



Université  
de Toulouse

# THÈSE

En vue de l'obtention du

## DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

**Délivré par :**

Institut National Polytechnique de Toulouse (Toulouse INP)

**Discipline ou spécialité :**

Génie Mécanique, Mécanique des Matériaux

---

**Présentée et soutenue par :**

M. MOHAMED MEDHAT SALEM

le lundi 18 novembre 2019

**Titre :**

Etude des défauts de bouclage et de glissement lors de la mise en forme de composites structuraux à base de fibres synthétiques et végétales

---

**Ecole doctorale :**

Mécanique, Energétique, Génie civil, Procédés (MEGeP)

**Unité de recherche :**

Laboratoire de Génie de Productions de l'ENIT (E.N.I.T-L.G.P.)

**Directeur(s) de Thèse :**

M. PIERRE OUAGNE

MME MARINA FAZZINI

**Rapporteurs :**

M. ALEXIS BEAKOU, UNIVERSITE CLERMONT-FERRAND 2

M. PHILIPPE BOISSE, INSA LYON

**Membre(s) du jury :**

M. GERARD BERNHART, ECOLE NLE SUP DES MINES ALBI CARMAUX, Président

M. AHMAD RASHED LABANIEH, Université de Lille, Invité

M. EMMANUEL DE LUYCKER, ECOLE NATIONALE D'INGENIEUR DE TARBES, Invité

Mme MARINA FAZZINI, ECOLE NATIONALE D'INGENIEUR DE TARBES, Membre

M. PENG WANG, UNIVERSITE DE HAUTE ALSACE, Membre

M. PIERRE OUAGNE, ECOLE NATIONALE D'INGENIEUR DE TARBES, Membre



# Remerciements

Mes premiers remerciements vont à mes directeurs de thèse Pierre OUAGNE et Marina FAZZINI pour leur confiance (et patience) qu'ils m'ont accordée et pour l'accompagnement réalisé tout au long de cette thèse.

Je remercie Alexis BEAKOU et Philippe BOISSE de m'avoir fait l'honneur d'accepter d'être les rapporteurs de ces travaux ainsi que Gérard BERNHART d'avoir présidé le jury de thèse. J'y joins Peng WANG et Ahmad Rashed LABANIEH pour avoir accepté d'être respectivement membre du jury et invité de la soutenance.

Je tiens à remercier mon encadrant Emmanuel DE LUYCKER pour son encadrement et sans qui ce travail n'aurait pas eu la même dimension sur le plan numérique. Il m'a apporté de précieux conseils tout au long de ce travail tant sur le côté expérimental que numérique.

Je remercie Gilles DESSEIN et METALLICADOUR pour m'avoir permis d'effectuer des essais avec le microscope à focale variable.

Je remercie Virginie LAGARDE, Bernard LORRAIN et les membres de l'équipe CIMMES pour leurs conseils et m'avoir permis d'effectuer les essais dans leur laboratoire.

Je remercie François GRIZET pour ses conseils dans la conception et la fabrication de pièces critique en impression 3D.

Je remercie Karl DELBE pour son soutien et son aide sur les essais tribologiques.

Je remercie ma famille qui m'a toujours encouragé dans ce que j'ai entrepris et mes amis qui m'ont soutenu et supporté durant toutes ces années et m'ont permis de garder un semblant de santé dans les moments durs.

Enfin je remercie l'ensemble du personnel du LGP de Tarbes, mes collègues doctorants et ces compagnons de passage qui ont rendu ces trois années encore plus agréables. À Vepa ATAMURADOV, mon premier collègue de bureau pour la première année et qui m'a aidé lors de ma venue à TARBES. À Ferhat TAMSSAOUET avec lequel j'ai eu plusieurs discussions sur la sémantique des choses. À Danilo AMBROSIO et les matchs du weekend. À Moncef SOUALHI et sa grande gueule et son cœur encore plus grand. À Amor KHLAIEF et ces conseils et sa bonne humeur. À Achraf AYEDI, Hedi KARRAY, Maher BAILI, Mondher NASRI, Rami MALLEK, Linda MHADHBI, Houda SARIH, Amina AYADI, Maroua MASMOUDI, et tous ceux que j'aurais pu oublier.

# Table des matières

Remerciements .....	3
Table des matières .....	5
Liste des figures.....	9
Liste des tableaux .....	15
Introduction .....	17
Chapitre 1 - État de l'art.....	21
1.1. Introduction.....	22
1.2. Présentation des renforts fibreux tissés (multi échelle).....	24
1.2.1. Échelle microscopique.....	24
1.2.2. Échelle mésoscopique .....	30
1.2.3. Échelle macroscopique.....	31
1.3. Méthodes de fabrication des composites à renforts fibreux .....	36
1.4. Défauts des renforts tissés lors de leurs mises en œuvre .....	40
1.4.1. Défauts de plis .....	41
1.4.2. Défaut d'ondulation.....	44

---

1.4.3.	Défaut de rupture.....	44
1.4.4.	Défauts de boucles.....	46
1.4.5.	Défauts de glissement.....	48
1.5.	Conclusion .....	50
Chapitre 2 - Matériel et méthode.....		51
2.1.	Introduction.....	52
2.2.	Revue des techniques mesures optiques applicables sur les tissus .....	52
2.2.1.	Triangulation laser.....	52
2.2.2.	Lumière structurée.....	53
2.2.3.	Moiré contour de franges à distance (projection de franges) .....	54
2.2.4.	Interférométrie.....	54
2.2.5.	Variation Focale .....	55
2.2.6.	Photogrammétrie .....	56
2.2.7.	Stéréo-corrélation d'images.....	56
2.2.8.	Conclusion.....	57
2.3.	Caractérisation expérimentale des défauts de bouclage.....	59
2.3.1.	Dispositif expérimental .....	59
2.3.2.	Méthodes de mesures .....	62
2.4.	Caractérisation expérimentale des défauts de glissement .....	67
2.4.1.	Montage de frottement de mèches.....	67
2.4.2.	Montage de pull-out dans le plan .....	69
2.4.3.	Montage de pull-out hors plan.....	69
2.5.	Conclusion .....	73
Chapitre 3 - Défaut de boucle.....		75
3.1.	Introduction.....	77
3.2.	Experimental study .....	78
3.2.1.	Materials and experimental setup.....	78
3.2.2.	Experimental results. ....	81
3.3.	Analytical analysis. ....	87

---

3.3.1.	Analytical model. ....	87
3.3.2.	Parameters identification. ....	91
3.3.3.	Calculation of the critical buckling radius. ....	93
3.4.	Modelling of the defect appearance in a macroscopic simulation. ....	95
3.5.	Summary and conclusions. ....	97
Chapitre 4 - Défaut de glissement .....		99
4.1.	Introduction.....	101
4.2.	Materials and setup .....	103
4.2.1.	Yarn to yarn friction testing device .....	103
4.2.2.	In plane pull-out (IPPO) setup.....	105
4.2.3.	Out of plane pull-out (OPPO) setup .....	106
4.2.4.	Material .....	108
4.3.	Experimental results.....	109
4.3.1.	Friction tests at tow scale .....	109
4.3.2.	In Plane Pull-Out (IPPO).....	111
4.3.3.	Out of Plane Pull-Out (OPPO) .....	117
4.3.4.	Effect of the shear angle on the out of plane pull-out (OPPO) load.....	118
4.3.5.	Effect of the material on the out of plane pull-out load.....	121
4.3.6.	Effect of the transversal tension on the out of plane pull-out load.....	122
4.3.7.	Effect of the weave on the out of plane pull-out load. ....	122
4.4.	Conclusion .....	123
Conclusion.....		125
Bibliographie.....		129



# Liste des figures

Fig. 1.1. Échelles de grandeurs des renforts fibreux [12].....	24
Fig. 1.2. Section d'une tige de lin (a) [13], faisceau de fibres (b), structure complète d'une fibre de lin dans un faisceau (c) [10].....	24
Fig. 1.3. Schéma d'une fibre de laine mérinos (a),schéma et vue microscopique d'une fibre de soie d'araignée(b) [15]. .....	25
Fig. 1.4. Filage continu des fibres de verre (a), filage discontinu des fibres de verre (b), vue microscopique des fibres de verre (c) [13]. .....	26
Fig. 1.5. Procédé de filage de fibres de carbone [13]. .....	27
Fig. 1.6. Filage des fibres synthétiques par voie fondue [13].....	28
Fig. 1.7. Filage des fibres synthétiques par solvant : voie humide(a), voie sèche (b) [13]. .....	28
Fig. 1.8. Systèmes de filature : à anneaux (a), open end (b), jet d'air (c) [30].....	30
Fig. 1.9. Schéma du processus de fabrication de mats non-tissés : (a) synthétiques, (b) naturels [31].	32
Fig. 1.10. Schéma de la machine à tisser (a), armures tissées de bases : (b) toile, (c) sergé, (d) satin [13]. .....	32
Fig. 1.11. Schéma de l'alternance des mèches de chaînes dans la fabrication d'interlocks tissés (a), armure d'un tissu orthogonal (b) [13].....	33
Fig. 1.12. Lit d'aiguille d'une machine de tricotage rectiligne (a), schéma d'un tricot trame représentant différentes mailles (b) [36].....	34
Fig. 1.13. Schéma d'une machine à tricoter chaîne(a), tricot chaîne(b) [13]. .....	34

Fig. 1.14. Schéma d'une tresseuse 2D (a) disposition de bobine pour tresses tubulaires (b), disposition des bobines pour tresses plates (c) [40].	35
Fig. 1.15. Exemple de déplacement des bobines en machine à tresser 3D (a), schéma d'une machine à tresser 3D (b) [42].	35
Fig. 1.16. Schéma d'une ligne de production de NCF (a), étoffe NCF unidirectionnelle (b) [48].	36
Fig. 1.17. Moulage au contact [3].	36
Fig. 1.18. Projection simultanée [3].	37
Fig. 1.19. Sheet molding compound (SMC) [49].	37
Fig. 1.20. Resin transfer molding (RTM) [11].	38
Fig. 1.21. Pultrusion [52].	38
Fig. 1.22. Enroulement filamentaire [3].	39
Fig. 1.23. Structural Reaction injection moulding (S-RIM) ("PURMOLD - RIM Polyurethanes") [53].	39
Fig. 1.24. Thermoplastique renforcé estampable (TRE) [54].	40
Fig. 1.25. Automatic fiber placement (AFP) [55].	40
Fig. 1.26. Défauts de plis lors du préformage d'un tissu : sur un outil tétraédrique (Thompson, 2016) sur un outil hémisphérique [58].	41
Fig. 1.27. Angle de cisaillement (a) [59] distribution des angles de cisaillement lors du drapage (b), boucles lors du préformage multicouche à l'intérieur du moule (c) à l'extérieur du moule (d) [5].	41
Fig. 1.28. Frame test (a), représentation de la déformation du frame test (b) [60].	42
Fig. 1.29. Bias test (a), zones de cisaillement lors du Bias test (b) [60].	43
Fig. 1.30. Défaut d'ondulation dans un tissu de satin [62].	44
Fig. 1.31. Schéma du dispositif de préformage tétraédrique (a), essai de traction biaxiale (b) [74].	45
Fig. 1.32. Schéma de la répartition des extrémités des fibres dans une mèche (a), effet de la longueur du spécimen sur la déformation à la rupture (b), suivis des paquets de fibres dans une mèche lors d'un essai de traction (c) [75].	45
Fig. 1.33. Courbure des mèches lors de la mise en forme du renfort tissé en lin (a), déformation hors plan des mèches courbées d'un renfort tissé en carbone (b) [80] [81].	46
Fig. 1.34. Image modulée (a), image démodulée (b) et reconstruction 3D (c) [80].	46
Fig. 1.35. Évolution du profil de la mèche lors du bouclage [80].	47
Fig. 1.36. Zones d'apparition des boucles en fonction de l'orientation du renfort [80].	47
Fig. 1.37. Dispositif de reproduction des boucles [80].	47
Fig. 1.38. Modélisation méso/macro de la mise en forme d'un renfort tissé présentant des défauts hors plans de boucles (marqués par un b blanc sur les mèches) [83].	48
Fig. 1.39. Défaut de glissement [78].	49

Fig. 1.40. Glissement de mèches lors de la mise en forme hémisphérique d'un renfort en carbone [84]	49
Fig. 2.1. Schéma du dispositif de triangulation laser [91]	53
Fig. 2.2. Schéma du dispositif de projection de franges (a), Schéma du principe du moiré d'ombre (b) [92].	54
Fig. 2.3. Schéma d'un interféromètre optique de Michelson (a), franges d'interférences (b) [92]	55
Fig. 2.4. Schéma d'un microscope à focale variable [94]	55
Fig. 2.5. Principe de photogrammétrie [90].	56
Fig. 2.6. Schéma d'un système de stéréo-corrélation (a)[95] texturation naturelle de l'acier (b), texturation à la bombe de peinture (c) [89]	56
Fig. 2.7. Principe de la stéréo-corrélation d'image	57
Fig. 2.8. Dispositif de bouclage des mèches.	59
Fig. 2.9. Schéma cinématique du dispositif de bouclage	59
Fig. 2.10. Échantillon de renfort tissé en lin en forme de demi-croix comme décrit par Tephany [67].	60
Fig. 2.11. Capteur de charge	60
Fig. 2.12. (a) Dispositif de bouclage avec échantillon placé, (b) apparition des boucles dans la zone centrale de l'échantillon	61
Fig. 2.13. Angle de flexion	61
Fig. 2.14. Calcul du rayon de courbure d'une mèche par ImageJ®	62
Fig. 2.15. Tête de mesure du système S-DIC GOM ARAMIS®	63
Fig. 2.16. Tête de mesure du système de projection de franges GOM ATOS®	63
Fig. 2.17. Microscope à focale variable Alicona Infinite Focus®	63
Fig. 2.18. Surface de renfort reconstruite par (a) microscopie à focale variable, (b) projection de franges et (c) S-DIC	64
Fig. 2.19. Profil d'une mèche de lin encollé sergé 2x2 obtenue par microscopie à focale variable	64
Fig. 2.20. Profil d'une mèche de lin encollé sergé 2x2 obtenue par projection de franges	65
Fig. 2.21. Profil d'une mèche de lin encollé sergé 2x2 obtenu par S-DIC pour différents angles de flexion (a) et déplacements hors plan (d)	65
Fig. 2.22. Superposition des profils de mèches obtenus par microscopie à focale variable, projection de franges et Stéréo-Corrélation pour des angles de flexion de 0° et 25°	66
Fig. 2.23. (a) Tribomètre UMT triboloab, (b) montage final d'un essai de frottement mèche contre mèche	67
Fig. 2.24. Porte-échantillon (a) fixé sur le tribomètre (b) vue schématique de la partie inférieure	68
Fig. 2.25. (a) Test de pull through sur le dispositif de bouclage, (b) schéma du test de pull-out dans le plan	69
Fig. 2.26. Cadre de cisaillement (a) configuration 0° (b) cisailé	70

Fig. 2.27. Schéma de l'essai de pull-out hors plan sur le cadre de cisaillement.....	70
Fig. 2.28. Échantillon de pull-out hors plan .....	71
Fig. 2.29. Configuration horizontale du cadre de cisaillement.....	71
Fig. 2.30. (a) Peigne et contre peigne, (b) peigne placé sur un manche de l'échantillon .....	72
Fig. 2.31. Configuration finale du test de pull-out .....	72
Fig. 3.1. Principle of the tow-buckling device: (a) kinematic diagram of the initial state of the device, (b) kinematic diagram of the bent state of the device, © picture of the device in the initial state, (d) picture of the buckles on the surface of the reinforcement .....	78
Fig. 3.2. S-DIC setups with the buckling device.....	79
Fig. 3.3. (a) Bending angle measurement, (b) Tow's curvature radius measurement and representation of the unsupported length L and width b of the tow. ....	79
Fig. 3.4. (a) Reconstructed reinforcement surface by S-DIC (color corresponding to increasing height from blue to red), (b) Profile of a buckle for different bending angles .....	80
Fig. 3.5. Tow buckling illustration .....	81
Fig. 3.6. Evolution of the maximal height and the rotation of the buckling tow as a function of the (a) unsupported length, (b) unsupported width.....	82
Fig. 3.7. Final profile of buckled tows with different unsupported widths for a bending angle of 40°. ....	82
Fig. 3.8. (a) Evolution of the tow maximal height during the buckling of different materials. (b) Evolution of the tow rotation during the buckling of different materials. ....	83
Fig. 3.9. Evolution of the tow maximal height, rotation and curvature radius during the buckling of (a) sized-up flax tows within the fabric as a function of load 1. (b) Carbon fiber tows within the fabric as a function of load 1. ....	84
Fig. 3.10. Evolution of tow height and tow rotation as a function of the in-plane bending angle for a sized-up flax tow under load 1 of 100 N and load 2 of 20 N.....	85
Fig. 3.11. Final sized up flax tow profiles under an in-plane bending angle of ~40°.....	85
Fig. 3.12. Tow Sliding during the tow in-plane bending.....	86
Fig. 3.13. Evolution of the tow maximal height, rotation and curvature radius during the buckling of sized-up flax as a function of load 2. ....	87
Fig. 3.14. Tow representation as an orthotropic plate with compressive load P representation for different values of the non-uniformity coefficient $\alpha$ .....	88
Fig. 3.15. Boundary condition representation on the buckling portion of the tow.....	88
Fig. 3.16. (a) Peirce test on flax tow (b) Schematic representation of Peirce's cantilever test. ....	92
Fig. 3.17. Digital image correlation of the in-plane deformations of a tow bent in its plane before appearance of tow buckling .....	93
Fig. 3.18. Tow elevation evolution as a function of the bending radius.....	93

Fig. 3.19. (a) In-plane curvature radii along x (left) and y (right) fiber networks directions (logscale) during a prismatic fabric forming. (b) Location of buckles during the deep drawing of a carbon interlock fabric on a prismatic shape [81] the initial direction of the fabric is aligned along the edges. ....	97
Fig. 4.1. Tribological friction test final setup (bottom moving part and top fixed one).....	104
Fig. 4.2. Sample holder (a) fixed on the tribometer (b) schematic view (bottom part only).....	104
Fig. 4.3. (a) Final in plane pull-out setup, (b) schematic of the in-plane pull-out test. ....	105
Fig. 4.4. Picture frame (a) unsheared, (b) sheared. (c) View of the needle beds and loading zones of the picture frame. ....	106
Fig. 4.5. (a) Out of plane pull-out sample, (b) removable needle bed, (c) needle bed fixed on the sample arm.....	107
Fig. 4.6. (a) Final out of plane pull-out setup, (b) diagram of the out of plane pull-out test.....	107
Fig. 4.7. Friction coefficient during a cycle of the tow to tow friction test for twill carbon tows, twill flax and plain desized up flax tows.....	109
Fig. 4.8. Magnified view of carbon and, flax tows before and after tribological test. ....	110
Fig. 4.9. Schematic of the in plane pull out test. ....	111
Fig. 4.10. Typical in plane pull-out load mechanism for plain and twill 2x2 weaves.....	112
Fig. 4.11. Effect of the weaving: in plane pull-out load on flax fibers twill 2x2 and plain weave with 10 transversal tows loaded at 0.4 N/mm.....	112
Fig. 4.12. Crossover point representation for a pattern unit of (a) plain weave (2 crossover points by unit cell) and (b) a twill 2x2 weave (2 crossover points by unit cell).....	113
Fig. 4.13. Nonlinear influence of the number of transversal tows .....	113
Fig. 4.14. IPPO load for different transversal tows number (10, 14 & 20 tows) of carbon twill 2x2 including the unweaving.....	114
Fig. 4.15. Evaluation of pull-out force as a function of the number of crossover points for carbon twill 2x2 – evaluated with an in-plane pull-out test including the unweaving. ....	114
Fig. 4.16. (a) Effect of the material: in plane pull-out load on carbon and flax fibers twill 2x2 with 10 transversal tows loaded at 0.4 N/mm, (b) Residual crimp on a carbon tow and a desized up flax tow. ....	115
Fig. 4.17. Comparison of carbon and flax tows response in an IPPO on 10 tows in a twill 2x2 loaded at 0.4 N/mm. ....	116
Fig. 4.18. Influence of transverse tow tension carbon tows response in an IPPO on 10 tows in a twill 2x2 loaded at 0.4 N/mm and 1.1 N/mm.....	117
Fig. 4.19. Schematic of the out of plane pull-out test.....	117
Fig. 4.20. Typical out of plane pull-out load mechanism for plain and twill 2x2 weaves .....	118
Fig. 4.21. Influence of the shear angle during out of plane pull-out. ....	120

Fig. 4.22. Pull-out load increment against the shear angle of the previously tested OPPO configurations and expected evolution of the real contact area between tows for the same shearing angles. ....	121
Fig. 4.23. Influence of the material and shear angle during out of plane pull-out. ....	121
Fig. 4.24. Influence of the transversal load and shear angle during out of plane pull-out. ....	122
Fig. 4.25. Influence of the weaving and shear angle during out of plane pull-out. ....	123

# Liste des tableaux

Tab. 1.1. Caractéristiques mécaniques et thermiques de matériaux métalliques et composites fréquemment utilisés [9][10] .....	23
Tab. 1.2. Propriétés mécaniques moyennes en traction de différentes fibres naturelles comparées aux fibres de renfort habituellement utilisées dans l'industrie des matériaux composites [10]. .....	29
Tab. 2.1. Comparaison entre différentes méthodes sans contact pour le relevé de surface [90]. .....	58
Tab. 2.2. Élévation et rotation maximales mesurées par stéréo-corrélation, microscopie à focale variable et projection de franges pour un renfort sergé 2x2 de lin encollé avec un angle de flexion de 20° .....	66
Tab. 3.1. Characteristics of the different reinforcements used. ....	80
Tab. 3.2. Tows dimensional and mechanical properties with analytical and experimental critical buckling radii. ....	94
Tab. 4.1. Reinforcement properties. ....	108
Tab. 4.2. Friction coefficients for the three tows. ....	110



# Introduction

Que ce soit par envie ou par obligation, l'humain n'a cessé d'explorer des solutions pour améliorer la vie quotidienne ou remédier à des problèmes qui peuvent l'entraver. La croissance rapide du nombre de consommateurs mondialement implique des challenges industriels, économiques et environnementaux. En effet, certains objets de grande consommation comme les véhicules nécessitent des pièces structurales de hautes performances mécaniques. Ces pièces ont généralement été fabriquées à partir de métaux ou d'alliages de métaux. Elles présentent un coût de fabrication, un coût d'utilisation et un coût d'élimination en fin de vie. Ces pièces ont aussi un impact environnemental notamment par la quantité de gaz à effet de serre émise pendant leurs cycles de vie.

Les matériaux composites à renforts fibreux sont considérés depuis plus de trente ans comme une alternative aux métaux. Ces matériaux sont fabriqués à partir d'une base (renfort) fibreuse (étoffe, mèches, fibres) imprégnée d'une résine (matrice). Les composites sont intéressants dans la mesure où ils affichent généralement les meilleures caractéristiques mécaniques rapportées à leur masse. L'utilisation de pièces composites à renforts fibreux permet de diminuer les masses des pièces fabriquées (réduction de masse dans les pièces de 60 % pour les fibres de verre et 69 % pour les fibres de carbone comparé aux mêmes pièces réalisées en acier). Le coût de fabrication des matériaux composites, peut-être plus élevé que celui rencontré pour des pièces en acier (augmentation en coûts de fabrication des pièces jusqu'à 50 % pour les fibres de verre et 324 % pour les fibres de carbone), mais ce surcoût est compensé par des coûts d'utilisation amoindris (réduction au bout de 200 000 km d'utilisation de 50 % pour les fibres de verre et de 100 % pour les pièces en fibres de carbone). L'impact sur les émissions de gaz à effet de serre est aussi diminué (réduction d'émissions au bout de 200 000 km de 50 % pour les

fibres de verre et de 12 % pour les fibres de carbone) [1]. Il est à noter que ces valeurs sont sujettes à évolution avec l'évolution des procédés de recyclage des matériaux composites. Pour réduire l'impact environnemental des composites, les chercheurs se sont aussi intéressés aux composites biosourcés. Avec des caractéristiques mécaniques pouvant être adaptées aux applications aéronautiques, ces composites présentent des avantages non négligeables [2].

Vu l'intérêt croissant dans les matériaux composites à renforts fibreux, plusieurs méthodes de mises en forme ont été développées pour répondre aux besoins des industriels [3]. Ces méthodes ont leurs avantages et inconvénients. L'une des méthodes les plus couramment utilisées est le « Resin Transfer Molding » qui permet d'avoir des pièces composites à renfort fibreux avec des formes complexes, un bon état de surface et une vitesse de fabrication assez rapide [4]. Cette technique permet de mettre en forme un renfort fibreux entre deux parties d'un moule et d'y injecter une résine pour que la forme de la pièce soit maintenue après démoulage. Des renforts tissés y sont couramment utilisés vue leurs stabilités dimensionnelles et leur comportement quasi similaire dans la longueur et la largeur du tissu. Cependant, cette technique est loin d'être maîtrisée et peut engendrer la création de défauts lors de la mise en forme des renforts tissés.

