [87] Mikhalkuk DS, Truong TC, Borovkov AI, Lomov SV, Verpoest I. Experimental observations and finite element modelling of damage and fracture in carbon/epoxy non-crimp fabric composites. *Eng Fract Mech* 2008;75(9):2751–66.
- [88] Lomov SV, Ivanov DS, Perie G, Verpoest I. Modelling 3D fabrics and 3D reinforced composites: challenges and solutions. In: *Proceedings of the 1st world conference on 3D fabrics*, Manchester; 2008.
- [89] Lomov SV, Bogdanovich AE, Ivanov DS, Hamada K, Kurashiki T, Zako M, et al. Finite element modelling of progressive damage in non-crimp 3D orthogonal weave and plain weave e-glass composites. In: *Proceedings of the 2nd world conference on 3D fabrics*, Greenville; 2009.
- [90] Aboudi J. Meso-mechanical analysis of composites by the method of cells. *Appl Mech Rev* 1989;42:193–221.
- [91] Berryman JG, Berge PA. Critique on two explicit schemes for estimating elastic properties of multiphase composites. *Mech Mater* 1996;22:149–64.
- [92] Buchanan S., Grigorash A., Archer E., McIlhagger A., Quinn J., Stewart G. 2010, Analytical elastic stiffness model for 3D woven orthogonal interlock composites *Science and Technology*, vol.: 70, p.: 1597–1604
- [93] Cox B. N., Dadkhah M. S., Morris W. L., 1995-a, On the tensile composites failure of 3D woven, *Composite: Part A*, vol.: 27, p.:447–58.

- [94] Karkkainen, R.L. & Sankar, B. V., 2006, A direct micromechanics method for analysis of failure initiation of plain weave textile composites. *Composites Science and Technology*, 66(1), pp.137–150.
- [95] Rao, M.P., Sankar, B.V. & Subhash, G., 2009, Effect of Z-yarns on the stiffness and strength of three-dimensional woven composites. *Composites Part B: Engineering*, 40(6), pp.540–551.
- [96] Karkkainen, R.L. & Sankar, B. V., 2006, A direct micromechanics method for analysis of failure initiation of plain weave textile composites. *Composites Science and Technology*, 66(1), pp.137–150.
- [97] Brabero E.J., 2013, *Finite Element Analysis of Composite Materials Using Abaqus*, Taylor and Francis, LLC.
- [98] Römelt P. and Cunningham P. R., (2012), A multi-scale finite element approach for modelling damage progression in woven composite structures. *Journal of Composite Structures*, vol.: 94(3), p.: 977–986.
- [99] Lee M., 1992, *Handbook of Composite Reinforcements*, ISBN: 978-0-471-18861-2
- [100] J.-M. Berthelot *Matériaux composites, Comportement mécanique et analyse des structures*, 4^e édition.
- [101] <http://web.mit.edu/course/3/3.11/www/modules/props.pdf>
- [102] Huang ZM. Micromechanical prediction of ultimate strength of transversely isotropic fibrous composites. *International Journal of Solids and Structures* 38 (2001) 4147-4172.
- [103] K. Nesuru, PP. Prasanthi, P.Sri Kant, Prediction of micromechanical behaviour of elliptical frp composites, *International journal of innovations in engineering and technology*, Vol.3, 2 December 2013.

Conclusion générale et perspectives.

Dans le contexte actuel d'allègement des structures dans le domaine des transports, les matériaux composites, traditionnellement réservés aux applications à haute valeur ajoutée telles que l'aéronautique ou l'aérospatial, tendent aujourd'hui à se démocratiser aux industries automobiles ou ferroviaires. Dans cette optique, on assiste aujourd'hui à l'émergence de matériaux composites produits avec des contraintes fortes en termes de coûts et de cadences.

Ces travaux de thèse, financés dans le cadre du programme Européen MAPICC, ont justement pour finalité le développement de panneaux-autoraidis pour le domaine des transports.