Ces défauts sont susceptibles de créer des zones de faiblesse fragilisant les pièces finies. Parmi ces défauts on peut citer la formation de plis, de boucles, d'ondulation, de glissement et de rupture [5]. Certains de ces défauts, comme le défaut de plis, ont fait l'objet d'un grand nombre de travaux tant du côté expérimental que du côté numérique. D'autres comme les défauts de glissement et de bouclage des mèches lors de la mise en forme nécessitent plus d'attention [6].

L'objectif de cette thèse est de tenter d'apporter un peu plus d'information et de connaissances sur les conditions d'apparition et les cinématiques de développement des défauts de bouclage et de glissement des mèches lors de la mise en forme complexe des renforts tissés. Cette thèse est composée de quatre chapitres et s'organise de la manière suivante :

Le Chapitre I consiste en une étude bibliographique sur le domaine des matériaux composites en général. Un soin particulier est adressé aux renforts fibreux. Les matières premières les plus utilisées et leurs caractéristiques mécaniques sont présentées. Les méthodes les plus utilisées dans l'industrie du composite pour l'agencement des matières premières en renforts sont décrites. Les méthodes de fabrication les plus courantes des pièces composites sont aussi décrites avec leurs avantages et leurs domaines d'utilisation les plus fréquents. Un point est effectué sur les défauts qui peuvent être engendrés lors de la fabrication.

Le Chapitre II s'intéresse aux matériels et méthodes utilisés pour la caractérisation des défauts de bouclage et de glissement. Concernant le défaut de bouclage, un dispositif spécifique est utilisé pour générer des boucles dans des renforts tissés. Une étude a été menée sur plusieurs méthodes optiques pour déterminer la technique de mesure la plus adaptée afin de suivre l'évolution des boucles. Pour le défaut de glissement, on s'est proposé d'étudier la cohésion du tissu. La caractérisation s'effectuera

grâce à une technique de pull-out effectuée sur un cadre de cisaillement ainsi que sur le dispositif de bouclage modifié pour l'occasion.

Le Chapitre III est dédié à l'étude du défaut de bouclage. Dans un premier temps, une étude expérimentale sur l'apparition des boucles a été menée. Les effets de l'armure du renfort, des dimensions des mèches, du type de mèches et des tensions dans les réseaux des mèches ont été étudiés et comparés. Dans un second temps, une étude analytique et numérique a été effectuée pour valider les résultats expérimentaux et tenter de prédire l'apparition des boucles. Un modèle analytique, issu de la littérature a été adapté pour prédire la courbure critique d'apparition des boucles dans un renfort tissé. Un modèle macroscopique de mise en forme est ensuite utilisé pour prédire les zones de courbure critique sur des renforts mis en forme et ainsi déterminer leur susceptibilité à présenter des défauts de bouclage.

Le Chapitre IV est dédié à l'étude des défauts de glissement des mèches. Pour se faire, la cohésion du tissu a été évaluée grâce à un test de pull-out. Le test consiste à tirer une mèche laissée libre à ses extrémités et à enregistrer la force nécessaire pour l'extraction d'une mèche d'un tissu. Le tissu est placé dans un cadre de cisaillement permettant de faire varier l'angle de cisaillement du tissu, la tension des mèches, la nature des mèches et l'armure du tissu. Des essais complémentaires de validation ont été effectués avec un pull-out classique à travers la largeur d'un tissu non cisailé sur le dispositif de bouclage.



# Chapitre 1 - État de l'art

---

1.1.	Introduction.....	22
1.2.	Présentation des renforts fibreux tissés (multi échelle).....	24
1.2.1.	Échelle microscopique.....	24
1.2.2.	Échelle mésoscopique .....	30
1.2.3.	Échelle macroscopique.....	31
1.3.	Méthodes de fabrication des composites à renforts fibreux.....	36
1.4.	Défauts des renforts tissés lors de leurs mises en œuvre .....	40
1.4.1.	Défauts de plis .....	41
1.4.2.	Défaut d'ondulation.....	44
1.4.3.	Défaut de rupture.....	44
1.4.4.	Défauts de boucles.....	46
1.4.5.	Défauts de glissement.....	48
1.5.	Conclusion .....	50

---

## 1.1. Introduction

Un matériau composite est un assemblage d'au moins deux matériaux, possédant des caractéristiques différentes. Les propriétés finales du matériau composite dépendent de celles des matériaux qui le composent ainsi que de leurs interactions aux interfaces. Les matériaux qui composent le composite peuvent être divisés en trois groupes [7] :

- Renfort : matériau jouant le rôle majeur au niveau de la capacité à résister à des charges du fait des paramètres des fibres le constituant (nature, répartition, taux, longueurs, diamètres, traitements, ...).  
Il peut être :
  - Minéral (fibres de verre, fibres de carbone, amiante, ...)
  - Métallique (aluminium, fer, bore, ...)
  - Naturel, d'origine animale (laine, poils, ...) ou végétale (lin, chanvre, jute, ramie, ...)
- Additifs : (charges, mousses, microbilles creuses, ...) pouvant être introduit dans la matrice ou dans le renfort pour modifier les propriétés du composite (densité, conductivité, isolation, ...)
- Matrice : matériau assurant la cohésion entre les différents matériaux du composite. La matrice généralement est transformée à l'état liquide pour faciliter la mise en œuvre, mais peut aussi être déposée à l'état gazeux [8]. Elle peut être :
  - Organique thermdurcissable (résines polyépoxydes, résines vinylesters, résines Polyester insaturés, ...) ou thermoplastique (résines polysulfones, résines poly (arylsulfones), résines polycarbonates, résines polyamides, ...)
  - Céramique (carbure de silicium, carbone, alumine, ...)
  - Métallique (aluminium, zinc, magnésium, titane ou alliage de plusieurs métaux, ...)

Les matériaux composites sont souvent utilisés pour remplacer les structures métalliques. En effet, tout en gardant des caractéristiques mécaniques équivalentes, ils ont l'avantage d'offrir des densités plus faibles et donc de diminuer la masse. Ce type de matériau est très prisé dans les industries aéronautiques ou automobiles par exemple. Le Tab. 1.1 présente quelques exemples de matériaux fréquemment utilisés pour ces applications et montre que les matériaux composites présentent des niveaux de propriétés mécaniques supérieures aux meilleurs matériaux métalliques si on rapporte ces propriétés à la densité du matériau. Dans la suite de cette étude, on s'intéressera particulièrement aux renforts fibreux de composites structuraux et particulièrement à leurs caractéristiques, leurs méthodes de fabrication et les défauts que ces méthodes de fabrications peuvent engendrer.

Tab. 1.1. Caractéristiques mécaniques et thermiques de matériaux métalliques et composites fréquemment utilisés [9][10]

		Caractéristiques en traction		Masse volumique $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	Coefficient de dilatation thermique linéique (K <sup>-1</sup> )	
		Résistance à la rupture R (MPa)	Module de Young E (GPa)		Longitudinal	Transversal
<b>Métaux</b>	Alliage aluminium AU 4 SG	500	72	2.8	23.10 <sup>-6</sup>	23.10 <sup>-6</sup>
	Alliage titane TA 6 V	1000	110	4.45	(2)	(2)
<b>Composites à matrice organique (1)</b>	Carbone HR/résine époxyde	1000 à 1300	130	1.5	-0.2.10 <sup>-6</sup>	35.10 <sup>-6</sup>
	Carbone HM/résine époxyde	1000	200	1.7	-0.8.10 <sup>-6</sup>	35.10 <sup>-6</sup>
	Aramide/résine époxyde	1300 à 1800	75	1.37	-5.10 <sup>-6</sup>	60.10 <sup>-6</sup>
	Verre R/résine époxyde	1800 à 2000	53	2	6.10 <sup>-6</sup>	31.10 <sup>-6</sup>
	Lin/résine époxyde	240 à 325	24	1.35	(2)	(2)
<b>Composites à matrice métallique (1)</b>	Bore/aluminium	1250 à 1800	230	2.7	(2)	(2)
...						
<b>(1) Composites unidirectionnels à 60 % en volume de fibre.</b>						
<b>(2) Valeurs inconnues de l'auteur.</b>						

## 1.2. Présentation des renforts fibreux tissés (multi échelle)

Les renforts fibreux existent sous plusieurs formes. Le choix d'une forme particulière dépend des caractéristiques souhaitées du composite final. Le renfort fibreux peut se présenter sous trois échelles de grandeurs (macroscopique, mésoscopique et microscopique) comme le présente la Fig. 1.1. Chacune d'entre elles possède ses propres caractéristiques mécaniques qui ont une influence sur les caractéristiques de l'échelle suivante [11].

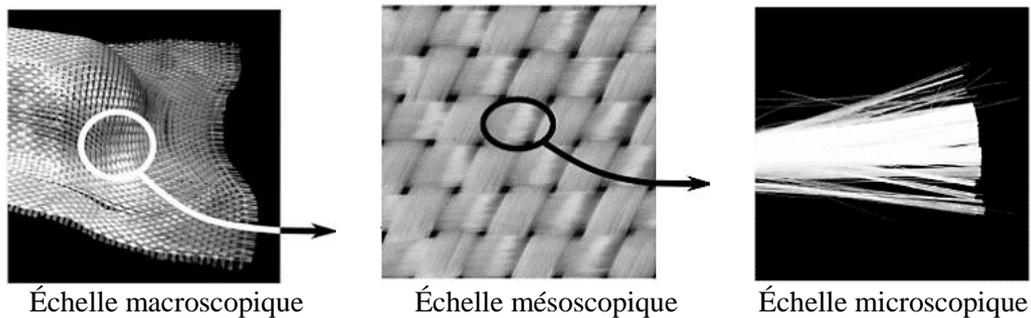


Fig. 1.1. Échelles de grandeurs des renforts fibreux [12]

### 1.2.1. Échelle microscopique

À cette échelle nous nous intéressons aux fibres et filaments de diamètre inférieur à  $10\mu\text{m}$ . L'étude à cette échelle se focalise sur les mouvements et les interactions inter-fibres.

Les fibres peuvent être soit d'origine naturelle (végétale, animale ou minérale) ou d'origine synthétique.

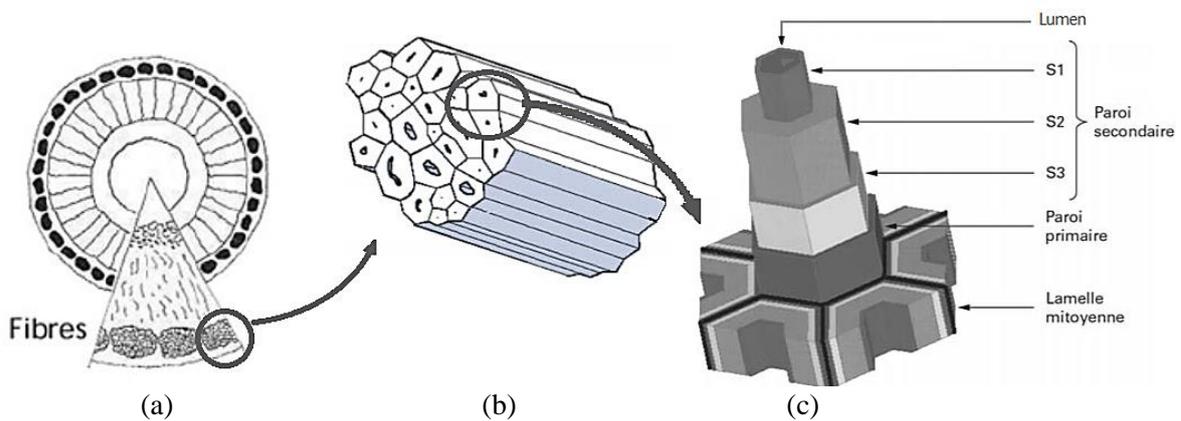


Fig. 1.2. Section d'une tige de lin (a) [13], faisceau de fibres (b), structure complète d'une fibre de lin dans un faisceau (c) [10].

En fonction de leurs origines, les techniques de fabrication ou d'obtention des fibres varient [13] :

- **Fibres naturelles végétales** : fibres à base de cellulose et de lignine principalement. Bien que d'autres fibres d'origines végétales existent, on ne s'intéressera dans la suite qu'aux fibres longues, ou longs brins, issues de tiges (lin, chanvre, jute, ramie...) qui sont les plus utilisées pour renforcer les matériaux composites [14]. Ces fibres libériennes, présentes sous l'écorce de la tige (Fig. 1.2 (a)) sont regroupées en faisceaux (Fig. 1.2 (b)). Les fibres sont liées entre elles par un ciment ligno-pectique au niveau des lamelles mitoyennes (Fig. 1.2 (c)). Au centre de la fibre, le lumen permet de faire monter l'eau aux branches de la plante. Le processus de séparation des fibres est composé de quatre étapes :
  - Le rouissage à l'eau (ou à terre) consiste à submerger les tiges dans une cuve d'eau à 32°C pendant 3 jours (ou 3 à 5 semaines sur terre humide) afin que les bactéries et la moisissure présentes dans la cuve éliminent le ciment ligno-pectique.
  - Le broyage des tiges entre des rouleaux cannelés pour casser et commencer à éliminer les parties ligneuses (bois) de la tige.
  - Le teillage qui consiste à battre les fibres broyées pour s'assurer de la séparation fibre/bois.
  - Le peignage qui permet d'affiner les faisceaux de fibre long brin et de se séparer des étoupes (fibres plus courtes)

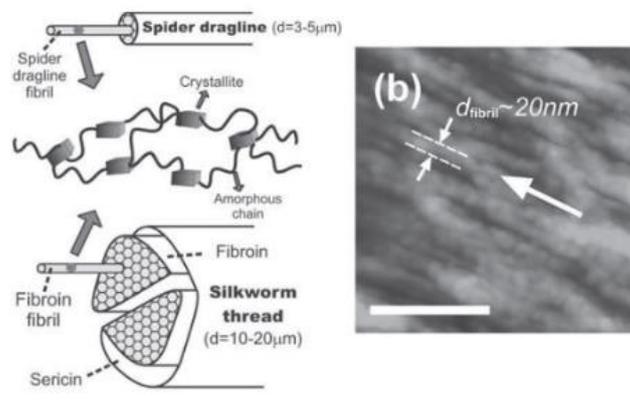
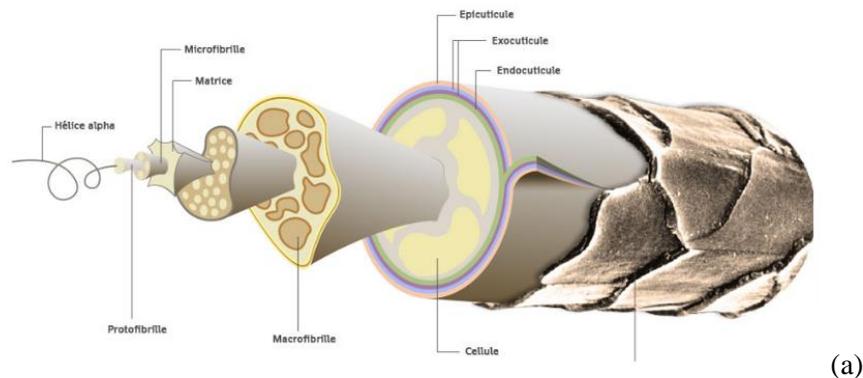


Fig. 1.3. Schéma d'une fibre de laine mérinos (a), schéma et vue microscopique d'une fibre de soie d'araignée (b) [15].

- Fibres naturelles animales : fibres à base protéiniques. Elles sont les deuxièmes fibres naturelles les plus utilisées en composites après les fibres végétales. Malgré des performances mécaniques respectables [14], elles souffrent de leur prix élevé et des difficultés de production. On peut distinguer deux familles de fibres animales :
  - Laine, cheveux, poils... obtenues par tonte des animaux. Les fibres sont nettoyées (coût élevé en Europe du fait des normes environnementales strictes) puis démêlées par cardage. La Fig. 1.3 (a) représente une fibre de laine mérinos.
  - Soies animales obtenues par sécrétion de vers à soie lors de la construction de cocons pendant leurs processus de métamorphose ; ou par les araignées (de type sédentaire) pour la construction de pièges (Fig. 1.3 (b)). Les fibres sont bobinées directement des cocons ou des toiles des araignées. Des recherches récentes ont permis de recombinaison l'ADN de bactéries pour permettre des sécrétions de soies avec des séquences protéiniques semblables à celles sécrétées par les araignées [16].

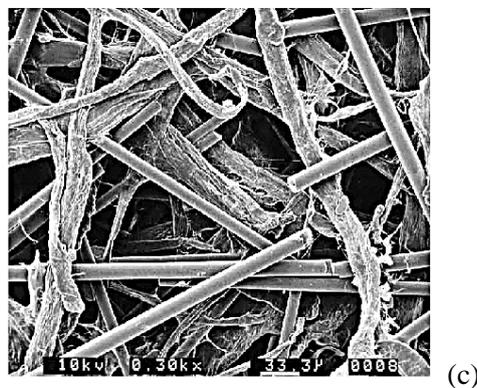
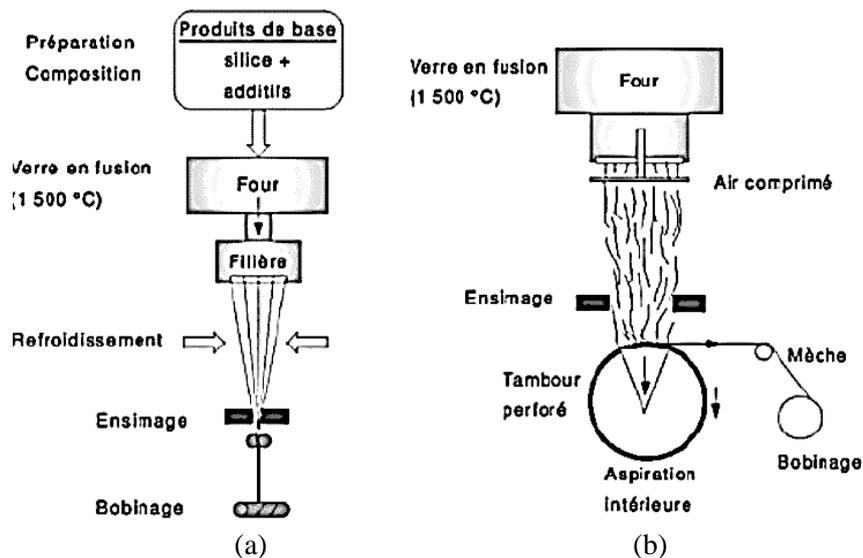


Fig. 1.4. Filage continu des fibres de verre (a), filage discontinu des fibres de verre (b), vue microscopique des fibres de verre (c) [13].

- Fibres naturelles minérales : également appelées fibres artificielles, nécessitent l'intervention humaine pour transformer des matières premières non fibreuses en fibres. C'est notamment le cas du verre, silice, carbone... [13] :
  - Fibres de verre (Fig. 1.4 (c)) : deux méthodes de fabrication sont disponibles : le procédé continu (Fig. 1.4 (a)) et procédé discontinu (Fig. 1.4 (b)). Dans les deux cas, la matière première est mise en fusion puis passe par les trous d'une filière. Dans le cas continu, la matière en fusion est refroidie légèrement et se transforme en filaments qui sont étirés à grande vitesse puis bobinés. Dans le cas discontinu, la matière en fusion est emportée par un jet d'air turbulent créant des fibres discontinues qui s'amassent dans un tambour perforé pour être ensuite bobinées.
  - Fibres de silice : le procédé est similaire aux fibres courtes de verre en remplaçant le tambour par un tapis.
  - Fibres de carbone : plusieurs procédés existent et dépendent de la matière première (viscose, rayonne, charbon, pétrole, polyacrylonitrile(PAN)). Le procédé PAN (Fig. 1.5) reste le plus utilisé. Dans ce procédé, le PAN est oxydé à l'air à température de 300°C puis carbonisé dans un gaz inerte à 1500°C pour avoir une fibre avec 90% de carbone dite haute ténacité (HT). Cette fibre passe par une étape de graphitisation similaire à la carbonisation à 2500°C pour atteindre un pourcentage de 99% de carbone. Elle devient alors une fibre de carbone dite haut module (HM) [13].

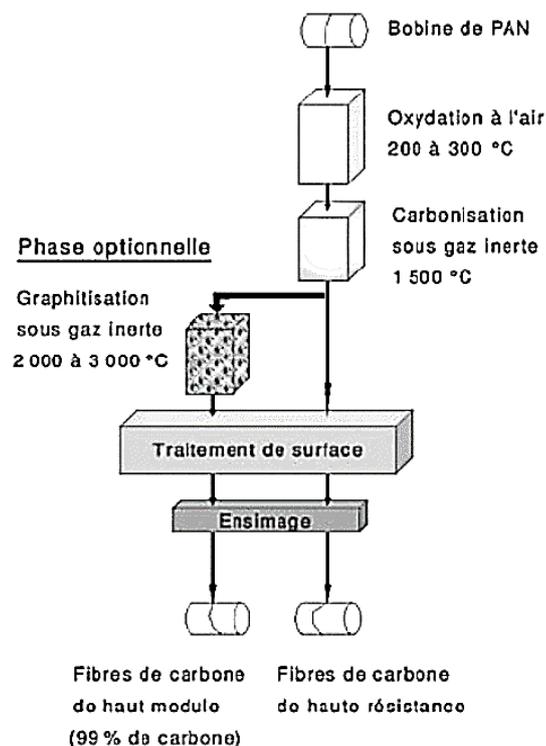


Fig. 1.5. Procédé de filage de fibres de carbone [13].

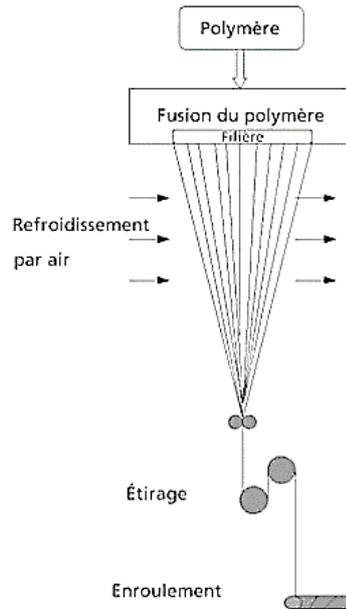


Fig. 1.6. Filage des fibres synthétiques par voie fondue [13].

- Fibres synthétiques : en général la production des fibres synthétiques se divise en deux procédés [17] [13]:
  - Le procédé par voie fondue présenté en Fig. 1.6, permettant la synthèse des fibres comme les fibres de nylon, polyester, polypropylène... Le polymère est chauffé à l'état fondu sans l'endommager puis extrudé à travers les trous d'une filière. Il est ensuite refroidi par un jet d'air et étiré avec une vitesse bien déterminée qui va conférer les caractéristiques mécaniques souhaitées aux filaments. Les filaments sont bobinés puis découpés ou craquelés pour leur donner leur longueur finale.

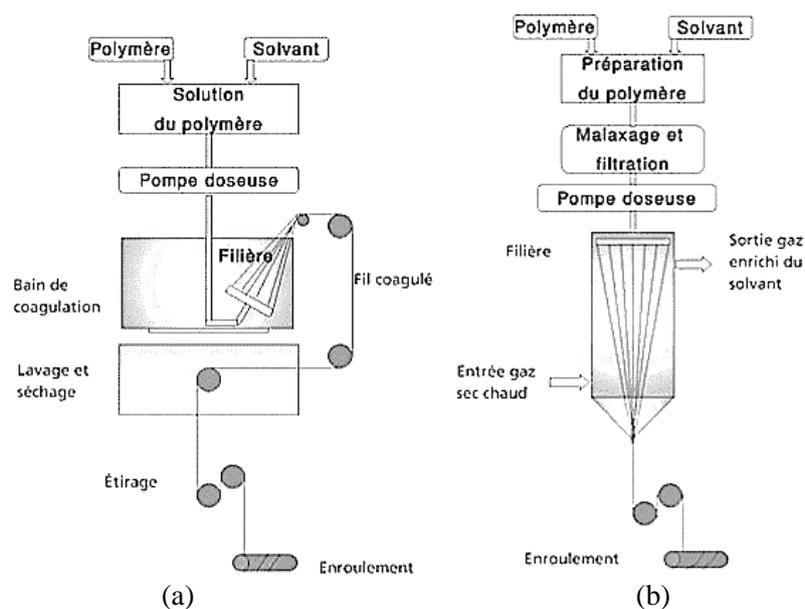


Fig. 1.7. Filage des fibres synthétiques par solvant : voie humide(a), voie sèche (b) [13].

- Le procédé par solvant présenté en Fig. 1.7, permettant la synthèse de fibres comme le kevlar, le lycra et la rayonne... où le polymère est dissout dans un solvant. La solution est extrudée à travers les trous d'une filière dans un bain coagulant (voie humide (Fig. 1.7 (a))) ou dans une chambre d'air chaud (voie sèche (Fig. 1.7 (b))) pour éliminer le solvant et reconstituer les filaments de polymères. Ces filaments sont étirés avec une vitesse bien déterminée qui va conférer les caractéristiques mécaniques souhaitées aux filaments. Les filaments sont bobinés puis découpés ou craquelés pour leur donner leur longueur finale.

Le Tab. 1.2 compare les caractéristiques mécaniques usuelles de différentes fibres citées précédemment. On note bien que les fibres naturelles minérales ont les caractéristiques mécaniques les plus intéressantes pour des applications composites de très hautes performances. Cependant, les fibres végétales longues présentent des intérêts écologiques de par leur impact environnemental plus faible [18] [19] [20] et des propriétés mécaniques spécifiques égales ou supérieures à celle de fibres de verre.

Il est aussi à noter que de plus en plus de fibres sont issues du recyclage avec des travaux émergents sur les process de recyclages chimique, mécanique ou thermique [21] [22] [23] [24] [25] [26].

Tab. 1.2. Propriétés mécaniques moyennes en traction de différentes fibres naturelles comparées aux fibres de renfort habituellement utilisées dans l'industrie des matériaux composites [10].

	<b>E(GPa)</b>	<b>Δ(%)</b>	<b>σ<sub>u</sub>(MPa)</b>	<b>Densité(g/cm<sup>3</sup>)</b>
<b>Fibres naturelles minérales et fibres synthétiques</b>				
<b>Verre E :</b>				
<b>Filament vierge</b>	72 - 73	4,6 - 4,8	3 200 - 3 400	2,54
<b>Filament industriel</b>	72 - 73	3	2 000 - 2 400	2,54
<b>Carbone :</b>				
<b>Toray T300</b>	230	1,5	3 530	1,7 - 1,9
<b>Thorneel P-120 S</b>	825	0,3	2 350	1,87 - 2
<b>Aramide</b>	124	2,9	3 620	1,44
<b>Kevlar 49</b>				
<b>Fibres végétales</b>				
<b>Lin</b>	12 - 85	1 - 4	600 - 2 000	1,54
<b>Lin : moyenne</b>	58 ± 15	3,27 ± 0,84	1 339 ± 486	1,53
<b>mini-maxi</b>	27 - 91	1,6 - 5,9	531 - 3 282	
<b>Ramie</b>	61,4 - 128	1,2 - 3,8	400 - 938	1,56
	27	3,2	755	
	65 ± 18		800 - 1 000	
<b>Chanvre</b>	30	1,6	850	1,07
<b>Jute</b>	26,5	1,5 - 1,8	393 - 773	1,44
<b>Sisal</b>	9 - 21	3 - 7	350 - 700	1,45
<b>Noix de coco</b>	4 - 6	15 - 40	131 - 175	1,15
<b>Coton</b>	5,5 - 12,6	7 - 8	287 - 597	1,5 - 1,6
<b>Fibres animales</b>				
<b>Ver à soie Attacus Atlas</b>	5	18	200	
<b>Ver à soie Bombyx Mori</b>	16	15	650	
<b>Araignée Argiope Trifasciata</b>	7	30	600	

(1) E : module d'Young en traction ; Δ : allongement à rupture en traction ; σ<sub>u</sub> : contrainte à rupture en traction.

## 1.2.2. Échelle mésoscopique

Cette échelle correspond aux mèches constituées par les fibres de l'échelle microscopique. L'étude à cette échelle consiste à déterminer le comportement mécanique des mèches et leurs interactions. Les mèches peuvent être utilisées à l'état sec ou pré-imprégné d'une résine. Une mèche est une structure linéaire textile constituée de fibres qui peuvent se diviser en deux sous-groupes [27]:

- Filés de fibres : fabriqués à partir d'un ruban de fibres par un procédé d'élongation et de torsion autour de l'axe longitudinal du filé. Cette torsion augmente jusqu'à un certain angle la stabilisation des fibres et le comportement mécanique en traction des filés [28], mais diminue la perméabilité aux résines [29].

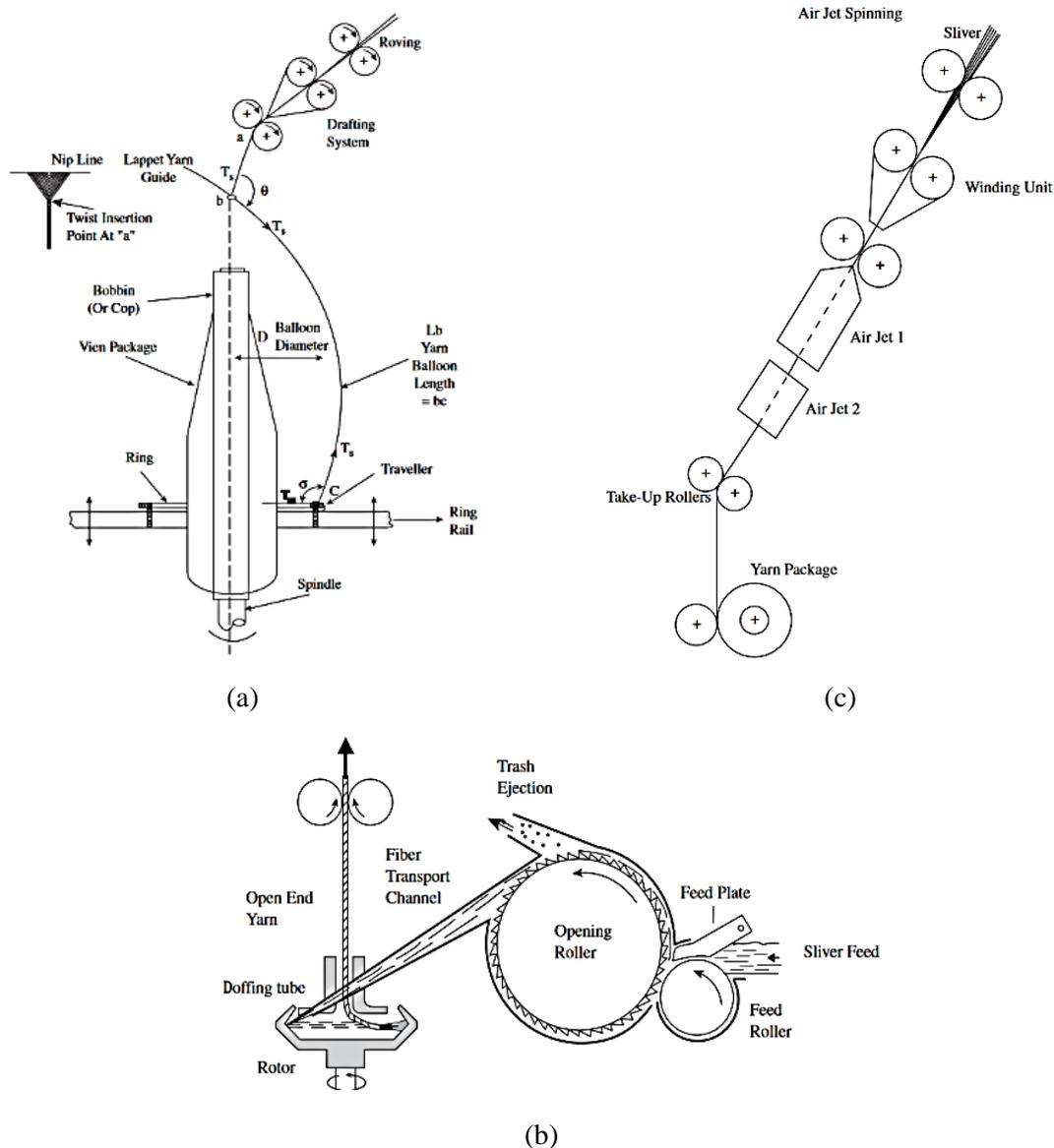


Fig. 1.8. Systèmes de filature : à anneaux (a), open end (b), jet d'air (c) [30].

Les techniques les plus communes pour la fabrication des filés de fibres sont [30]:

- Filature à anneau (Fig. 1.8 (a)) : les fibres sont introduites aux têtes de filages des machines à filer en forme de rubans. Le ruban passe par un système d'étirage qui va augmenter sa finesse, puis par un anneau en rotation autour d'une bobine qui appliquera la torsion aux mèches tout en les bobinant. Plus la vitesse de rotation de l'anneau est grande et plus la mèche sera tordue.
- Filature open end Fig. 1.8 (b)) : un mat de fibres passe par un cylindre ouvreur qui va séparer les fibres. Ces dernières sont aspirées dans un rotor. Les fibres s'amassent en tournant sur les parois du rotor et sortent par un orifice sous forme d'une mèche.
- Filature à jet d'air (Fig. 1.8 (c)) : un ruban de fibres passe par un système d'étirage puis dans des buses. Il est soumis à des jets d'airs tournants qui appliquent la torsion aux mèches.
- Filaments (ruban ou roving), sont des multifilaments juxtaposés d'une finesse totale de 300 à 2400 tex. Au-delà elles sont considérées comme des mèches lourdes [27]. Les fibres naturelles en formes de mats sont étirées et doublées pour homogénéiser la longueur de fibres dans le roving. Cette étape n'est pas nécessaire pour les fibres synthétiques, car celles-ci sont déjà homogènes. Les fibres végétales et synthétiques passent finalement par une étape d'ensimage/encollage qui solidarise le roving [30].

### 1.2.3. Échelle macroscopique

Cette échelle correspond à l'assemblage des mèches échelle mésoscopique vers une structure macroscopique. L'étude à cette échelle permet de déterminer le comportement mécanique de l'assemblage. Les renforts peuvent être des mats de fibres non-tissés comme des étoffes en Non-Crimp Fabric (NCF), tresse 2D et 3D, tricot chaîne, tricot trame, tissu bidimensionnel, tissu tridimensionnel [27] :

- Mat non-tissé : consiste en un enchevêtrement aléatoire de fibres. Le processus diffère selon la nature des fibres. Les fibres synthétiques (Fig. 1.9 (a)) passent entre deux rouleaux chauffés pour les fusionner. Le mat formé est enroulé. Quant aux fibres naturelles (Fig. 1.9 (b)) passent par une carte pour les séparer entre elles. Le mat sortant de la carte passe par un jet d'eau chaud pour affiner le mat puis par un procédé d'aiguilletage qui enchevêtrent les fibres pour finir par une étape de calandrage entre deux rouleaux chauffés qui évaporent l'eau et ramène le non-tissé à son épaisseur finale [31]. Les mats sont parmi les renforts les plus faciles à mettre en forme [14]. Ils offrent une meilleure perméabilité aux résines que les structures alignées [32] avec des caractéristiques mécaniques cependant plus faibles que dans le cadre de renforts unidirectionnels tout en gardant un comportement quasi isotrope [33].

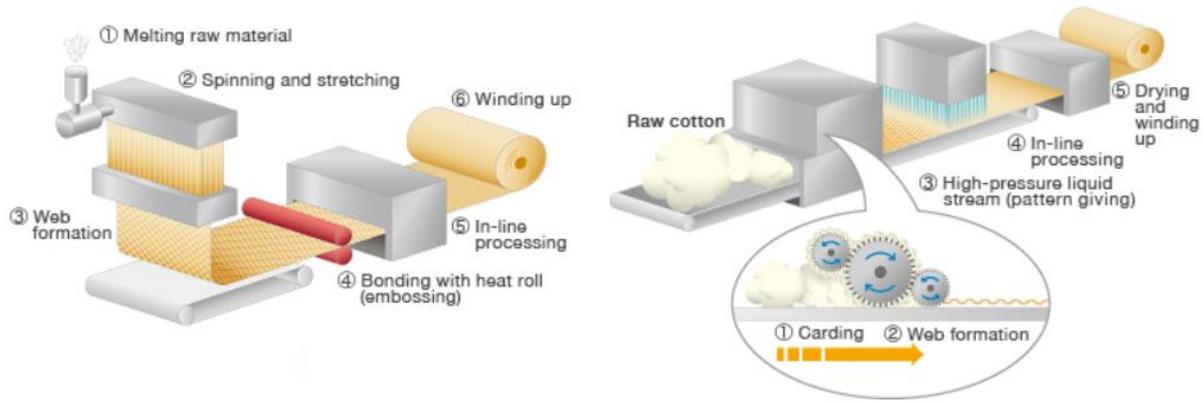


Fig. 1.9. Schéma du processus de fabrication de mats non-tissés : (a) synthétiques, (b) naturels [31].

- Renforts tissés 2D : consistent en l'entrelacement des mèches de chaînes et de trames. Les fils de chaînes passent dans les œillets des lisses de la machine à tisser (Fig. 1.10 (a)). Les lisses sont séparées en plusieurs cadres qui se déplacent indépendamment pour séparer les fils de chaîne en deux ensembles séparés par un vide appelé la foule dans laquelle la trame est insérée, tassée par un peigne et maintenue en place en refermant la foule. En fonction de la répartition des mèches de chaîne dans les cadres, la face du tissu présente une alternance de mèches de chaînes et de trames. Une portion d'une mèche qui passe par-dessus plusieurs autres mèches est appelée un flotté. L'alternance périodique des mèches présente une contexture appelée armure que l'on pourra attribuer à l'une des trois armures de base (toile (Fig. 1.10 (b)), sergé (Fig. 1.10 (c)) et satin (Fig. 1.10 (d))) [13]. Le comportement du renfort en traction et cisaillement, ainsi que la drapabilité change en fonction de l'armure choisie [34].

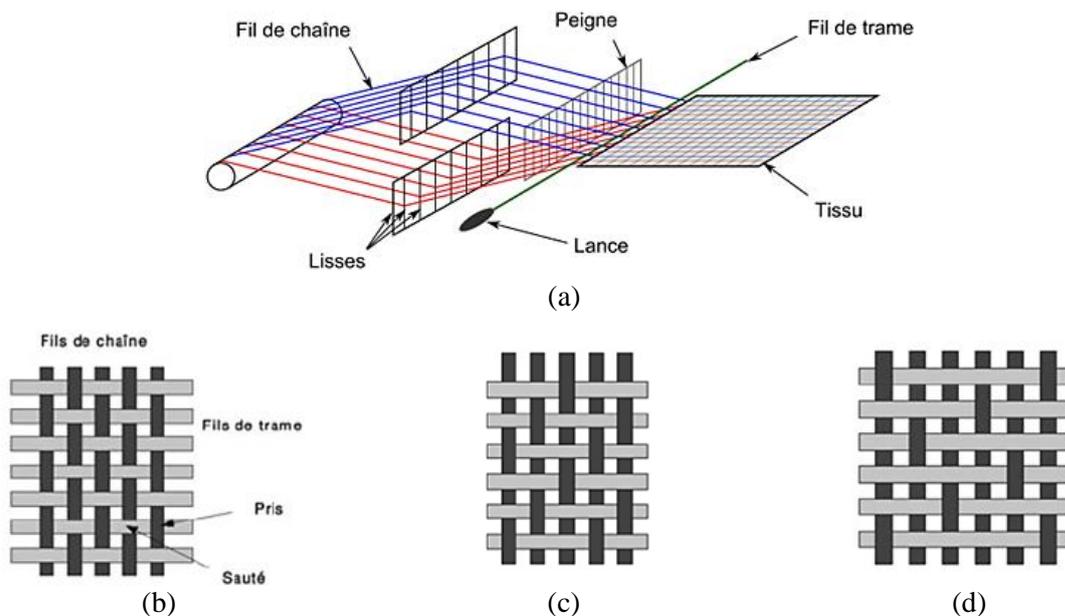


Fig. 1.10. Schéma de la machine à tisser (a), armures tissées de bases : (b) toile, (c) sergé, (d) satin [13].

- Renforts tissés 3D : ils sont spécialement conçus pour l'utilisation en composite étant donné leur stabilité dimensionnelle, caractéristiques mécanique supérieures aux laminés et l'élimination de déchets [35]. Plusieurs techniques existent, mais les plus couramment utilisés sont les tissus multicouches (interlocks) (Fig. 1.11 (a)) et les tissus orthogonaux (Fig. 1.11 (b)). Les tissus interlocks sont fabriqués en utilisant plusieurs nappes de chaînes réparties sur plusieurs cadres de lisses. En ne bougeant qu'un cadre à la fois la trame vient se superposer à la trame précédente au moment du tassage du peigne, ce qui permet d'obtenir entre quinze et vingt couches de trames dans une seule colonne. Les tissus orthogonaux, quant à eux, n'entrelacent pas les mèches de chaînes et de trames. Ces derniers sont placés de façon rectiligne avec un troisième type de fil appelé fil renfort qui s'entrelace avec les mèches de trame et qui bloque ainsi l'ensemble [13].

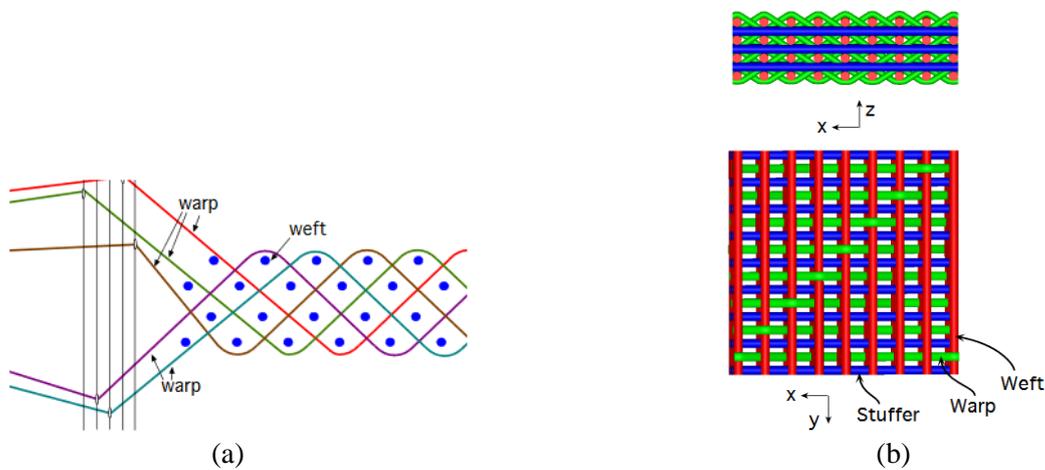


Fig. 1.11. Schéma de l'alternance des mèches de chaînes dans la fabrication d'interlocks tissés (a), armure d'un tissu orthogonal (b) [13].

- Renforts tricotés trame aussi appelés renforts en maille cueillie (Fig. 1.12 (a)) : ils offrent des arguments convaincants pour le domaine composite. En effet, malgré des caractéristiques mécaniques moins importantes que les tissés [36], ils apportent une bonne drapabilité, une aisance de mise en forme [37] ainsi qu'une meilleure perméabilité aux résines [38]. Le renfort consiste en une succession de mailles en rangées et colonnes. La tête de tricotage passe au-dessus d'un lit d'aiguilles en présentant une mèche en continu. Les aiguilles montent pour capturer la mèche puis redescendent pour l'insérer dans l'ancienne maille. En fonction du mouvement d'aiguille, on pourra avoir une maille classique, allongée ou chargée (Fig. 1.12 (b)). Comme avec les tissus classiques, la variation de schéma de maille constitue une armure qui influencera le comportement mécanique du renfort [13].

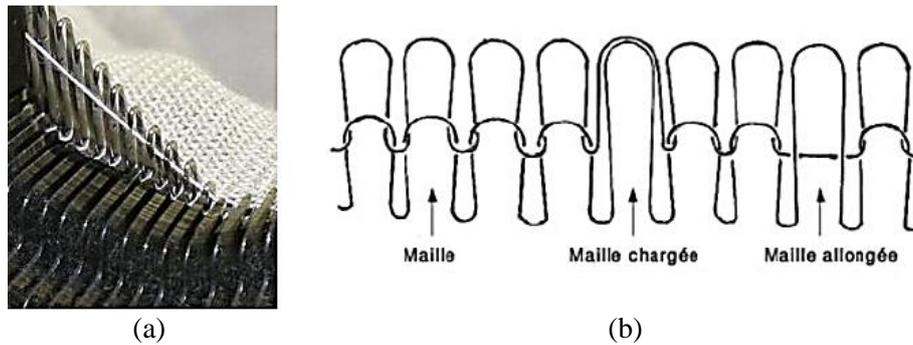


Fig. 1.12. Lit d'aiguille d'une machine de tricotage rectiligne (a), schéma d'un tricot trame représentant différentes mailles (b) [36].

- Renforts tricotés chaîne aussi appelés tricots à mailles jetées (Fig. 1.13 (b)) : ils sont fabriqués sur des machines à tricoter chaîne ou de type Rachel. Contrairement aux tricots trames, le nombre de colonnes est déterminé par le nombre de mèches de chaînes. Ces mèches passent par des passettes, situées sur la barre à passettes, qui enroulent les mèches sur les aiguilles puis se déplacent de colonne en colonne pour former le liage souhaité (Fig. 1.13 (a)) [13]. Ils proposent des caractéristiques mécaniques plus variables que les tricots trames. En effet, en jouant sur les nombres de chaînes, il est possible d'augmenter la ténacité dans le sens des colonnes. Le type de maille influera sur le comportement dans le sens des rangées. Ces tissus offrent une bonne drapabilité, mais bien que leurs caractéristiques mécaniques sont supérieures à celles des tricots trames, elles restent néanmoins très inférieures à celles des tissus [39].

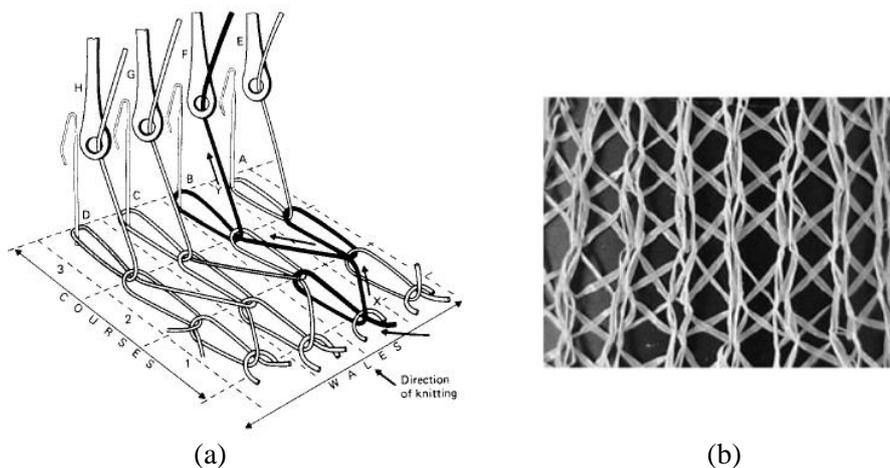


Fig. 1.13. Schéma d'une machine à tricoter chaîne(a), tricot chaîne(b) [13].

- Renforts tressés 2D : ils consistent en un entrecroisement de deux ou trois mèches donnant un ruban de forme tubulaire ou plate. Les bobines sont placées sur la machine à tresser et les mèches sont placées dans un dispositif de tirage (Fig. 1.14 (a)). Un nombre pair de mèches avec une trajectoire circulaire donne une tresse tubulaire (Fig. 1.14 (b)). Un nombre impair de mèches avec un mouvement elliptique de va-et-vient donne une tresse plate (Fig. 1.14 ©) [40]. L'angle de tressage

varie en fonction du tirage et de la vitesse de rotation des bobines et permet ainsi de modifier les caractéristiques mécaniques. En effet, l'augmentation de l'angle entre les mèches diminue le module d'élasticité longitudinal en faveur du module transversal et augmente le module de cisaillement [41].

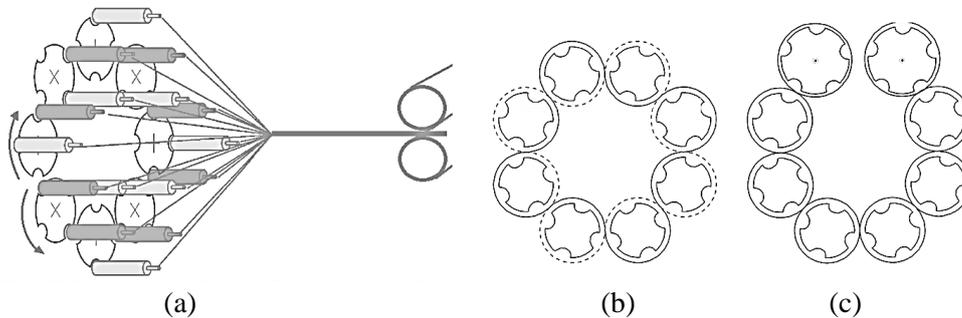


Fig. 1.14. Schéma d'une tresseuse 2D (a) disposition de bobine pour tresses tubulaires (b), disposition des bobines pour tresses plates (c) [40].