Dans un premier chapitre, un état de l'art ainsi qu'une étude des besoins des utilisateurs finaux a permis de déboucher sur le cahier des charges de la pièce à développer : un raidisseur composite à géométrie complexe et à renfort continu. Une classification des matériaux composites et de ses composants a permis de cibler le domaine de recherche. Afin de répondre aux sollicitations auxquelles peuvent être soumis les raidisseurs, une structure de renfort 3D et continue possédant des orientations de renforts hors plan est nécessaire. D'autre part, les matériaux composites, mélange intime d'une résine thermoplastique (polypropylène) et d'un renfort (verre), aujourd'hui encore peu matures, sont actuellement en développement et possèdent des cadences et coûts de mise en œuvre bien plus faibles que les traditionnels procédés thermodurcissables.

Dans le deuxième chapitre, une étude numérique mécanique a été menée sur le panneau auto-raidi métallique : ces résultats permettent ainsi de cartographier les densités et orientations du renfort composite à concevoir. Ce cahier des charges mécanique a ainsi permis de développer une structure de renfort inédite et « sur-mesure ». Composée d'un « interlock orthogonal trame renforcé » dans ses branches et d'un stratifié dans sa zone d'interface, la structure de raidisseurs développée possède ainsi une structure de renfort continue et localement optimisée. Afin de produire ce type de préformes innovantes, un procédé et un démonstrateur semi-automatique ont été développés : il s'agit d'une hybridation du tissage traditionnel. Ce procédé innovant s'inscrit dans les objectifs du programme européen et permet d'élaborer en une étape, sans phase d'assemblage des renforts de croisements de raidisseurs. Ces renforts disposent d'orientations fibreuses dans les trois directions et à orientations et densités maîtrisées. Des préformes de croisements de raidisseurs ont ainsi été produites puis mises en œuvre. Cette mise en œuvre thermoplastique par thermocompression a nécessité le développement d'un procédé et d'un moule. Les étapes de caractérisations des différents échantillons composites ont permis d'identifier les paramètres clés aux différentes échelles tels que les formes des sections des fils, leurs positions mais également de quantifier, en fonction des paramètres procédés utilisés les valeurs de ces paramètres. Cette démarche a permis de mettre en lumière des relations multi-échelles entre les paramètres procédés et les paramètres pièces. Suite à ces études expérimentales, des croisements de raidisseurs en verre-polypropylène optimisés, répondant au cahier des charges ont été produits. Ceux-ci ont été finement caractérisés afin d'obtenir les données nécessaires à la modélisation géométrique de la structure.

Dans le troisième chapitre, un modèle géométrique mésoscopique a été développé en s'appuyant sur l'état de l'art. Basé sur les résultats de la caractérisation, il s'agit de post-traiter ces données afin d'obtenir un modèle géométrique mésoscopique du renfort. Appliquée aux structures « interlock orthogonal trame renforcé » et « stratifié », cette méthode a rendu possible une modélisation représentative des structures de renfort à l'échelle mésoscopique. En appliquant des lois de comportement élastiques linéaires, en utilisant le principe d'homogénéisation et des approches microscopiques, il a été possible de définir le comportement homogène d'un élément fibreux dans le

modèle mésoscopique. Les modèles mésoscopiques précédemment développés ont ensuite été mise en données en vue d'une étude numérique par la méthode des éléments finis. Une méthode de modélisation via le logiciel Abaqus ainsi qu'une automatisation du post-traitement de ces études numériques permettant de déduire le comportement élastique homogène du VER mésoscopique. Ces études numériques menées à l'échelle mésoscopique ont permis d'évaluer le comportement élastique homogène des structures de renfort développées (interlock orthogonal trame renforcé et stratifié). Ces études mésoscopiques ont permis d'identifier l'influence de paramètres matériaux ou structurels sur le comportement homogène de la structure de renfort. Enfin une comparaison macroscopique des panneaux auto-raidis entre les solutions aluminium et composite, par le biais de la comparaison des concentrations de contraintes a permis de mettre en lumière les avantages mais également les voies d'optimisation du composite. En effet, l'étude a révélé que les contraintes sont généralement plus homogènes dans toute la géométrie du panneau auto-raidi composite. Les concentrations de contraintes identifiées dans le panneau auto-raidi aluminium ont pour la plupart étaient lissées, diminuant ainsi les risques de rupture de la pièce. Globalement, les fibres de renfort sont bien orientées permettant une bonne transmission des efforts et donc une sollicitation de l'ensemble de la géométrie de la pièce.