- Renforts tressés 3D : ils sont le résultat de l'entrelacement de plus de deux fils donnant une structure compacte. Les bobines sont placées sur une machine dite carrée avec un mouvement de bobines sur la diagonale (Fig. 1.15 (a)). Le résultat est une tresse carrée et compacte (Fig. 1.15 (b)) [42]. Les tresses 3D comparées aux tresses 2D offrent une plus grande résistance au délaminage, de plus grandes rigidité et ténacité et l'avantage d'un renfort préformé malgré une production plus lente [43].

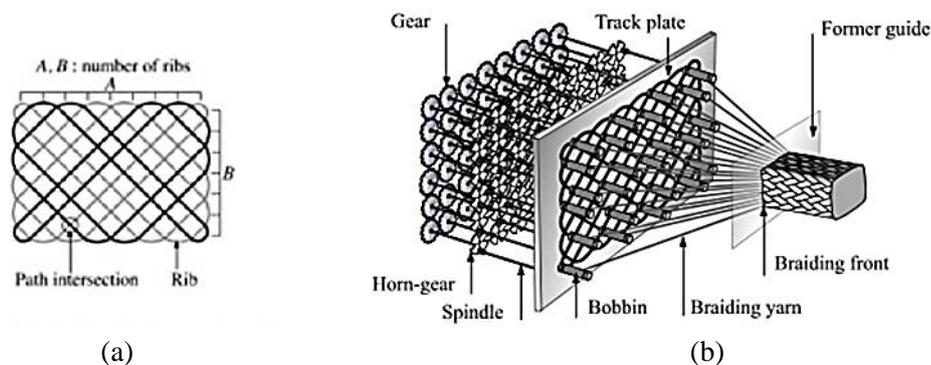


Fig. 1.15. Exemple de déplacement des bobines en machine à tresser 3D (a), schéma d'une machine à tresser 3D (b) [42].

- Non-Crimp Fabric : il est constitué de nappes superposées de mèches/rovings alignées dans une ou plusieurs directions. Les rovings sont placés de manière juxtaposée sur un mat de fibres non tissées pour faire la première nappe. Elle est suivie par le placement d'autres nappes dont les fibres sont dirigées dans d'autres directions (généralement faisant un angle 45 ou 90° avec la première nappe) (Fig. 1.16 (a)). Les rovings sont tenus entre eux par des fils placés par la technique de tricotage chaîne (Fig. 1.16 (b)) [44]. Les NCF offrent un meilleur comportement mécanique dans le sens des

fibres [45] et une meilleure stabilité dimensionnelle du renfort [46], mais sont plus difficilement mis en formes complexes que d'autres renforts [47].

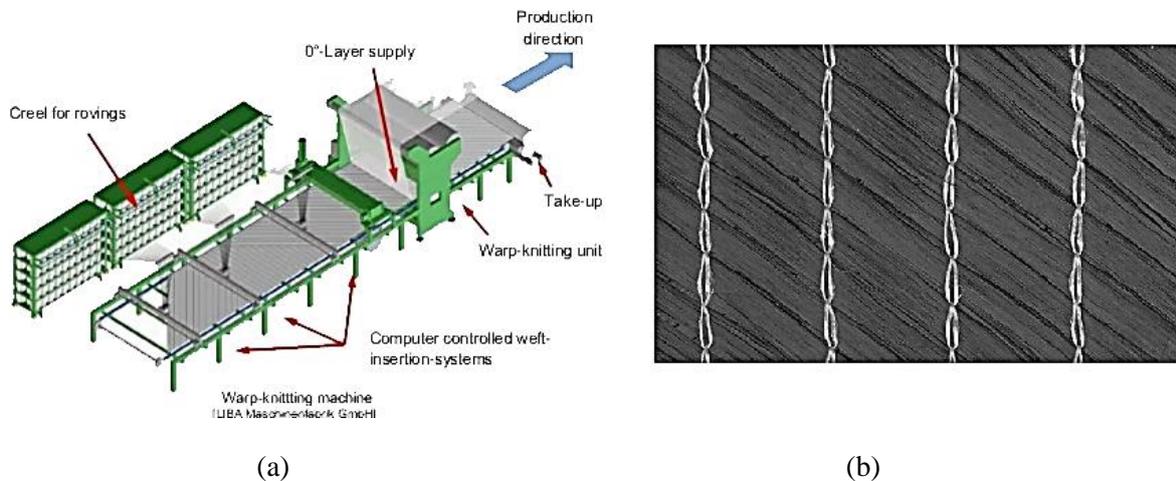


Fig. 1.16. Schéma d'une ligne de production de NCF (a), étoffe NCF unidirectionnelle (b) [48]

### 1.3. Méthodes de fabrication des composites à renforts fibreux

Plusieurs méthodes sont disponibles pour la fabrication de matériaux composites. Sans être exhaustive, on peut citer les méthodes suivantes parmi celles des plus utilisées :

- Moulage au contact [3] (Fig. 1.17) : c'est l'une des premières techniques de moulage de matériaux composites. Le procédé est manuel et il est toujours utilisé pour des petites séries (p. ex. coques pour bateaux, grands conteneurs, piscines et baignoires, petites cabines et bâtiments, couvercles de machine, panneaux de carrosserie, équipement de sport, pales d'éoliennes, prototypes et maquettes...). Cette technique consiste à appliquer une couche de gel sur un moule, suivie par des empilements de couches de résines et de renforts en veillant à bien épouser les formes du moule. Pour finir, une fois la résine réticulée et durcie, la pièce est démoulée. La technique est facile d'emploi et nécessite des moules peu coûteux. Cependant, le procédé est lent, les pièces obtenues ne sont lisses que d'un seul côté et les irrégularités d'application influent sur les propriétés mécaniques.

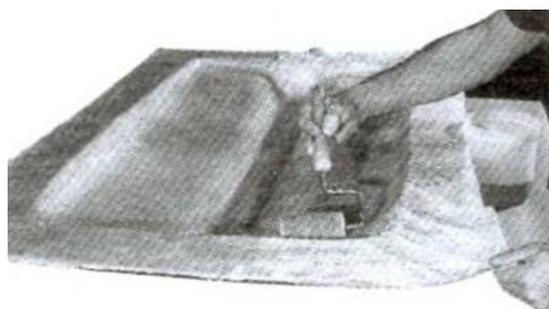


Fig. 1.17. Moulage au contact [3].

- Projection simultanée [3] (Fig. 1.18) : il s'agit d'une évolution du moulage au contact automatisant le dépôt des couches de résine et de renfort. L'ajustement des couches au moule se fait tout de même avec un rouleau manuellement. La projection simultanée est un peu plus rapide que le moulage par contact, mais le reste des avantages et inconvénients restent les mêmes. Les domaines d'applications restent assez similaires au moulage au contact.

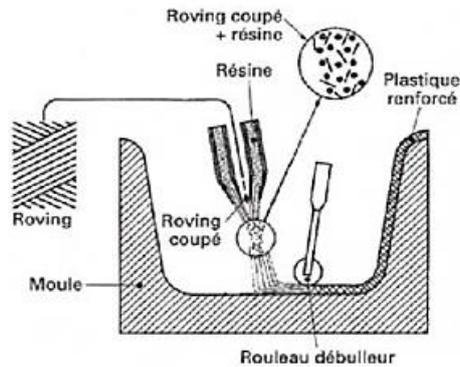


Fig. 1.18. Projection simultanée [3].

- Sheet molding compound (SMC) [49] (Fig. 1.19) : ce procédé consiste à pulvériser un mélange de fibres découpées ou continues avec une résine sur un tapis pour former une feuille (sheet) pré-impregnée pouvant être utilisée pour la formation d'un composite ou un moule chauffé pour former une pièce plus complexe. Le process ressemble aux deux méthodes précédentes. Étant entièrement automatisée, la cadence est plus rapide et l'application est plus homogène donnant des pièces aux propriétés mécaniques plus contrôlées. Les applications sont aussi similaires.

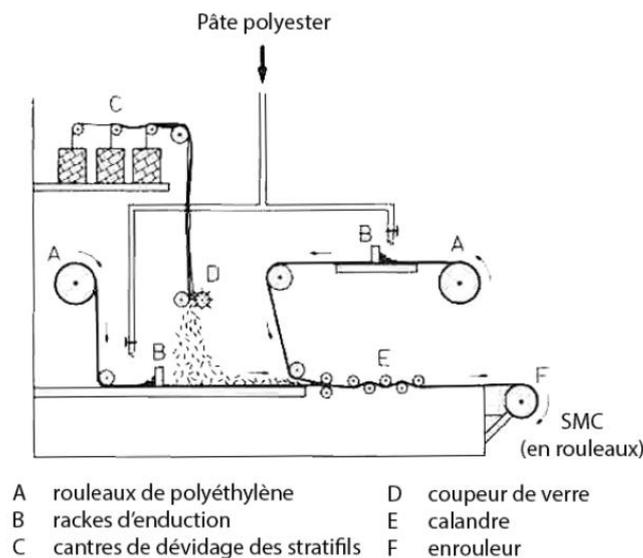


Fig. 1.19. Sheet molding compound (SMC) [49].

- Resin transfer molding (RTM) [11] (Fig. 1.20) : il consiste à mouler une étoffe textile (tissé, unidirectionnelle, mats...) entre deux moules, puis injecter sous pression la résine dans le renfort à travers un des moules. Après la réticulation à chaud de la résine, la pièce peut être démoulée. Cette technique gagne de plus en plus de popularité étant donné son faible coût de mise en œuvre, sa rapidité, la possibilité de générer des formes complexes et la possibilité de fabriquer des pièces composites lisses des deux côtés avec des taux de fibres atteignant 65% du composite. Les pièces qui en résultent ont d'assez bonnes propriétés mécaniques, les rendant acceptables pour des applications automobiles ou aéronautiques [50]. Certains problèmes peuvent cependant se produire lors du moulage créant des zones vides ou des poches de résines qui diminuent les propriétés mécaniques des composites [51].

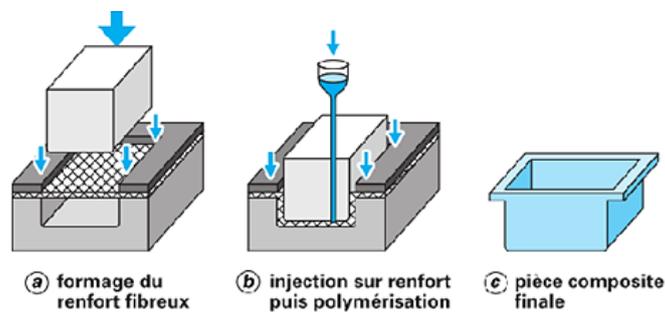


Fig. 1.20. Resin transfer molding (RTM) [11].

- Pultrusion [52] (Fig. 1.21) : ce procédé consiste à tirer de manière continue des fils de renforts à travers une succession de traitements pour former des profilés. Les fils passent tout d'abord par un bain de résine, ensuite par une filière chauffée qui réticule la résine et donne le profil du composite. Ce dernier, suffisamment refroidi, passe finalement par la tireuse, sans être déformé, pour passer à d'autres étapes d'usinage. Les profilés qui en résultent sont utilisés dans des domaines nécessitant une grande stabilité chimique, diélectrique et mécanique (p. ex. sols dans le milieu agricole et installation chimique, support et séparation de pièces électriques, automobiles et aéronautiques).

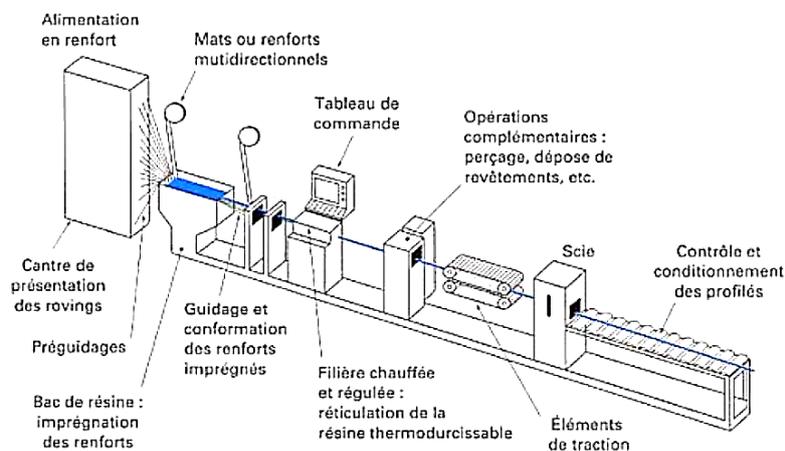


Fig. 1.21. Pultrusion [52].

- Enroulement filamentaire [3] (Fig. 1.22) : il consiste à enrouler un fil imprégné de résine autour d'un mandrin. Une fois la résine réticulée et la pièce solidifiée, le tout est démoulé pour obtenir un composite creux. Les pièces peuvent être utilisées pour des pièces banales (tuyaux, rames, mats, fourches de vélos) comme pour des pièces nécessitant de hautes tolérances (réservoirs de haute pression, fuselages d'avions et coques de missiles).

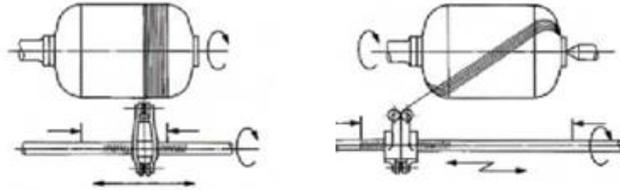


Fig. 1.22. Enroulement filamentaire [3].

- Structural Reaction injection molding (S-RIM) [53] (Fig. 1.23) : le principe est similaire au procédé RTM. Le renfort est placé dans le moule, mais dans ce cas, au lieu d'une résine thermodurcissable, on injecte du polyol et du isocyanate séparément qui réagissent et se polycondensent dans le moule pour former la matrice en polyuréthane. Une fois la pièce solidifiée elle est retirée du moule.

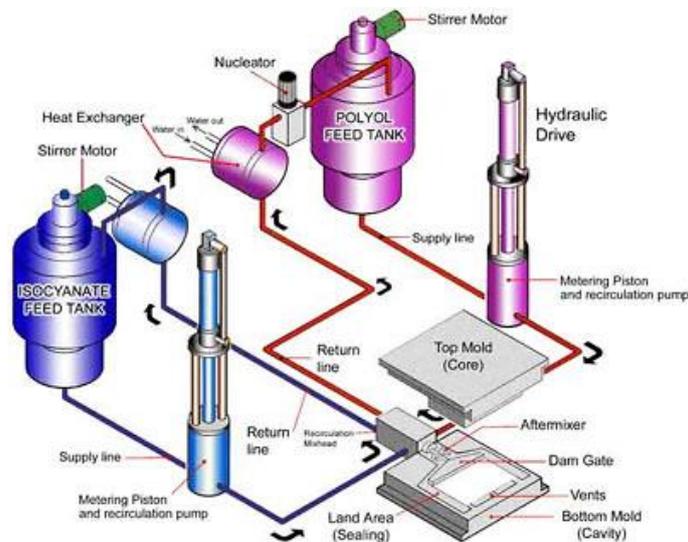


Fig. 1.23. Structural Reaction injection moulding (S-RIM) ("PURMOLD - RIM Polyurethanes") [53].

- Thermoplastique renforcé estampable (TRE) [54] (Fig. 1.24) : ce procédé peut être effectué par voie sèche ou humide. En voie sèche, le renfort et la matrice sous forme de films passent entre deux bandes chauffées permettant l'imprégnation et la solidarisation du matériau donnant finalement des plaques TRE. En voie humide, les fibres renforts et la matrice sont en suspension. Le mélange est déposé sur un tapis, séché puis passe entre deux bandes chauffées pour former les plaques TRE. Les plaques issues du TRE sont un produit semi-fini et passent ensuite par une étape de mise en forme (exemple en pièces structurales en industries automobiles).

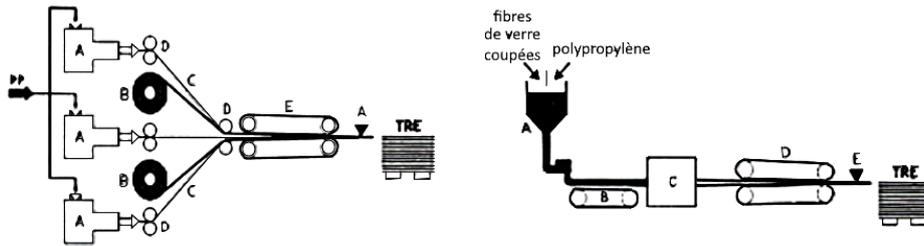


Fig. 1.24. Thermoplastique renforcé estampable (TRE) [54].

- Automatic fiber placement (AFP) [55] ou Automatic tape lay-up (ATL) [56] (Fig. 1.25) : il consiste à placer, via un bras robotisé, le renfort en forme de rubans (>100mm de large dans le cas de ATL) ou un ensemble de mèches (dans le cas de AFP) sur un substrat. Le renfort peut être pré-imprégné de résine ou tout simplement enduit sur une face de résine. Le bras robotisé place le renfort selon une programmation préétablie pour former un matériau composite sur mesure sans trop de pertes de matières premières. Le process est lent, mais les pièces qui en résultent présentent des géométries complexes et des propriétés mécaniques contrôlées ce qui en fait une méthode de haute précision destinée généralement au domaine aéronautique.

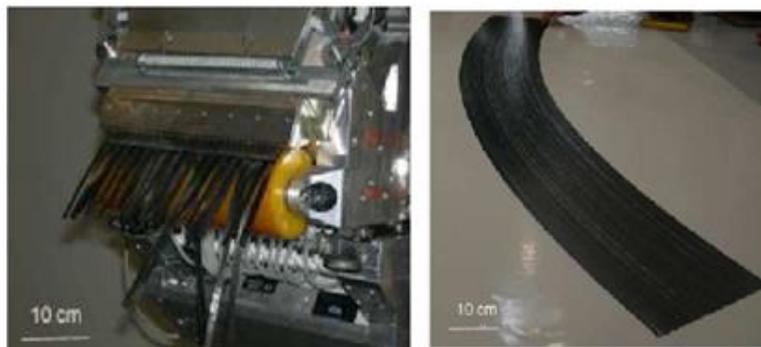


Fig. 1.25. Automatic fiber placement (AFP) [55].

Dans la suite de ce travail, nous nous focaliserons principalement sur les défauts de mise en forme des renforts fibreux continue tissés, notamment en procédés de moulages ou de RTM.

#### 1.4. Défauts des renforts tissés lors de leurs mises en œuvre

Potter et al. [5] expliquent que les défauts dans la fabrication de composites causent des pertes en caractéristiques mécaniques, notamment en flexion, traction et compression. Ils engendrent également une augmentation de porosité et augmentent la consommation en résine. Il présente dans son travail les différents défauts dans la fabrication des composites. On s'intéressera dans ce qui suit aux défauts qui s'appliquent au préformage des renforts tissés.

### 1.4.1. Défauts de plis

Ces défauts sont observés lors de la mise en forme des renforts sur des géométries complexes quand le renfort est soumis à un fort cisaillement (Fig. 1.26).

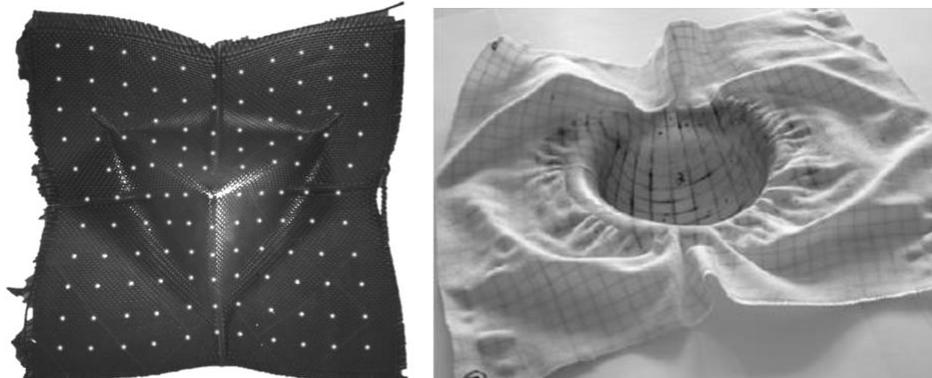


Fig. 1.26. Défauts de plis lors du préformage d'un tissu : sur un outil tétraédrique (Thompson, 2016) sur un outil hémisphérique [58]

Le cisaillement est décrit par l'angle entre les mèches de chaîne et de trame qui en dépassant  $40^\circ$  (angle de blocage) entraîne une augmentation de masse surfacique de 41% (Fig. 1.27 (a)). Ainsi, le renfort ne peut plus accommoder l'excès de matière par unité de surface au moule et le pli se forme (Fig. 1.27 (b)). Les plis peuvent être également formés en multicouches par la compression globale lors du préformage (Fig. 1.27 (c)) ou par le frottement interplis (Fig. 1.27 (d)) [5].

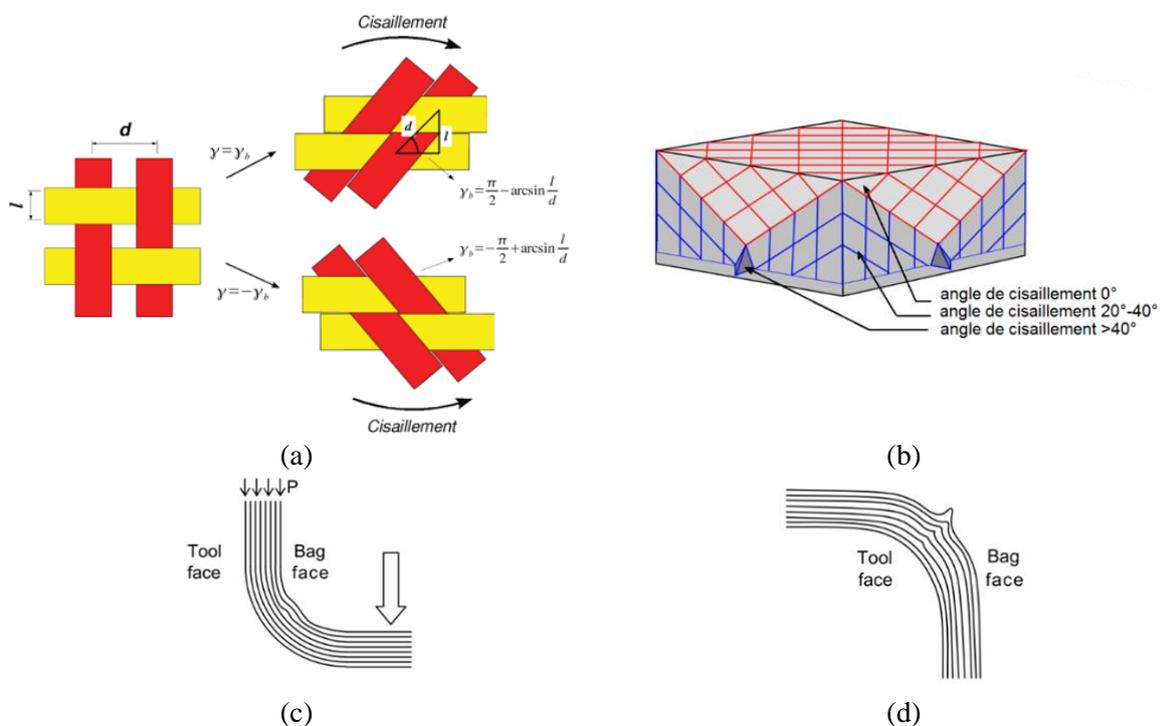


Fig. 1.27. Angle de cisaillement (a) [59] distribution des angles de cisaillement lors du drapage (b), boucles lors du préformage multicouche à l'intérieur du moule (c) à l'extérieur du moule (d) [5].

Pour prédire le cisaillement, deux méthodes expérimentales sont généralement utilisées [60] :

- Frame test (Fig. 1.28 (a)) : dans ce test, le tissu est maintenu entre les barres d'un cadre articulé. Le cadre est soumis à une traction diagonale changeant la morphologie du cadre d'un carré en un losange (Fig. 1.28 (b)). Les mèches initialement perpendiculaires subissent un cisaillement d'un angle  $\gamma$  tel que :

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2 \arccos\left(\frac{\sqrt{2} + d}{2L_{frame}}\right) \quad Eq. 1.1$$

Où  $d$  est le déplacement du cadre,  $L_{frame}$  est la longueur d'une barre du cadre. La force de cisaillement  $F_{sh}$  est déterminée comme suit :

$$F_{sh} = \frac{F_{norm}}{2 \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \quad Eq. 1.2$$

Où  $\alpha$  est l'angle entre les barres du cadre et  $F_{norm}$  la force normalisée sont tel que :

$$\alpha = (\pi/2) - \gamma \quad Eq. 1.3$$

$$F_{norm} = \frac{F * L_{frame}}{L_{fabric}^2} \quad Eq. 1.4$$

Avec  $F$  la force enregistrée dans l'essai et  $L_{fabric}$  la longueur du tissu. Le Frame test présente un inconvénient : le cisaillement des mèches maintenues sur les bras du cadre induit des tensions parasites qui influencent les mesures de la force de cisaillement du tissu.

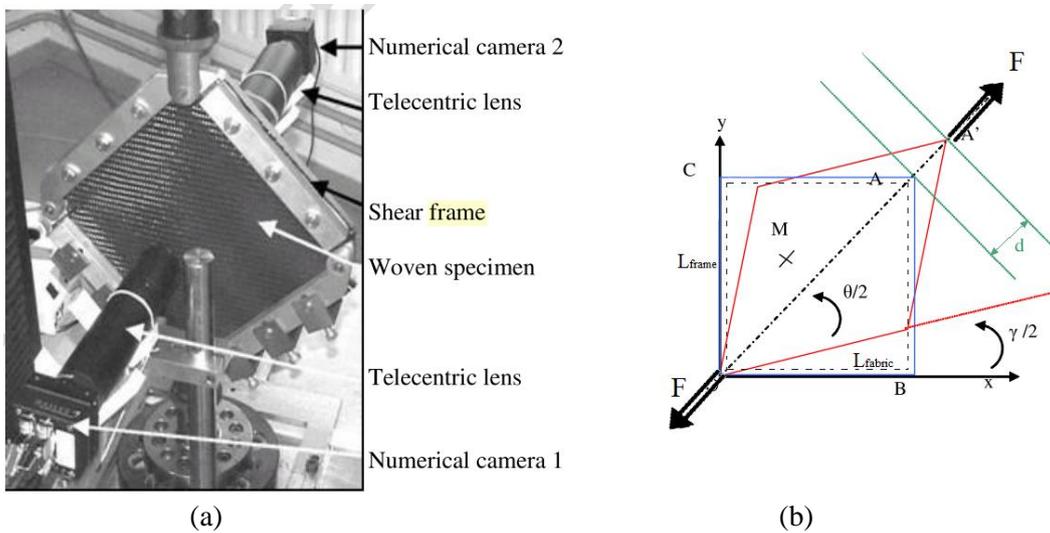


Fig. 1.28. Frame test (a), représentation de la déformation du frame test (b) [60].

- Bias test (Fig. 1.29 (a)) : il s'agit d'un essai de traction où le tissu est placé de façon à ce que l'angle entre les mèches et les mors soient de  $45^\circ$ . Au cours du test, on peut distinguer trois zones (Fig. 1.29 (b)) :
  - Zone A : les mèches de chaîne et de trame sont maintenues par les mors et aucune déformation n'est enregistrée

- Zone B : les mèches de chaîne ou de trame sont maintenues par les mors et l'angle de cisaillement est égal à la moitié de l'angle de cisaillement en zone C.
- Zone C : les mèches de chaîne et de trames ne sont plus maintenues par les mors et l'étirage du tissu donne naissance à une zone de cisaillement pur dont l'angle est calculé comme suit :

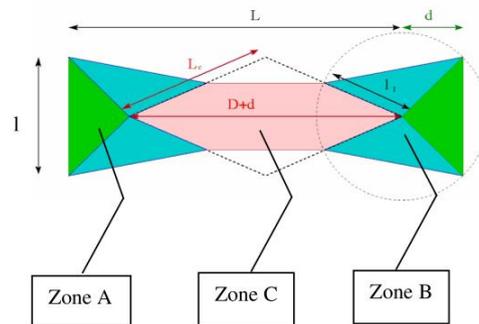
$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2 \arccos\left(\frac{D+d}{\sqrt{2}D}\right) \quad \text{Eq. 1.5}$$

Avec  $D$  est la longueur initiale de la zone C et  $D+d$  sa longueur finale. La force de cisaillement est :

$$F_{sh}(\gamma) = \frac{F}{\cos\gamma} \left( \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) - \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right) \right) - F_{sh}\left(\frac{\gamma}{2}\right) \quad \text{Eq. 1.6}$$



(a)



(b)

Fig. 1.29. Bias test (a), zones de cisaillement lors du Bias test (b) [60].

L'avantage de cette méthode est qu'elle est plus facile à mettre en œuvre comparé au Frame test. Elle présente néanmoins quelques inconvénients également. En effet, la force mesurée représente la somme de l'ensemble des mèches sans prendre en compte le comportement plus ou moins hétérogène des mèches de chaîne et de trame.

Il est possible d'instrumenter le Frame test et le Bias test avec des méthodes de mesures de champs cinématiques pour avoir des résultats plus précis et plus locaux sur les angles de cisaillement [61] [45]. D'autres travaux de recherches se sont intéressés à ces défauts. Lightfoot et al. [62] ont étudié l'effet du placement des couches de renfort et leur design dans l'apparition des défauts de plis. Woigk et al. [63] ont étudié l'effet de l'orientation des couches de renfort sur les caractéristiques mécaniques des composites et l'apparition des défauts. Nezami et al. [64] ont étudié les interactions inter et intracouches de renforts pour déterminer leur influence sur l'apparition des plis. Rashidi et al. [65] ont exploré l'utilisation de serre-flans avec des pressions différentielles pour réduire l'apparition des plis sur des renforts en tissu 3D. Sjölander et al. [66] ont recherché l'influence de la compression et du cisaillement interplis dans la formation de plis lors du préformage d'un multicouche. Boisse et al. [58] et Tephany et

al. [67] ont proposé des modèles numériques continus qui utilisent des éléments coque pour prendre en compte les rigidités en traction, flexion et cisaillement des mèches. Nishie et al. [68] et Thompson et al. [57] ont proposé un modèle en éléments finis combinant un élément plaque, qui prend en compte les rigidités en traction et cisaillement, sandwiché entre 2 éléments coque qui imposent la rigidité en flexion pour la prédiction de la formation de plis. Hosseini et al. [69] ont proposé un modèle analytique pour étudier la formation de plis et l'influence du blocage en cisaillement des mèches ainsi que l'effet du cisaillement intra mèches induit par les tensions. Hübner et al. [70] ont appliqué le modèle 2D de mèches en sandwich coque/plaque sur des tissus en 3D.

### 1.4.2. Défaut d'ondulation

Contrairement au défaut de plis, le défaut d'ondulation des mèches est un défaut dans le plan du renfort. Ce défaut est typiquement observable sur des multicouches notamment de renforts unidirectionnels [71] ou sur des mèches enroulées [5]. Il est cependant possible de rencontrer ce défaut lors de la mise en forme de tissus ayant d'importants flottés comme des sergés ou des satins (Fig. 1.30). Lightfoot et al. [62] [72] le montre lors de la mise en forme de ces tissus en forme de U. Il est aussi possible d'observer ce défaut en moindre amplitude sur des tissus de toile comme le montre Nezami et al. [64] lors de la mise en forme hémisphérique de toiles de carbone. Le défaut d'ondulation est dû à la compression des mèches lors de la mise en forme en géométrie complexe avec des rayons sévères. Les mèches comprimées dans le plan ne peuvent pas fléchir hors du plan étant bloquées par les couches de renforts supérieurs.

Ce type de défaut diminue les propriétés mécaniques dans le plan des composites finis comme le montrent les travaux de Hisao et al. [71] et Zhao et al. [73].

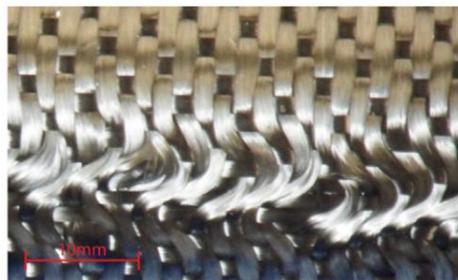


Fig. 1.30. Défaut d'ondulation dans un tissu de satin [62].

### 1.4.3. Défaut de rupture

Lors de la mise en forme des renforts fibreux, les mèches subissent des déformations plus ou moins importantes selon la forme requise qui peuvent être des zones de faiblesse pour le composite final. Ouagne et al. [74] ont mis en évidence et quantifié les déformations subies par les différentes mèches du renfort lors du préformage du renfort sur un outil tétraédrique (Fig. 1.31 (a)). Ils les ont comparées aux déformations obtenues lors d'essais de traction uniaxiale et biaxiale (Fig. 1.31 (b)).

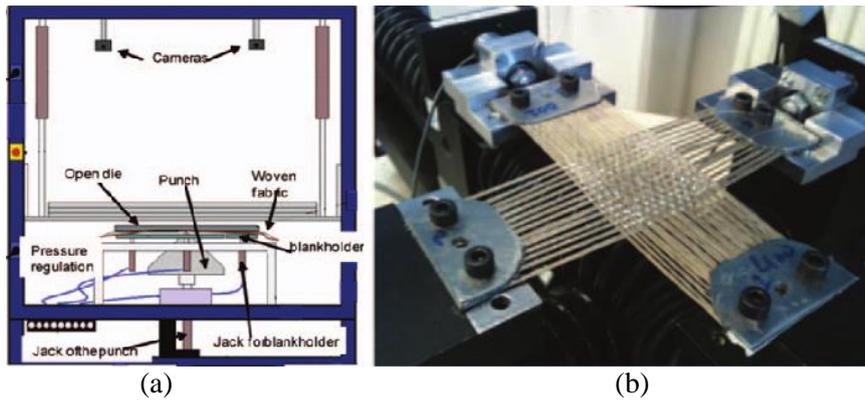


Fig. 1.31. Schéma du dispositif de préformage tétraédrique (a), essai de traction biaxiale (b) [74].

Dans l'essai de traction, on définit  $k$ , le rapport de vitesses de sollicitation  $V_{axe1}$  et  $V_{axe2}$  des mèches dans les deux axes du renfort telles que :

$$k = \frac{V_{axe1}}{V_{axe2}} \quad \text{Eq. 1.7}$$

Si  $k = 0$ , l'essai de traction est uniaxiale.

Moothoo et al. [75] ont montré que la rupture des mèches est conditionnée non seulement par le procédé de fabrication des mèches, mais aussi par la nature et la longueur des fibres, ainsi que par la longueur de l'échantillon étudié. Les extrémités des fibres présentent une discontinuité dans la masse fibreuse et fragilisent la mèche en traction. De ce fait, comme le présente la Fig. 1.32 (a, b), plus la longueur de l'échantillon est grande, plus la constitution et le comportement sont homogènes. La rupture s'effectue graduellement par la migration et le détachement de paquet de fibres, s'accompagnant d'une perte de tension jusqu'à rupture totale (Fig. 1.32 ©).

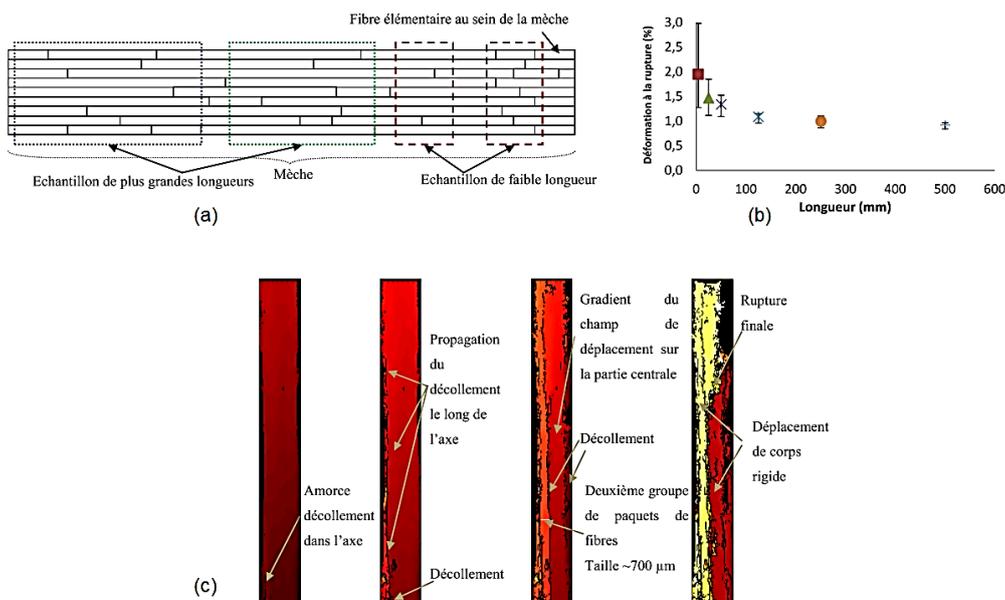


Fig. 1.32. Schéma de la répartition des extrémités des fibres dans une mèche (a), effet de la longueur du spécimen sur la déformation à la rupture (b), suivis des paquets de fibres dans une mèche lors d'un essai de traction (c) [75].

### 1.4.4. Défauts de boucles

Ces défauts s'observent à l'échelle mésoscopique. Contrairement aux plis, les mèches bouclent localement dans une seule direction (Fig. 1.33 (b)). Au moment du préformage du renfort, les mèches fléchissent dans le plan formant une courbe (Fig. 1.33 (a)) au sommet de laquelle une déformation hors plan apparaît pour accommoder l'excès de longueur entre l'intérieur et l'extérieur de la mèche [5]. Ce défaut a été remarqué par Potter et al. [5] puis par Soulat et al. [76]. Ouagne et al. [77] [78] ont aussi observé ce phénomène pour plusieurs types de renforts tissés équilibrés et non équilibrés et ont montré l'influence de la texture des renforts. Capelle et al. [79] ont conçu un serre-flan qui s'adapte au contour de l'outil de préformage qui a permis de limiter la taille des boucles, voire de les supprimer.

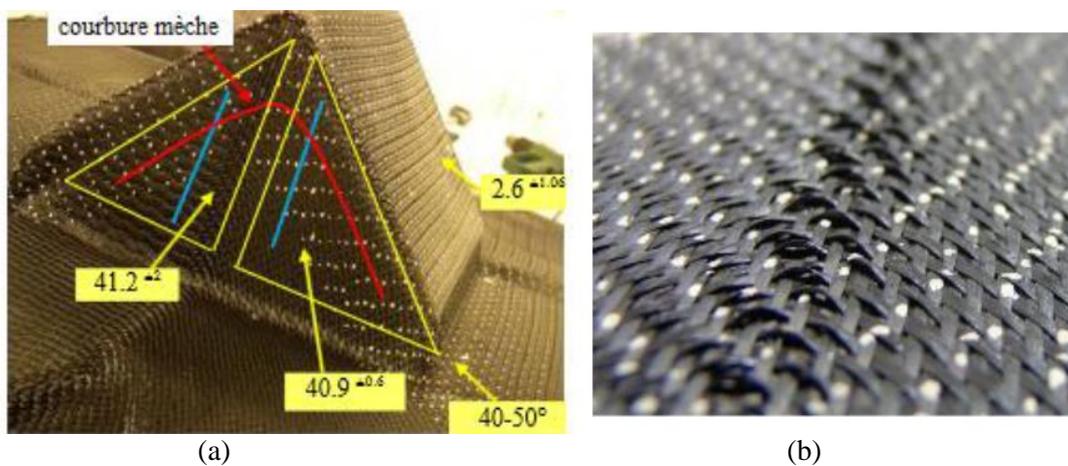


Fig. 1.33. Courbure des mèches lors de la mise en forme du renfort tissé en lin (a), déformation hors plan des mèches courbées d'un renfort tissé en carbone (b) [80] [81].

Tephany et al. [80] ont mis en évidence le mécanisme de formation de la boucle grâce à la technique de relèvement de formes par projection de franges (Fig. 1.34 (a, b, c)). Les mèches, lors du bouclage, subissent une déflexion latérale accompagnée d'une rotation de la mèche autour de son axe central (Fig. 1.35).

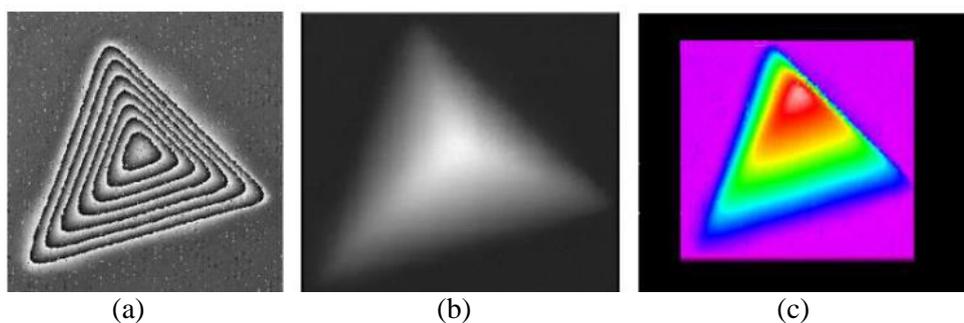


Fig. 1.34. Image modulée (a), image démodulée (b) et reconstruction 3D (c) [80].

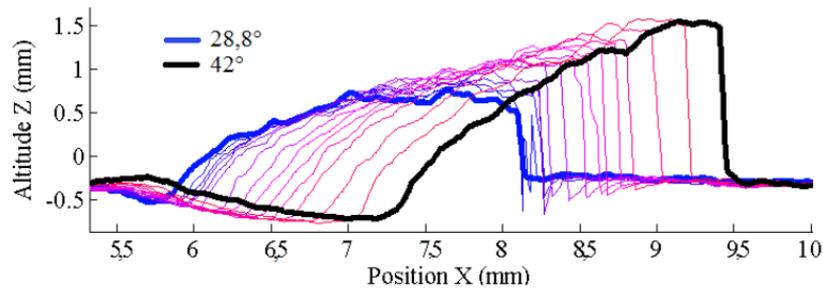


Fig. 1.35. Évolution du profil de la mèche lors du bouclage [80].

Tephany et al. [80] ont aussi mis en évidence la relation entre la formation des boucles et quelques paramètres du tissu comme l'orientation (Fig. 1.36), et la tension initiale.

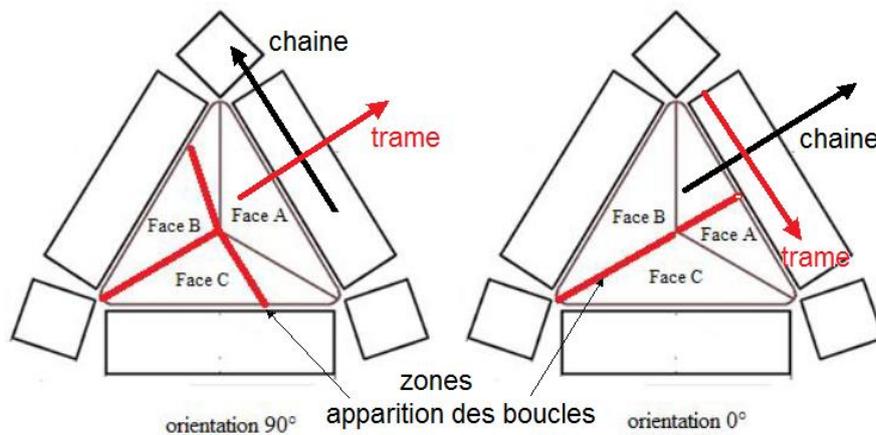


Fig. 1.36. Zones d'apparition des boucles en fonction de l'orientation du renfort [80].

Pour mieux analyser le défaut, ils conçoivent un dispositif permettant de courber les mèches. Ce phénomène permet ainsi la création de boucles. La tension appliquée aux mèches est alors mesurée (Fig. 1.37).

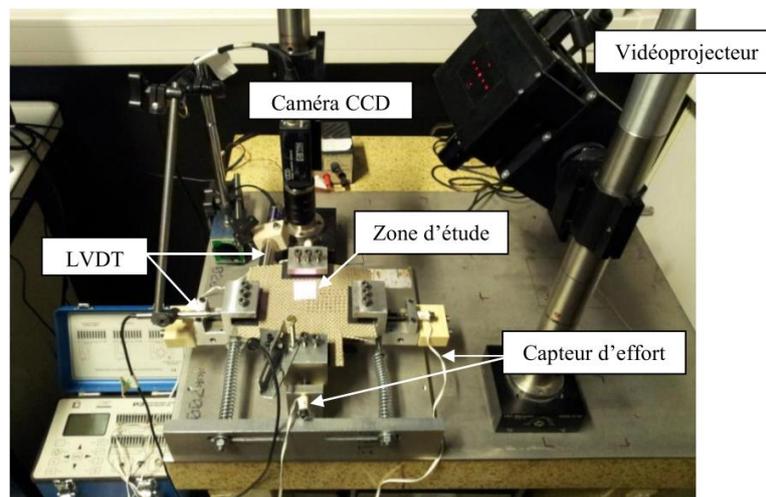


Fig. 1.37. Dispositif de reproduction des boucles [80].

Les travaux de recherches restent limités sur le sujet du bouclage des mèches. Béakou et al. [55] ont utilisé la méthode de Ritz pour résoudre l'équation de charge critique de bouclage et ont développé un modèle analytique pour la prédiction de boucle dans une mèche pré-imprégnée dans le cadre du procédé AFP. Matveev et al. [56] ont utilisé une approche similaire pour établir un modèle analytique d'une mèche sèche dans le procédé AFP. Alshahrani et al. [82] ont proposé un modèle analytique pour la prédiction du comportement en flexion des mèches pré-imprégnées. Iwata et al. [83] ont utilisé un modèle hybride méso/macro qui permet de simuler les tensions et le cisaillement globalement dans un tissu mis en forme macroscopiquement et de simuler le glissement et les défauts hors plans comme les boucles grâce à une approche mésoscopique (Fig. 1.38).

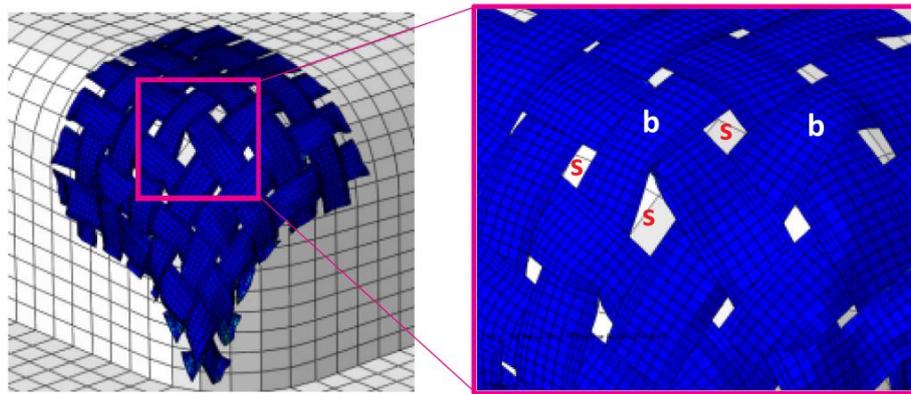


Fig. 1.38. Modélisation méso/macro de la mise en forme d'un renfort tissé présentant des défauts hors plans de boucles (marqués par un b blanc sur les mèches) [83].

Malgré son observation récurrente et les travaux proposés sur le bouclage, le défaut n'est, cependant, toujours pas complètement compris et mérite une investigation plus avancée. Il est ainsi nécessaire de chercher l'influence des paramètres importants qui contribuent à l'apparition de ce défaut et utiliser ces connaissances pour pouvoir prédire et simuler de manière précise le défaut de bouclage lors de la mise en forme d'une étoffe tissée.

#### 1.4.5. Défauts de glissement

Le défaut de glissement des mèches est aussi est un défaut visible à l'échelle mésoscopique. Ce défaut est susceptible d'apparaître pendant la mise en forme complexe des mèches comme l'ont observé Ouagne et al. [78] sur deux tissus toiles de lin (Fig. 1.39). Les deux tissus sont mis en forme avec un poinçon tétraédrique et des serre-flans segmentés. Les pressions aux serre-flans sont enregistrées et étudiées au moment de l'apparition de glissement. Plus le tissu est lâche et moins de pression de serre-flans est nécessaire pour générer du glissement de mèches.

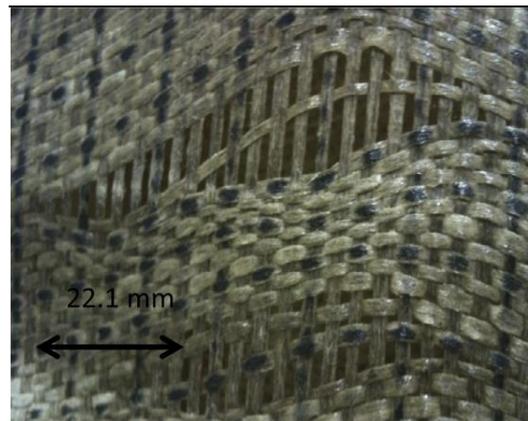


Fig. 1.39. Défaut de glissement [78]

Allaoui et al. [81] sont parvenus à des conclusions similaires sur la mise en forme de renforts interlocks. Nezami et al. [64] ont observé des défauts de glissements similaires sur un poinçon de forme de boomerang durant la mise en forme de couches simples de renforts tissés avec des serre-flans à pression homogène.