L'une des pistes de développement futur consiste en l'automatisation du démonstrateur. Même si le procédé est clairement défini, certaines étapes telles que l'insertion ou le tassage restent semi-automatiques voire manuelles. Le fait d'automatiser ces opérations permettrait à la fois de réduire les temps de production mais également de mieux maîtriser les paramètres de tension d'insertion TI et de pression de tassage PT. La caractérisation des échantillons a montré une influence importante de ces paramètres sur la morphologie des renforts, ainsi, une meilleure maîtrise de ces paramètres permettrait d'optimiser les préformes et donc les pièces composites produites. Des études d'automatisation, portant principalement sur la faisabilité, ont été menées lors de ces travaux de thèse et sont en cours d'implémentation. Associés à cette étape de développement du procédé, des travaux portant sur la simulation par éléments finis de la cinématique du procédé ont été menés par le partenaire REDEN du programme MAPICC 3D. Les corrélations, entre la préforme numérique et celles produites portent sur les paramètres morphologiques des renforts dans la préforme. Cette étape collaborative est une voie de perspective afin d'associer à ce procédé une phase de simulation et ainsi optimiser les paramètres mis en jeu. Dans le cadre du projet MAPICC 3D, un travail de scale-up de cette technologie est nécessaire afin d'étudier la mise à l'échelle industrielle d'un tel procédé.

Durant le projet MAPICC 3D et afin de répondre aux besoins de Coexpair, des raidisseurs rectilignes en carbone de section F ont également été développés (Figure CCL-1). L'un des perspectives de ces travaux pourrait être le développement d'autres raidisseurs à géométries complexes : possédant des sections variées (Ω , U, T, I, etc...) et/ou des géométries complexes (double croisement de raidisseurs par exemple). Afin d'optimiser ces préformes, il serait également nécessaire de les caractériser et de modéliser en utilisant la méthodologie présentée dans ce manuscrit.

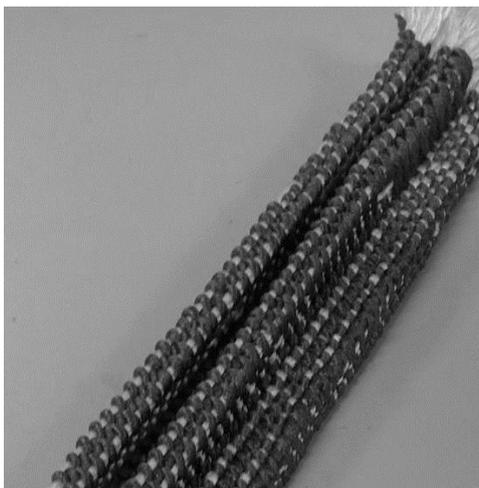


Figure CCL-1 - Raidisseur rectiligne de section F.

Concernant la modélisation géométrique, la méthodologie développée repose sur des hypothèses telles que l'homogénéité des sections des éléments fibreux le long de leur chemin. Il serait ainsi intéressant d'évaluer l'influence des hypothèses émises sur l'estimation des propriétés mécaniques. Dans le cas où cette influence serait non négligeable, il serait utile de développer un modèle multi-échelle prenant en compte géométriquement l'échelle microscopique (géométrie et arrangement des filaments composant l'élément fibreux).

Enfin, l'une des perspectives majeures de ces travaux serait de valider notre approche de modélisation mécanique par la comparaison avec des résultats d'essais mécaniques. Même si cela est prévu dans le cadre du projet MAPICC 3D, au moment de la rédaction de ce manuscrit, des comparaisons précises entre prédictions numériques et résultats d'essais n'ont pu être effectuées. Ce comparatif permettrait ainsi d'optimiser nos modèles géométriques et mécaniques (lois de comportement, zones de contacts, etc...) via une boucle modélisation-essai-validation.