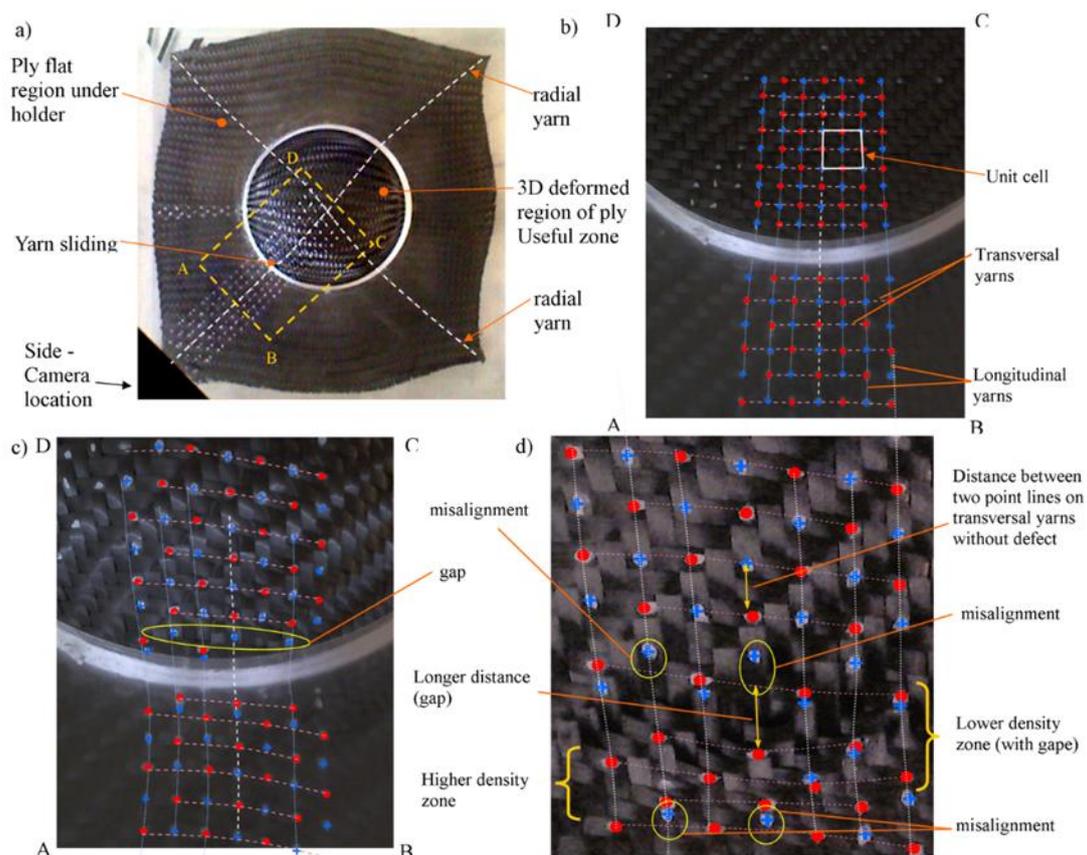


Fig. 1.40. Glissement de mèches lors de la mise en forme hémisphérique d'un renfort en carbone [84]

Labanieh et al. [84] ont mis en évidence l'influence de la tension des mèches, de l'angle de cisaillement, l'orientation relative de la couche de renfort par rapport aux poinçons, du frottement mèche/mèche et

mèche/outil sur le glissement des mèches dans le renfort lors de la mise en forme sur un outil hémisphérique (Fig. 1.40). Ils séparent le renfort en deux parties, les zones de tensions et les zones de cisaillement. Dans les zones de tensions, le tissu épouse la géométrie du poinçon via le déplacement mèches longitudinales qui sont entraînées par le poinçon. Les mèches transversales sont entraînées par leur cohésion avec les mèches longitudinales. Dans les zones de cisaillement, le tissu cisaille pour épouser la géométrie du poinçon. Ils remarquent que le glissement de mèche peut s'effectuer sur les zones de tension lorsque la pression générée par les serre-flans est supérieure à la tension des mèches et propose un modèle analytique pour déterminer cette tension ( $t^{yarn}$ ).

$$t^{yarn} = 2 \mu (P - Fp) e^{\mu\alpha} (A^p) / S \quad \text{Eq. 1.8}$$

Où  $\mu$  est le coefficient de frottement,  $P$  est la pression du serre-flan,  $Fp$  est la force appliquée par le poinçon,  $\alpha$  est l'angle de courbure du bord du serre-flan,  $A^p$  est la surface de la mèche et  $S$  est la surface totale du serre-flan.

À ce jour, le défaut de glissement des mèches reste un phénomène complexe très peu étudié et pour lequel demeurent encore des questions [85]. Par exemple, très peu de travaux existent sur des simulations numériques du comportement des mèches. Gatouillat et al. [86] ont proposé une simulation en visant une modélisation mésoscopique, assez coûteuse en ressources, des mèches dans une structure tissée pour reproduire ce défaut de glissement. Il apparaît donc comme très important de pouvoir étudier ce défaut de façon expérimentale, très lié à la cohésion des renforts tissés, et de tenter de proposer une modélisation prédictive de l'apparition d'un tel défaut.

## 1.5. Conclusion

Dans ce premier chapitre, les renforts fibreux ont été mis en avant. En particulier, les étoffes tissées ont montré dans la littérature leur potentiel en tant que renfort pour les matériaux composites de par leurs caractéristiques mécaniques et par leur potentiel de mise en œuvre. Le préformage (première étape du procédé RTM) convient à la mise en forme des renforts tissés. Cependant, quelques défauts subsistent. Parmi ces défauts, certains ont été explorés largement dans la littérature et peuvent être simulés. D'autres comme le bouclage et le glissement des mèches pendant la mise en forme des renforts restent moins explorés, mais présentent des problèmes non négligeables pour le comportement mécanique des matériaux composites.

Dans le prochain chapitre, les matériels et méthodes utilisés pour la reproduction et la caractérisation des défauts de bouclage et de glissement utilisés dans le cadre de ce travail sont détaillés.

# Chapitre 2 - Matériel et méthode

---

2.1.	Introduction.....	52
2.2.	Revue des techniques mesures optiques applicables sur les tissus .....	52
2.2.1.	Triangulation laser.....	52
2.2.2.	Lumière structurée.....	53
2.2.3.	Moiré contour de franges à distance (projection de franges) .....	54
2.2.4.	Interférométrie.....	54
2.2.5.	Variation Focale .....	55
2.2.6.	Photogrammétrie .....	56
2.2.7.	Stéréo-corrélation d'images.....	56
2.2.8.	Conclusion.....	57
2.3.	Caractérisation expérimentale des défauts de bouclage.....	59
2.3.1.	Dispositif expérimental .....	59
2.3.2.	Méthodes de mesures .....	62
2.4.	Caractérisation expérimentale des défauts de glissement .....	67
2.4.1.	Montage de frottement de mèches.....	67
2.4.2.	Montage de pull-out dans le plan .....	69
2.4.3.	Montage de pull-out hors plan.....	69
2.5.	Conclusion .....	73

---

## 2.1. Introduction

Comme expliqué dans le chapitre précédent, l'objectif de ce travail de thèse est de se focaliser sur deux types de défauts qui apparaissent lors de la mise en forme complexe de renforts tissés : le défaut de boucles et le défaut de glissement. Inspiré de l'étude bibliographique, les matériaux et méthodes employés afin de générer et de caractériser ces défauts sont détaillés dans ce chapitre.

## 2.2. Revue des techniques mesures optiques applicables sur les tissus

Pour le suivi de l'évolution des défauts sur le renfort tissé, il est nécessaire d'utiliser une méthode non destructive et non intrusive qui n'entraverait pas le processus de formation du défaut et qui permettrait d'effectuer des mesures hors plan dans le cas des boucles. Les méthodes optiques de mesures de champs permettent le suivi de déplacement tout en étant non invasives. Ces méthodes ont fait leurs preuves sur de renforts fibreux [61], [80], [87]. Roose et al. [88] ont revu des techniques de mesures de champs sans contact applicable sur des membranes, Fazzini [89] et Sansoni et al. [90] ont fait l'état de l'art sur les techniques de mesures de champs et déterminent l'effet des paramètres sur les mesures obtenues.

### 2.2.1. Triangulation laser

La technique de triangulation laser consiste à projeter une grille de points, ou de lignes sur la surface d'un objet. Un capteur optique est placé à une distance  $d$  du projecteur. On note  $k$  l'angle entre le centre du projecteur, le point de surface et le centre optique de la caméra (Fig. 2.1). Le point de surface de coordonnées  $(x, y, z)$  est reproduit sur le plan de l'image avec les coordonnées  $(u, v)$ . Les coordonnées du point sont obtenues à partir des équations suivantes [91] :

$$L = \frac{2 \tan\left(\frac{FOV}{2}\right)}{\sqrt{w^2 + h^2}} \quad Eq. 2.1$$

$$z = d * \frac{\cos(\arctan(uL)) \sin(\pi - \theta)}{\sin((\pi - \theta) + \varphi + \arctan(uL))} \quad Eq. 2.2$$

$$x = ZvL \quad Eq. 2.3$$

$$y = ZuL \quad Eq. 2.4$$

Avec  $L$  la distance entre caméra et point surfacique,  $FOV$  le champ de vision de la caméra,  $w$  la largeur du plan d'image,  $h$  la hauteur du plan d'image,  $\theta$  l'angle du projecteur laser,  $\varphi$  l'angle de la caméra [91].

La technique utilisant un seul point nécessite un champ de vision réduit pour avoir une bonne précision. Cependant, il est possible d'agrandir ce champ de vision en réduisant l'angle  $k$  et en calculant en parallèle plusieurs points de surface sur un seul plan  $\lambda$  [90].

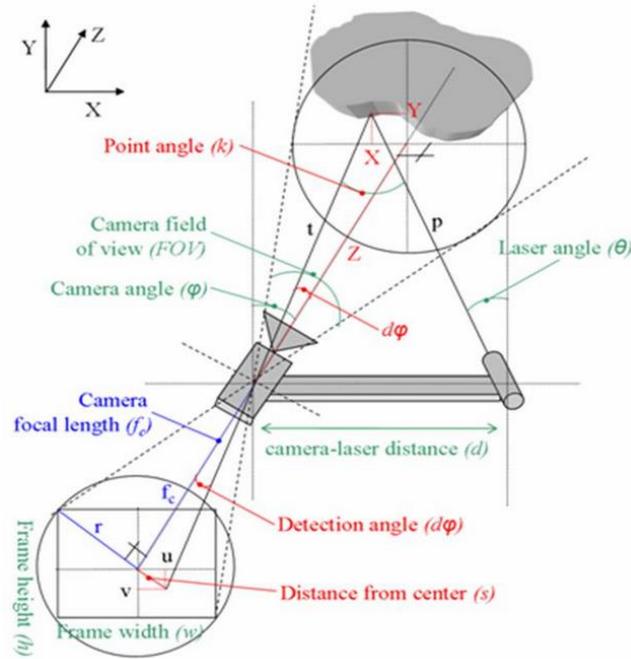


Fig. 2.1. Schéma du dispositif de triangulation laser [91]

### 2.2.2. Lumière structurée

Cette technique utilise également le principe de la triangulation. Dans ce cas, plusieurs plans  $\lambda_i$  sont projetés en même temps afin de calculer la position de chaque point de ces plans. Le motif projeté peut être une grille de points, une grille de lignes, une alternance de franges de différentes fréquences. La projection de frange utilise le principe de la lumière structurée [90]. Elle consiste à éclairer un objet par une source lumineuse placée à un angle  $\alpha$  de l'axe  $z$ , à travers une grille. Un capteur optique est placé à un angle  $\beta$  de l'axe  $z$  et une distance  $d$  de la source lumineuse. La position des points sur les franges visibles est déterminée par triangulation (Fig. 2.2 (a)). Dans le cas du moiré d'ombre (Fig. 2.2 (b)), la grille, de pas  $p$  entre les franges sombres, est placée devant la source lumineuse. La hauteur  $z$  d'un point de la surface est donnée par l'Eq. 2.5 :

$$z(x, y) = \frac{\varphi(x, y)}{2\pi} \Delta z \quad \text{Eq. 2.5}$$

Où  $\varphi(x, y)$  est la phase du réseau de franges au point  $(x, y)$  et  $\Delta z$  est le facteur de sensibilité de moiré sont définis par les Eq. 2.6 et Eq. 2.7:

$$\varphi(x, y) = 2\pi k(k, x) \quad \text{Eq. 2.6}$$

$$\Delta z = z_2 - z_1 = \frac{ph}{d} \quad \text{Eq. 2.7}$$

Avec  $k$ , l'ordre de la frange contenant le point  $(x, y)$  et  $h$  distance entre caméra et grille.

Dans le cas de la technique de projection de franges, ces équations deviennent :

$$z(x, y) = \frac{\varphi_1(x, y) - \varphi_0(x, y)}{2\pi} \Delta z \quad \text{Eq. 2.8}$$

$$\Delta z = \frac{p}{\tan(\alpha) + \tan(\beta)} \quad \text{Eq. 2.9}$$

Où  $\varphi_0(x, y)$  obtenue par un calibrage en projetant les franges sur un plan de référence [92].

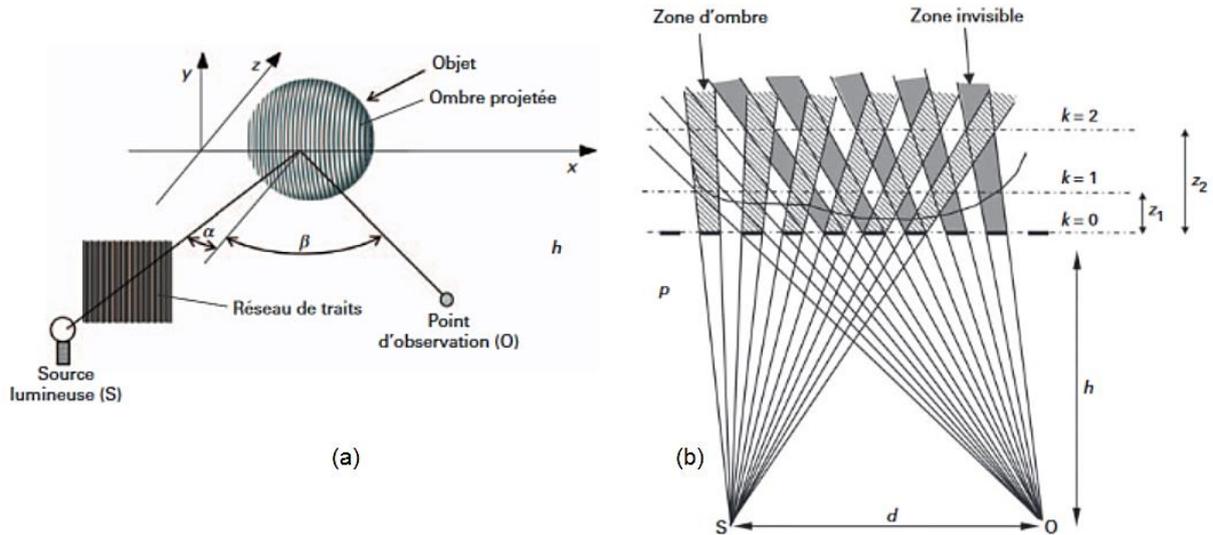


Fig. 2.2. Schéma du dispositif de projection de franges (a), Schéma du principe du moiré d'ombre (b) [92].

### 2.2.3. Moiré contour de franges à distance (projection de franges)

Cette technique reprend les mêmes principes que le moiré d'ombre, mais en projetant un faisceau de franges sur la surface à étudier et en plaçant une grille de même pas devant le capteur optique. Les résultats sont des franges équidistantes donnant une information sur la forme globale, mais non sur la distance ni la profondeur de cavités [90].

### 2.2.4. Interférométrie

L'interférométrie optique consiste à observer une alternance de franges sombres et claires obtenues par superposition de deux signaux. Il existe plusieurs types d'interféromètres, dont l'interféromètre de Michelson (Fig. 2.3 (a)). Il projette un faisceau laser de longueur d'onde  $\lambda$  sur la surface à étudier. L'intensité lumineuse réfléctie par cette surface est superposée à l'intensité lumineuse directement issue du même faisceau laser qu'on nomme faisceau de référence (Fig. 2.3 (b)). L'intensité lumineuse ainsi obtenue sur le capteur est donnée par l'Eq. 2.10. [90] [92].

$$I = I_1 + I_2 + 2\sqrt{I_1 I_2} \cos\left(\frac{4\pi\Delta L}{\lambda}\right) \quad \text{Eq. 2.10}$$

Avec  $I_1$  l'intensité lumineuse référence,  $I_2$  l'intensité lumineuse de la surface,  $\Delta L$  la différence de hauteur de la surface. Ainsi, l'intensité  $I$  dépend de la différence de hauteur ou de la longueur d'onde.[93]

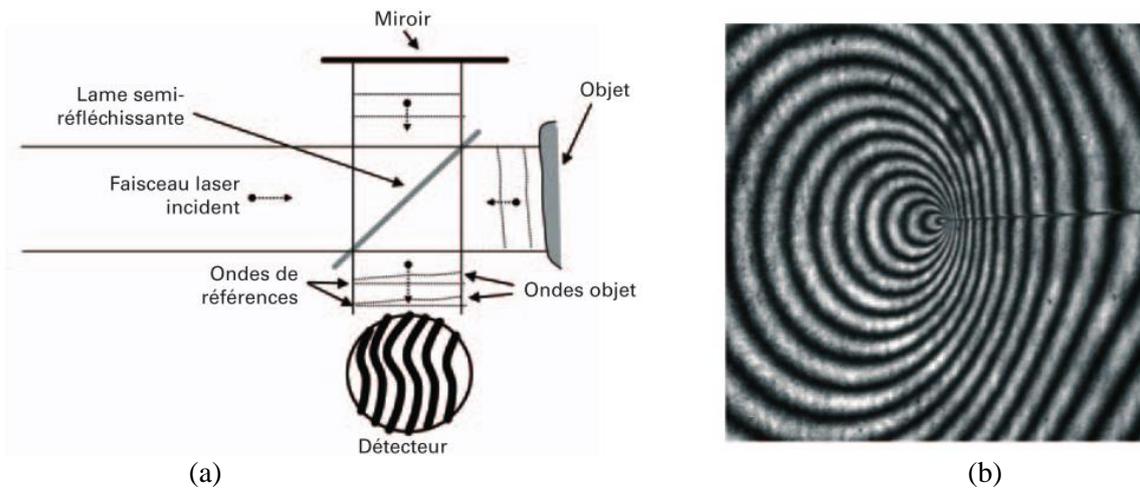


Fig. 2.3. Schéma d'un interféromètre optique de Michelson (a), franges d'interférences (b) [92].

### 2.2.5. Variation Focale

Le principe de mesures 3D avec la variation focale exploite la profondeur de champ d'un système optique pour reproduire la topographie de la surface à mesurer. Le système (Fig. 2.4) projette un faisceau lumineux blanc à travers une lame semi-réfléchissante pour diviser le faisceau en deux. La lumière est ensuite guidée à travers l'objectif du système pour se focaliser sur un point de la surface. La surface reflète le faisceau de lumière qui repasse par l'objectif et la lame semi-réfléchissante pour atteindre un capteur optique. Pour une distance focale donnée, la profondeur de champ du capteur est réduite au minimum. Les points de surface présents à cette distance sont déterminés par analyse d'image. Ainsi, en faisant varier la distance focale, la topographie de toute la surface peut être déterminée [94].

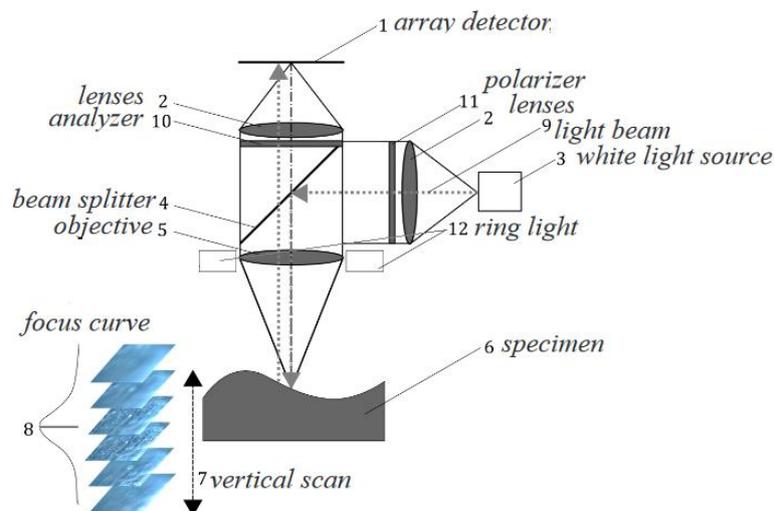


Fig. 2.4. Schéma d'un microscope à focale variable [94].

### 2.2.6. Photogrammétrie

La photogrammétrie (Fig. 2.5) reconstitue un nuage de points présents sur un objet à partir de plusieurs images prises dans différentes positions. Les points peuvent être projetés, peints ou collés (par des gommettes par exemple). Par triangulation, chacun de ces points peut être identifié et positionné dans l'espace. Un calibrage permettra une mise à l'échelle du modèle. [90].

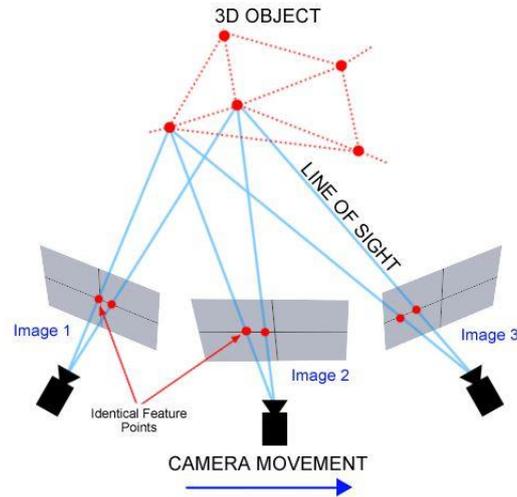


Fig. 2.5. Principe de photogrammétrie [90].

### 2.2.7. Stéréo-corrélation d'images

La stéréo-corrélation d'image permet de reproduire la forme d'une surface et de suivre son déplacement dans le temps. Elle nécessite l'utilisation d'un capteur optique composé de deux caméras CCD (Fig. 2.6 (a)). La surface à mesurer doit présenter un contraste de niveaux de gris assez important et aléatoire soit par texturation naturelle (Fig. 2.6 (b)), ou par l'application d'un mouchetis noir, gris et blanc (Fig. 2.6 ©) [89].

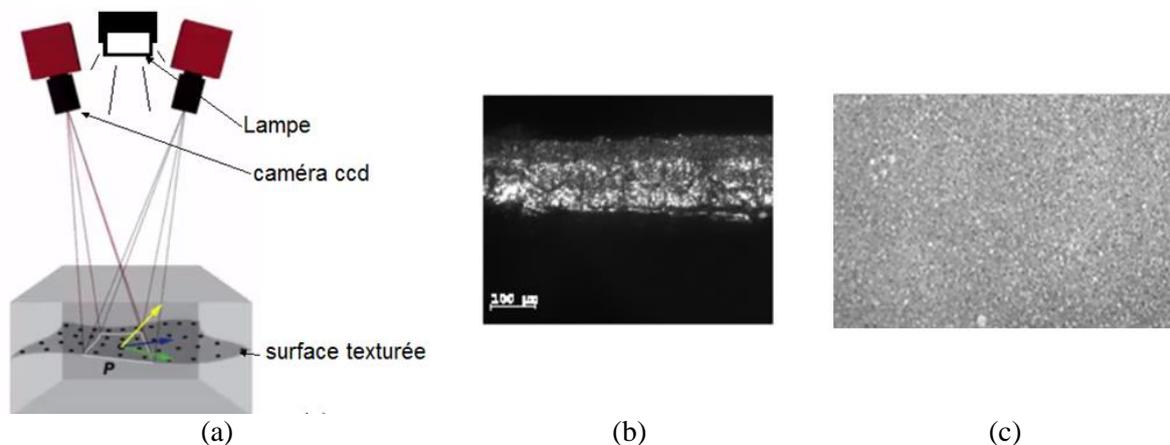


Fig. 2.6. Schéma d'un système de stéréo-corrélation (a)[95] texturation naturelle de l'acier (b), texturation à la bombe de peinture (c) [89].

La reconstruction de la surface commence par la prise de photos de la surface texturée par les caméras. Les images sont discrétisées et chaque pixel d'une image est retrouvé dans la seconde en mesurant la ressemblance entre deux pixels. Pour se faire, on calcule un score de corrélation (critère de ressemblance) déterminé sur leur voisinage (ou fenêtre de corrélation). Si cet appariement se fait entre deux images prises simultanément par les deux caméras du capteur, on parlera d'appariement stéréoscopique (Fig. 2.7). Cette étape permet de reconstruire le relief de la surface visible par les deux caméras. Le même type d'appariement peut être réalisé, mais, cette fois, entre deux images issues de la même caméra, prises à deux instants différents. On parlera alors d'appariement temporel qui a pour but de déterminer les champs cinématiques de la surface mesurée (Fig. 2.7) [89].

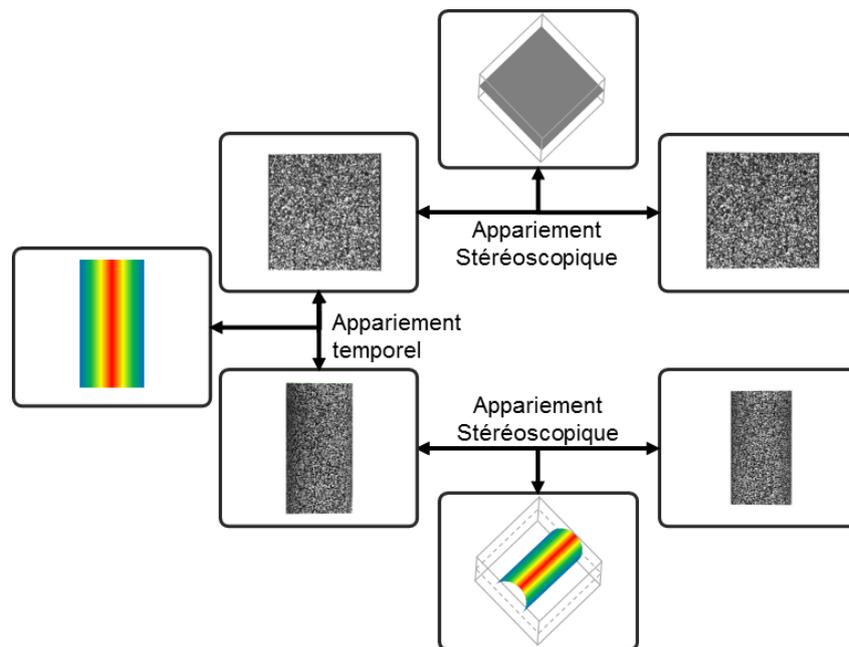


Fig. 2.7. Principe de la stéréo-corrélation d'image.

### 2.2.8. Conclusion

Le Tab. 2.1 résume les avantages et inconvénients des techniques évoquées précédemment. Cette liste n'est pas exhaustive, elle rassemble les techniques les plus couramment rencontrées dans la bibliographie ou les plus adaptées à l'étude de matériaux tissés.

Pour la suite de ce travail, le choix s'est porté sur trois de ces techniques de par leur facilité de mise en œuvre, leur répétabilité, mais surtout la précision de reconstruction de forme et leur résolution spatiale qui correspondent aux ordres de grandeur attendus lors des tests présentés dans la suite. Il s'agit de la microscopie à focale variable, la projection de franges et la stéréo-corrélation d'images.

Dans le paragraphe suivant, chacune de ces techniques va être présentée plus en détail et mise en œuvre pour déterminer laquelle est la plus adaptée à l'étude des défauts de bouclage.

Tab. 2.1. Comparaison entre différentes méthodes sans contact pour le relevé de surface [90].

<b>Méthode</b>	<b>Avantages</b>	<b>Inconvénients</b>
<b>Triangulation laser</b>	Facilité d'utilisation. Performance indépendante de la lumière ambiante. Haute vitesse d'acquisition	Mesures de sécurité associées aux lasers. Limité en portée et en champs de vision. Coût
<b>Lumière structurée</b>	Performance dépendante de la lumière ambiante. Vitesse d'acquisition assez rapide	Gourmand en puissance de calcul. Coût.
<b>Stéréo-corrélation</b>	Haute précision sur des surfaces bien préparées. Haute vitesse d'acquisition. Suivi temporel.	Gourmand en puissance de calcul. Qualité et quantité des données hautement dépendantes de la préparation de surface. Coût.
<b>Photogrammétrie</b>	Facilité d'utilisation. Coût. Données peu volumineuses.	Résolution spatiale limitée.
<b>Interférométrie</b>	Précision < 1µm.	Limité à des surfaces planes. Application limitée en milieu industriel.
<b>Moiré contour de franges à distance</b>	Facilité d'utilisation. Coût.	Limités aux mesures de surfaces non rugueuses. Zone de mesure limitée.
<b>Variation focale</b>	Facilité d'utilisation. Coût Capteurs capables d'une inspection surfacique et de microprofilométrie	Champs de visions limités. Résolution spatiale non uniforme si objectif fixe. Fréquence d'acquisition lente.

## 2.3. Caractérisation expérimentale des défauts de bouclage

Le bouclage des mèches se produit uniquement sur les mèches plates dans les zones de courbure et de tension élevées [77]. Un dispositif expérimental a été développé par Tephany [67] pour reproduire ces conditions hors d'un procédé de mise en forme. Ce dispositif a été repris dans la suite de ce travail et adapté pour caractériser les défauts de boucles.

### 2.3.1. Dispositif expérimental

Le dispositif de bouclage représenté en Fig. 2.8, est composé d'une paire de mors fixes dans la direction 1 du renfort et d'une paire de mors mobiles dans la direction 2 du renfort. Les mors fixes imposent la tension dans le réseau de mèches fixes (en bleu sur la Fig. 2.8) alors que la paire de mors mobiles impose la tension et la courbure dans le réseau de mèches mobiles (en rouge sur la Fig. 2.8).

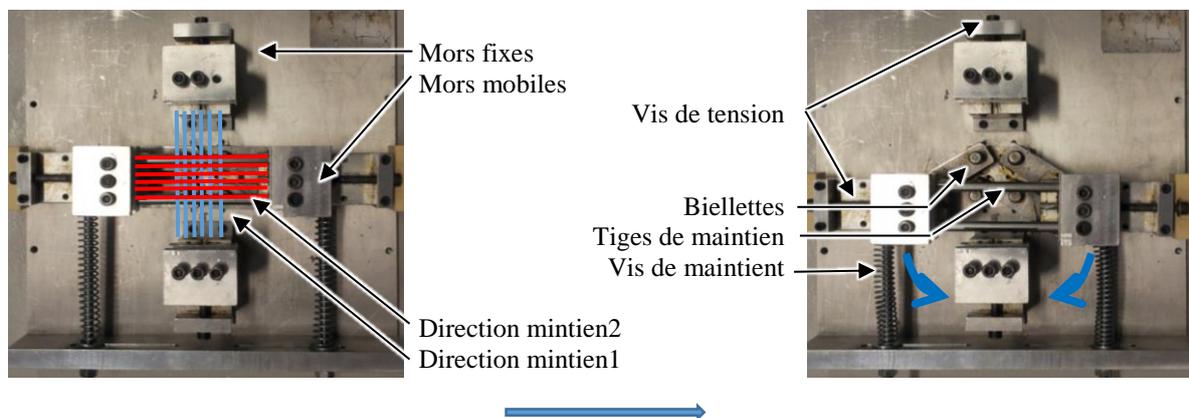


Fig. 2.8. Dispositif de bouclage des mèches.

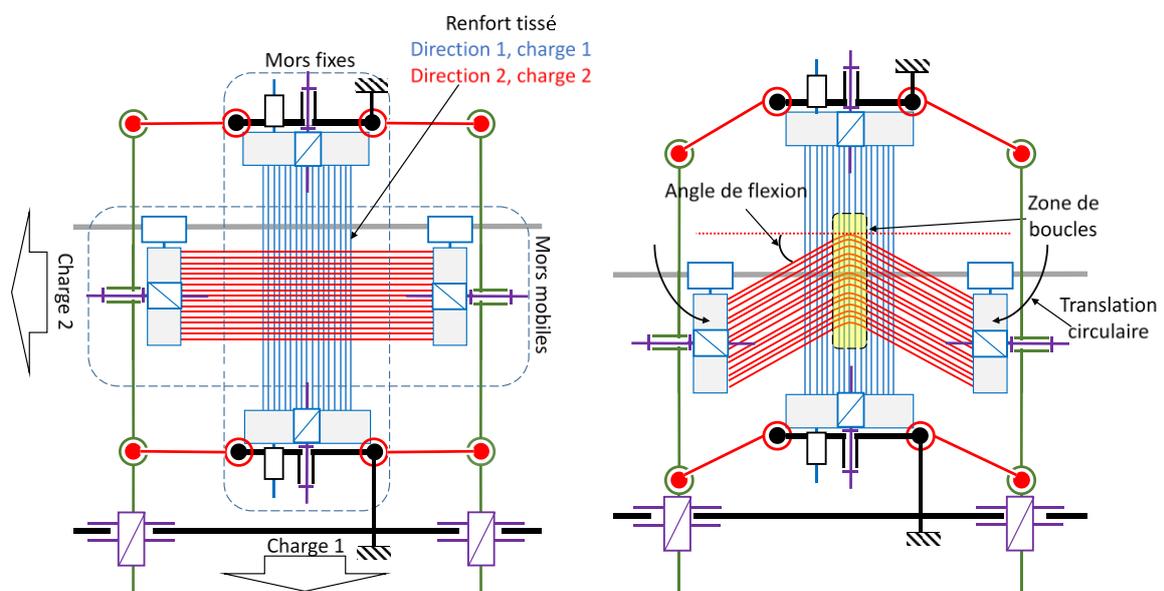


Fig. 2.9. Schéma cinématique du dispositif de bouclage

La paire de mors mobiles est reliée au bâti par des biellettes et des vis de déplacement. Cet ensemble biellettes / vis permet de faire pivoter les mors. Les mors mobiles sont également maintenus entre eux par deux tiges de maintien en glissière, ce qui leur permet de rester parallèles et de transformer leur mouvement de rotation en un mouvement de translation circulaire. Cette translation circulaire impose une courbure dans le plan du réseau de mèches mobiles. De plus, dans chaque direction, la tension dans le réseau de mèches est pilotée indépendamment par des vis de tensions qui relient les mors au bâti. Le schéma cinématique du dispositif est présenté en Fig. 2.9.

Dans le dispositif de bouclage, Tephany [67] a déterminé que des échantillons de forme de demi-croix (Fig. 2.10) présenteraient le meilleur compromis entre la courbure des mèches et le glissement de mèches. Ce phénomène aurait pour effet de maximiser la zone de bouclage.

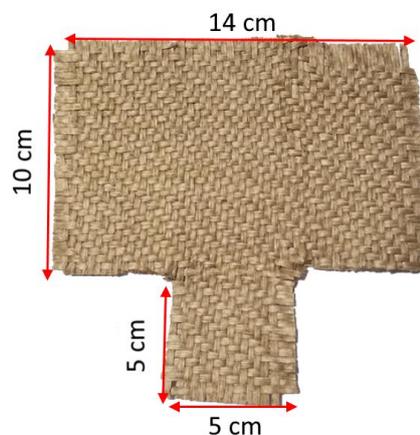


Fig. 2.10. Échantillon de renfort tissé en lin en forme de demi-croix comme décrit par Tephany [67].

La tension dans chaque réseau de mèches est contrôlée via un capteur de charge en anneau de 500 N plaqué contre le bâti par la vis de tension (Fig. 2.11). Pour chaque réseau, la tension initiale est enregistrée. La tension au cours de l'essai n'est plus précise étant donné que le capteur de charge dans la direction du réseau de mèches fléchies n'est plus orienté dans la même direction.

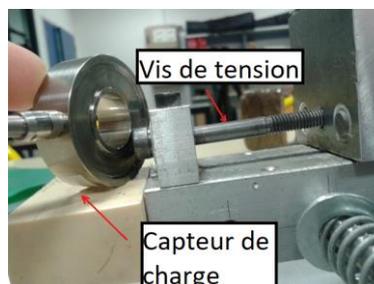


Fig. 2.11. Capteur de charge.

Une fois l'échantillon placé dans le dispositif et les tensions initiales définies comme dans la Fig. 2.12 (a), on applique la translation circulaire via les vis de déplacement. Les mors mobiles se

déplacent en formant un angle qu'on appellera angle de flexion avec leurs positions initiales. Les mèches fléchies dans le plan montrent des boucles dans la zone centrale (Fig. 2.12 (b)).

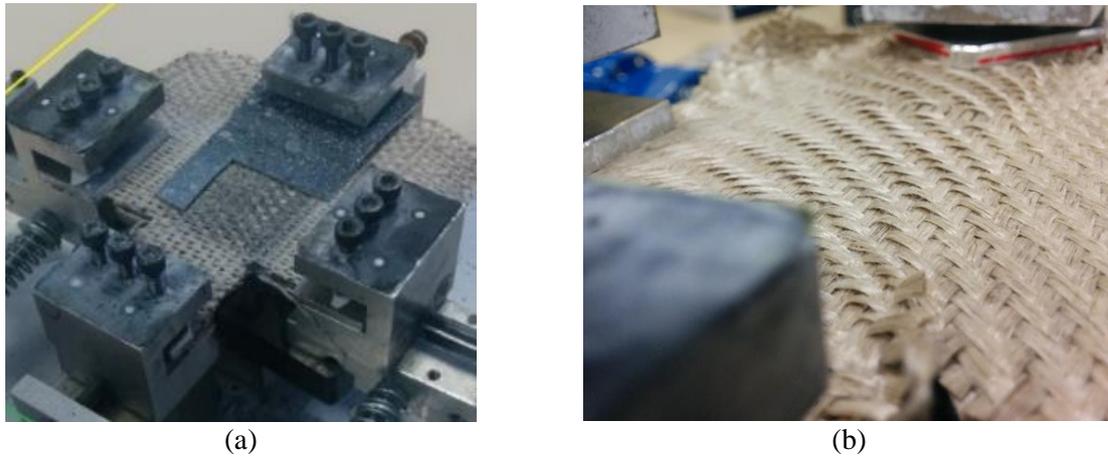


Fig. 2.12. (a) Dispositif de bouclage avec échantillon placé, (b) apparition des boucles dans la zone centrale de l'échantillon.

Afin de déterminer l'état de courbure des mèches, deux méthodes sont possibles :

- La première méthode consiste à utiliser l'angle de flexion des mors. En supposant que les mèches fléchissent de manière rigide et que le glissement au sommet est négligeable, cet angle pourra être rapporté aux mèches. Dans ce cas, l'angle de flexion est calculé à partir du déplacement de points de références collés sur les mors et de l'évolution de la distance ( $d$ ) qui les sépare, comme le montre la Fig. 2.13.

$$\text{angle de flexion} = 90 - \sin^{-1}\left(\frac{d}{d_0}\right) \quad \text{Eq. 2.11}$$

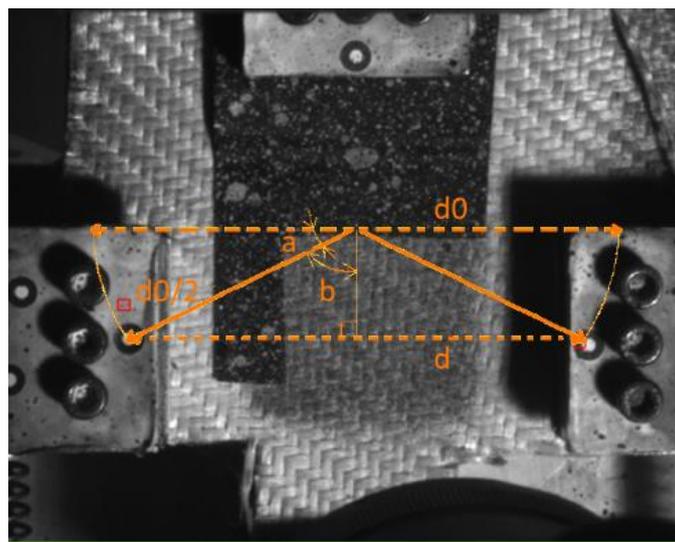


Fig. 2.13. Angle de flexion.

- La deuxième méthode consiste à déterminer la courbure réelle des mèches. Ceci est réalisé en prenant des images des renforts puis, à l'aide d'un logiciel de traitement d'images, d'appliquer un cercle avec le même rayon de courbure que les mèches et d'en déterminer le rayon. ImageJ® est adapté à cette analyse, car il permet d'automatiser la procédure à l'aide d'un script. En l'occurrence, le script utilisé dans notre cas permet d'utiliser 3 points ajoutés sur une image d'une mèche courbée pour générer un triangle. Les médiatrices de ce triangle servent à calculer le rayon du cercle circonscrit ( $r$ ) qui coïncide avec la courbure de la mèche (Fig. 2.14).

$$d1 = \sqrt{(y_0 - y_1)^2 + (x_0 - x_1)^2} \quad \text{Eq. 2.12}$$

$$d2 = \sqrt{(y_1 - y_2)^2 + (x_1 - x_2)^2} \quad \text{Eq. 2.13}$$

$$d3 = \sqrt{(y_2 - y_0)^2 + (x_2 - x_0)^2} \quad \text{Eq. 2.14}$$

$$r = \frac{(d1 \ d2 \ d3)}{\sqrt{(-d3 + d2 + d1)(d3 - d2 + d1)(d3 + d2 - d1)(d3 + d2 + d1)}} \quad \text{Eq. 2.15}$$

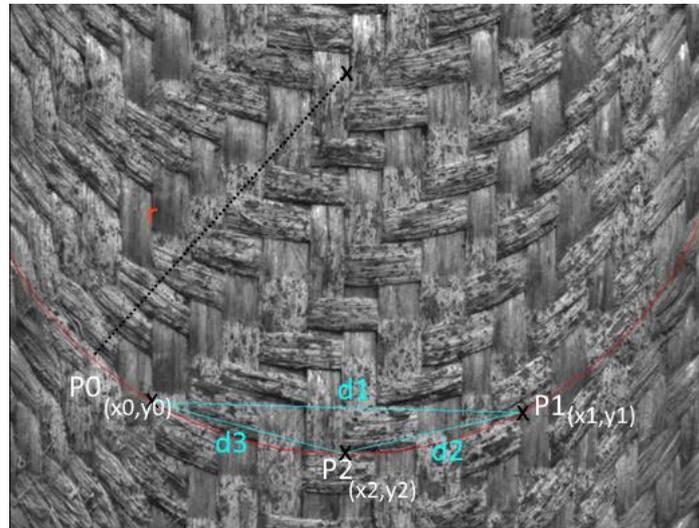


Fig. 2.14. Calcul du rayon de courbure d'une mèche par ImageJ®.

### 2.3.2. Méthodes de mesures

Dans le but de déterminer les causes et la cinétique de formation des boucles lors de la mise en forme complexe des renforts tissés, le dispositif de bouclage doit être instrumenté de méthodes de mesures optiques qui n'entraveraient pas la formation et le développement des boucles. A cet effet, trois techniques optiques qui semblent être adaptées et ont été testées :

- Stéréo-corrélation d'images (S-DIC) (Fig. 2.15) : le système est composé de deux caméras CCD de 2 Mpx de résolution et équipées d'objectifs de focale 50mm. Les images recueillies par le dispositif S-DIC sont traitées avec le logiciel GOM ARAMIS®.



Fig. 2.15. Tête de mesure du système S-DIC GOM ARAMIS®.

- Projection de franges (Fig. 2.16) : il est composé de deux caméras CCD de 5 Mpx de résolution et équipées d'objectif de 35mm et d'un projecteur de franges. Les images recueillies sont traitées par le logiciel GOM ATOS®.



Fig. 2.16. Tête de mesure du système de projection de franges GOM ATOS®.

- Microscopie à focale variable (Fig. 2.17) : le système utilisé est un Alicona Infinite Focus® avec des objectifs variables allant d'un zoom de 2x à 100x.

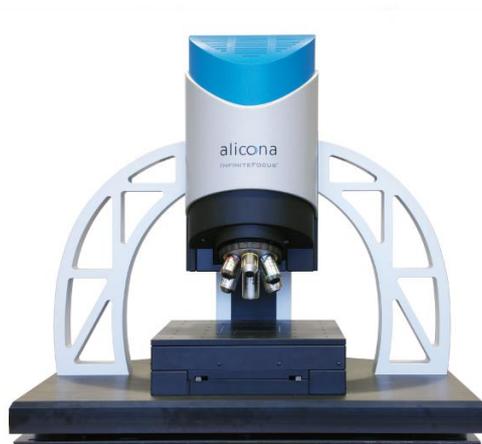


Fig. 2.17. Microscope à focale variable Alicona Infinite Focus®.

Pour ces trois techniques, deux difficultés majeures ont été rencontrées lors de la mise en œuvre. La première difficulté est l'abondance de fibrilles surfacique des mèches. Ces fibrilles sont les bouts des fibres constituant la mèche et sont plus présentes sur des mèches végétales que synthétiques.

Généralement assez lâches, les fibrilles peuvent se déplacer lors de l'essai et changer la morphologie de la surface de façon à fausser les lectures et causer des problèmes de décorrélation dans le cas de la stéréocorrélation d'images. Pour pallier à ce problème, ces fibrilles sont rasées manuellement sur chaque échantillon.

La deuxième difficulté est la réflectivité de certaines fibres. Pour remédier à ce problème, une fine couche de poudre de ressuage est appliquée sur la surface du tissu. Cette poudre permet de matifier la surface à étudier et sert également de couleur de base pour le mouchetis utile à la S-DIC. La poudre reste en surface (contrairement à la peinture qui est absorbée par le tissu et qui a tendance à le rigidifier au séchage) sans trop altérer les propriétés mécaniques du tissu. On ajoutera de fines taches de peinture noire pour finaliser le mouchetis.

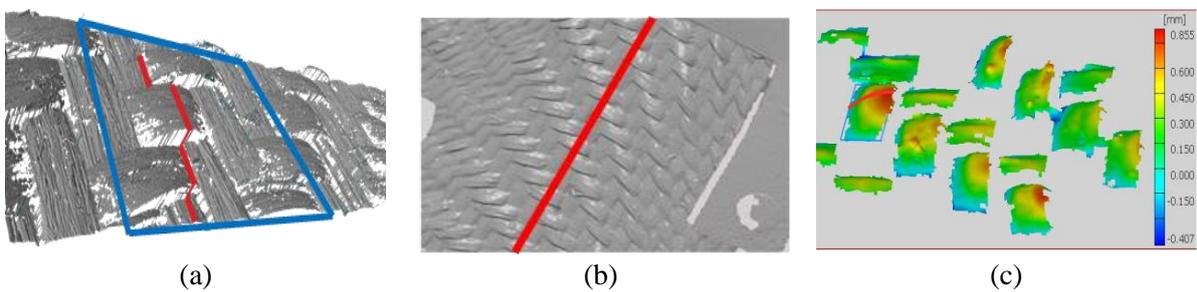


Fig. 2.18. Surface de renfort reconstruite par (a) microscopie à focale variable, (b) projection de franges et (c) S-DIC

Au cours des essais de bouclage, la flexion dans le plan des mèches entraîne un déplacement des mèches transversales, tandis que les mèches longitudinales restent immobiles. Les mèches se chevauchent et couvrent des parties des mouchetis préexistants tout en laissant apparaître des zones initialement cachées et donc sans mouchetis. Cela entraîne donc la perte d'informations corrélées au fil du temps.

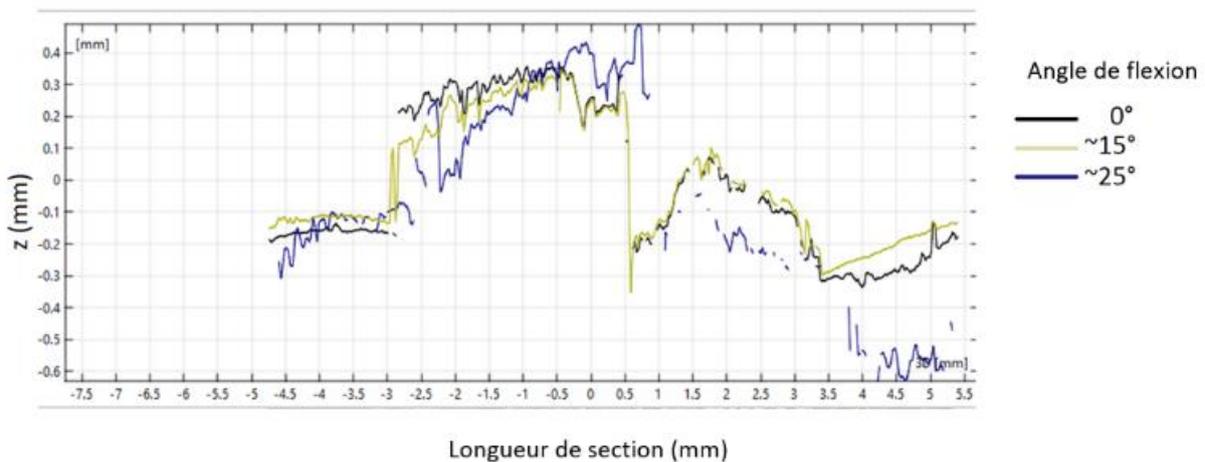


Fig. 2.19. Profil d'une mèche de lin encollé sergé 2x2 obtenue par microscopie à focale variable.

La microscopie à variation de focale ainsi que la projection de franges éliminent le besoin d'un mouchetis. La surface transcrite, représentée en Fig. 2.18 (a), est beaucoup plus précise avec 100 nm de résolution verticale pour le microscope à variation focale contre 10  $\mu\text{m}$  pour la projection de franges, présentée en Fig. 2.18 (b) et 30  $\mu\text{m}$  pour la stéréo-corrélation présentée en Fig. 2.18 (c).

Les sections en rouge sur les images de la Fig. 2.18 représentent les profils des mèches qui ont été comparés pour les trois techniques. Le microscope offre une grande précision dans la reproduction de la surface, comme indiqué précédemment sur la Fig. 2.18 (a). La forme de la section est clairement définie et offre une localisation précise en 3D de chaque point. Cette technique reste une technique de reconstruction de surface et ne permet pas de mesurer le déplacement de chaque point de la section lors du chargement de l'échantillon. Seuls les profils sont relevés pour différents cas de chargement représenté dans la Fig. 2.19 par différents angles de flexion.

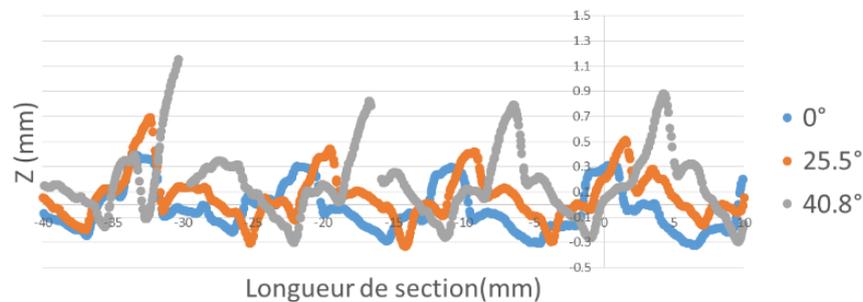


Fig. 2.20. Profil d'une mèche de lin encollé sergé 2x2 obtenue par projection de franges.

La projection de franges a également une précision élevée avec l'avantage d'une acquisition beaucoup plus rapide. Néanmoins, la technique souffre également du même inconvénient que la technique précédente, étant limitée à une mesure de forme et non de déplacements. Les profils sont relevés pour différents angles de flexion dans la Fig. 2.20.

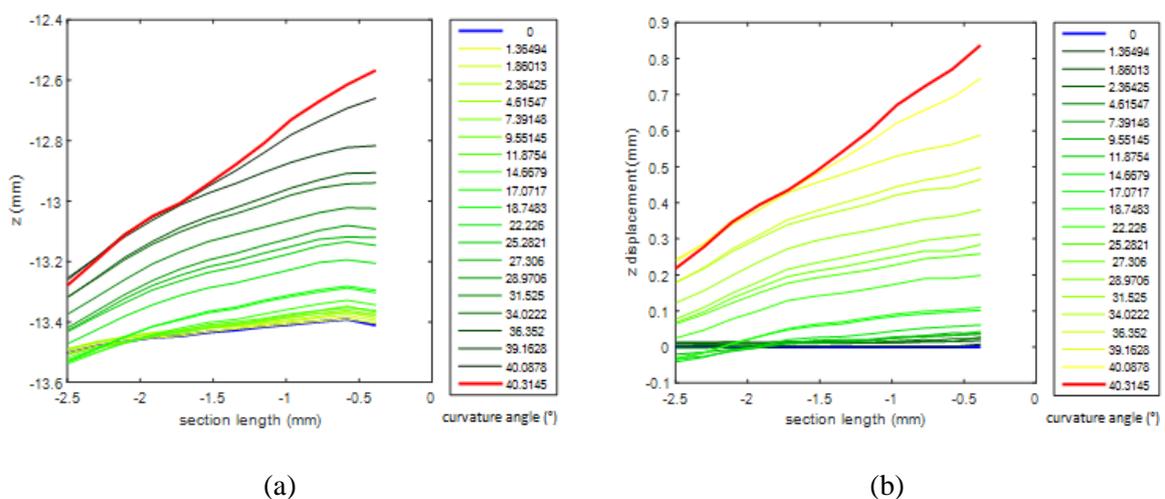


Fig. 2.21. Profil d'une mèche de lin encollé sergé 2x2 obtenu par S-DIC pour différents angles de flexion (a) et déplacements hors plan (d).

Le dispositif de stéréo-corrélation nous fournit à la fois la forme et le déplacement en chaque point de la section comme le montrent les Fig. 2.21 (a) et Fig. 2.21 (b). Tandis que la forme de la mèche est intéressante, puisque les premières expérimentations suggèrent que la disposition initiale de la mèche semble influencer l'élévation maximale finale, le déplacement est crucial dans une conception expérimentale future pour pouvoir prédire la formation d'une boucle.

La comparaison des profils obtenus avec les trois techniques testées est intéressante. En regroupant les résultats des Fig. 2.19, Fig. 2.20 et Fig. 2.21 sur un même graphique et en prenant comme référence commune la position du réseau longitudinal qui ne boucle pas, nous pouvons avoir une idée du déplacement et de la rotation de la boucle. Les résultats des trois configurations sont présentés dans la Fig. 2.22 et résumés dans le Tab. 2.2.

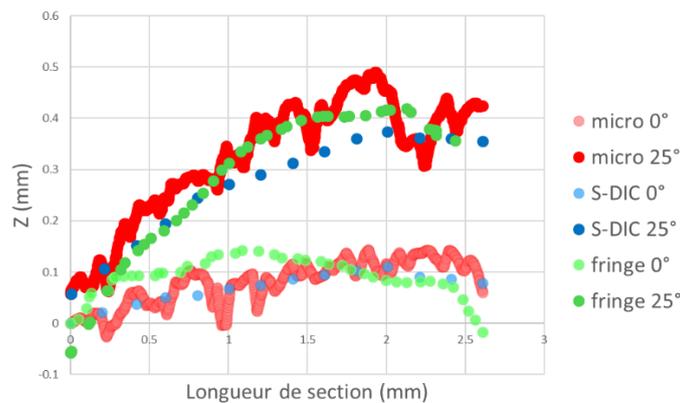


Fig. 2.22. Superposition des profils de mèches obtenus par microscopie à focale variable, projection de franges et Stéréo-Corrélation pour des angles de flexion de  $0^\circ$  et  $25^\circ$ .

Les valeurs enregistrées avec les trois techniques sont assez similaires et du même ordre de grandeur avec quelques petites différences qui étaient attendues, considérant que les mêmes conditions expérimentales ne pouvaient pas être reproduites exactement avec les trois dispositifs.

Tab. 2.2. Élévation et rotation maximales mesurées par stéréo-corrélation, microscopie à focale variable et projection de franges pour un renfort sergé 2x2 de lin encollé avec un angle de flexion de  $20^\circ$ .

	S-DIC	Microscopie	Franges
<b>Élévation maximale (mm)</b>	0.38	0.45	0.41
<b>Rotation (<math>^\circ</math>)</b>	5.24	6.51	6.27

Malgré une résolution spatiale et une précision de reconstruction moins intéressante qu'avec la microscopie à focale variable et la projection de franges, la technique de S-DIC sera retenue pour la suite de ce travail. En effet, ces performances permettent tout de même d'estimer correctement l'élévation des mèches et les déplacements pourront être analysés également.

## 2.4. Caractérisation expérimentale des défauts de glissement

Un glissement de mèche dans un tissu lors de sa mise en forme s'effectue quand ce dernier perd sa cohésion [86][84][81]. Pour caractériser cette cohésion, il est nécessaire de prendre en compte le coefficient de flottement des mèches entre elles, des tensions dans le tissu, de l'orientation des mèches dans le tissu et de la contexture du tissu en général.

Il est nécessaire en premier lieu de connaître le coefficient de frottement des mèches, pour cela on se propose une approche trilogique pour le déterminer. On propose par la suite un test de pull-out à travers le tissu (appelé par la suite pull-out dans le plan) [96][97] pour évaluer la cohésion dans le tissu en fonction des tensions et du nombre de mèches transverses, la nature et l'armure des renforts. Dans ce test, le tissu est monté entre deux mors latéraux. Une mèche d'un bord libre est ensuite tirée du tissu et la charge de pull-out est enregistrée.

Pour caractériser l'effet de l'angle de cisaillement sur la cohésion du renfort, on se propose d'utiliser une technique appelée le pull-out sur un cadre de cisaillement [64] (appelé par la suite pull-out hors plan). Cette technique consiste à mettre un tissu sous une tension avec un angle de cisaillement prédéterminé. Puis une mèche du centre du tissu est tirée l'effort est relevé.

### 2.4.1. Montage de frottement de mèches

Pour déterminer le coefficient de frottement intermèches, on se propose d'utiliser le tribomètre « UMT tribiolab Bruker » (Fig. 2.23 (a)) disponible au Laboratoire Génie de Production de Tarbes. Le tribomètre se compose d'une partie supérieure et une partie inférieure (Fig. 2.23 (b)).

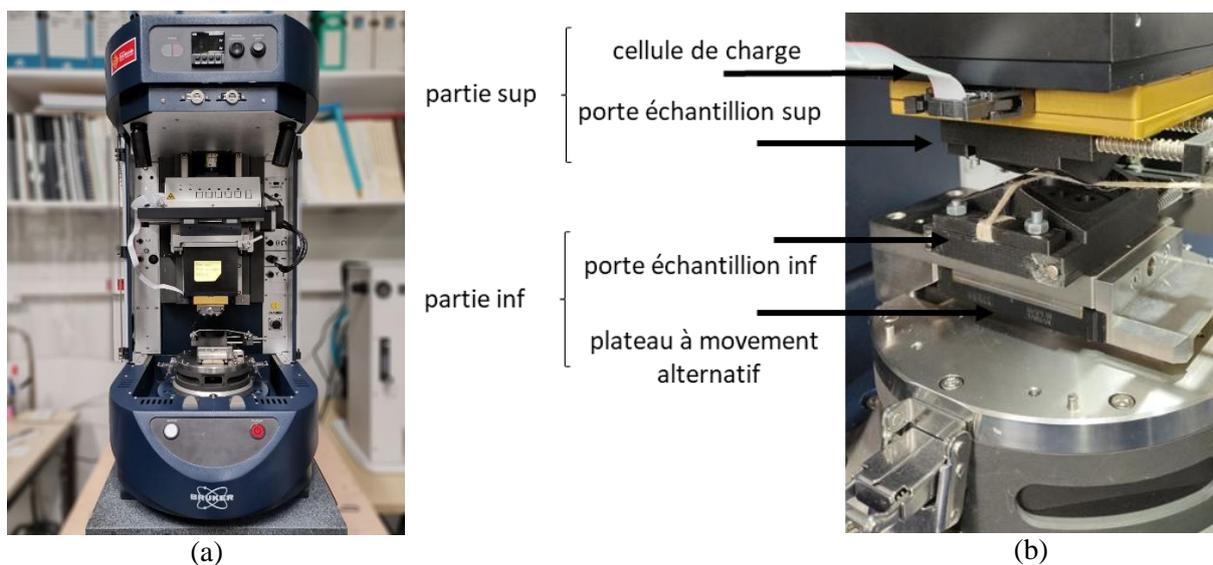


Fig. 2.23. (a) Tribometer UMT triboloab, (b) montage final d'un essai de frottement mèche contre mèche.

La partie supérieure est fixe et permet d'accueillir la cellule de charge (de 20N dans ce cas-ci) capable d'enregistrer la charge tangentielle ( $F_x$ ) et normale ( $F_n$ ). La partie inférieure est mobile et effectue un mouvement rectiligne alternatif pour frotter l'échantillon inférieur contre l'échantillon supérieur.

Pour installer les échantillons de mèches, deux portes-échantillons ont été conçus et imprimés en 3D (Fig. 2.24). La mèche est attachée à la partie fixe du support (1) en l'enroulant autour d'une plaquette qui est fixée par des vis et écrous. La mèche passe par-dessus les supports puis est fixée de l'autre côté sur la partie mobile (2) par la même méthode. La partie mobile peut glisser et être ajustée sur deux tiges (3) fixées à la partie fixe du support. Incrusté dans la partie mobile, un écrou (4) permet de maintenir la vis de tension (5). Quand la vis de tension est tournée, elle vient pousser contre la plaque intermédiaire (6) qui vient à son tour appuyer sur des ressorts de compression (7). La partie mobile transfère ainsi la charge générée par le ressort dans la mèche.

Le porte échantillon inférieur a été conçu avec une partie centrale circulaire qui permet de le tourner et ainsi choisir l'angle de frottement des mèches lors de l'essai.

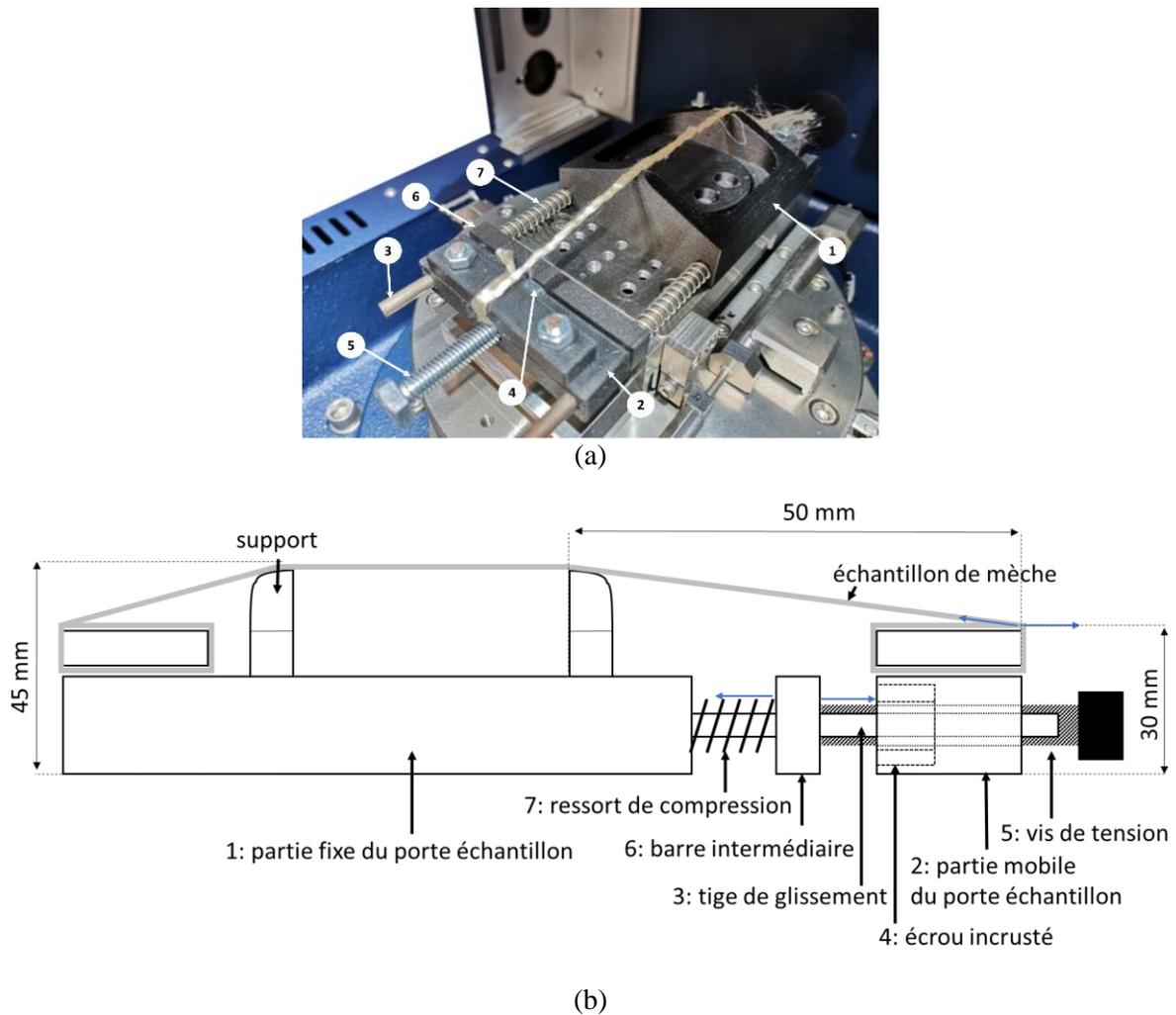


Fig. 2.24. Porte-échantillon (a) fixé sur le tribomètre (b) vue schématique de la partie inférieure.

### 2.4.2. Montage de pull-out dans le plan

Généralement, ce test est effectué sur des mors fixes où le tissu est simplement tendu sans vraiment connaître la tension dans le réseau transverse à la mèche tirée. Pour faire le pull-out dans le plan, on se propose de modifier le dispositif de bouclage présenté précédemment (Fig. 2.8) en figeant les mors latéraux et en retirant les mors fixes. Les mors latéraux permettent de fixer et d'appliquer une tension sur mèches transverses (entre 18 et 20 mèches en fonction des dimensions de mèches). Le capteur de charges déjà présent permet de mesurer la charge initiale sur les mèches transverses.

Les échantillons du pull-out dans le plan sont coupés avec une largeur de 150 mm. La longueur doit tenir compte du nombre mèches transverses à mettre sous tension, plus 50 mm de marge pour la mèche tirée (mèche flottante à la Fig. 2.25).

La mèche centrale est ensuite tirée à l'aide du banc de traction "INSTRON 400 II®" équipé d'un capteur de charge de 500 N pour enregistrer la variation de charge pendant l'essai.

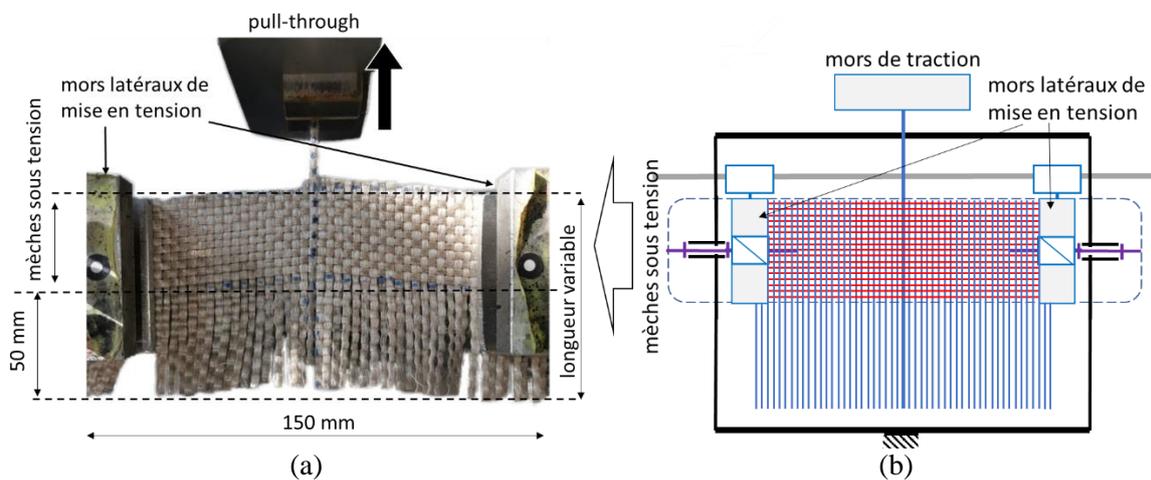


Fig. 2.25. (a) Test de pull through sur le dispositif de bouclage, (b) schéma du test de pull-out dans le plan.

### 2.4.3. Montage de pull-out hors plan.

Le cadre de cisaillement utilisé est présenté en Fig. 2.26 et illustré en Fig. 2.27. Ce cadre a été conçu et fabriqué au Laboratoire Génie de Production de Tarbes dans le cadre du projet AEROSAT SEMIR. Il permet de mettre en tension individuellement chaque mèche du renfort en la réorientant dans les passants de l'une des zones de chargement vers un système de traction par des vérins ou comme dans le cas présent vers des masses. Le cadre oriente le tissu en cisaillement via un des peignes (nids d'aiguilles) qui a pour avantage de réduire les tensions parasites dues au cisaillement intermèches dans les cadres classiques et réduire les plis en début d'essai pour des petits angles de cisaillement [98][99].



Fig. 2.26. Cadre de cisaillement (a) configuration  $0^\circ$  (b) cisailé.

Le cadre de cisaillement est placé dans un banc de traction qui contrôle le déplacement des extrémités du cadre (Fig. 2.27) pour déterminer l'angle et la force de cisaillement. Cependant, pour effectuer le pull-out hors plan, le cadre de cisaillement doit être placé à la verticale dans un banc de traction. Le contrôle de l'angle de cisaillement sera donc effectué en bloquant le cadre sur une planche pré-perforée avec chaque trou représentant la distance de déplacement nécessaire pour effectuer un angle de cisaillement déterminé ( $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ$  et  $45^\circ$ ). Le banc de traction utilisé est l'INSTRON 400 II® équipé d'une cellule de charge de 500 N [64]. À la cellule, un crochet est fixé permettant de tirer une mèche à une vitesse préétablie de 5 mm/min. Les résultats sont traités sur le logiciel BLUEHILL®.

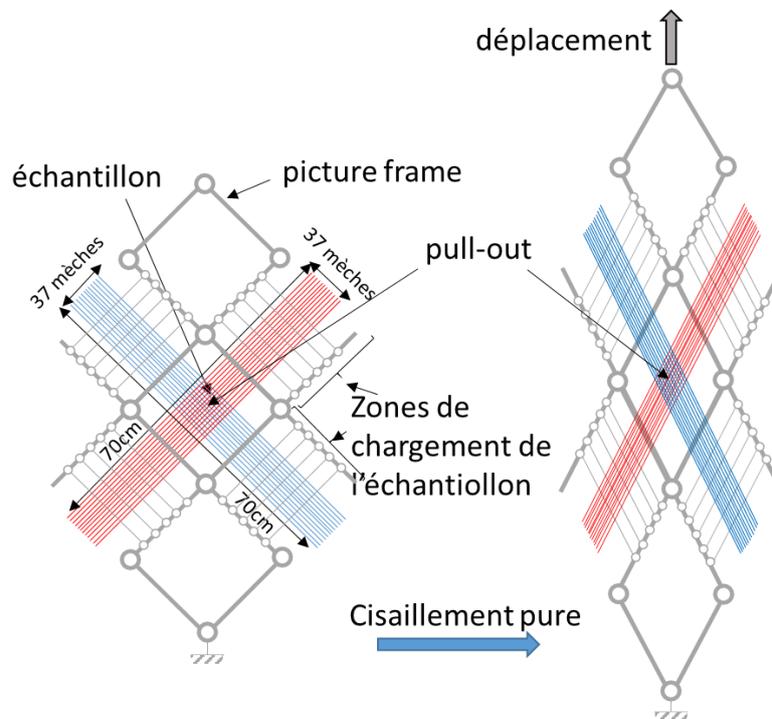


Fig. 2.27. Schéma de l'essai de pull-out hors plan sur le cadre de cisaillement.

Les échantillons sont découpés en forme de croix avec une zone centrale de 10x10 cm et les manches en 70 cm (Fig. 2.28). Chaque mèche des manches devra passer entre deux aiguilles d'un peigne et par un trou dans la zone de chargement (Fig. 2.29). Pour éviter de trop solliciter l'échantillon lors de sa mise en place, le reste de mèches transverses dans les manches ne sera enlevé qu'au moment de l'enfilage des mèches longitudinales dans les trous.

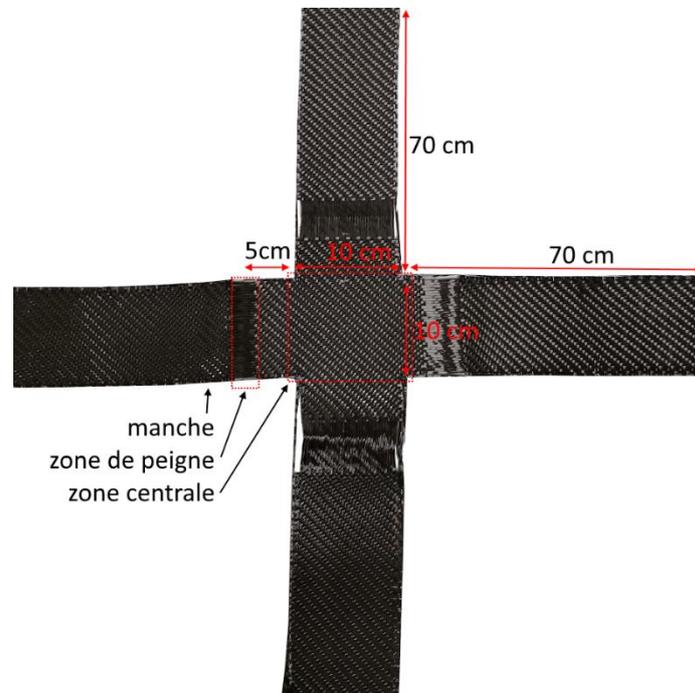


Fig. 2.28. Échantillon de pull-out hors plan

Pour placer l'échantillon, un porte-échantillon est présent et permet de maintenir le renfort pendant l'enfilage des mèches dans la zone de chargement. Cette solution n'est néanmoins pas adaptée à la configuration horizontale du cadre lors du pull-out hors plan. Ainsi, des peignes ont été conçus pour permettre de les démonter du cadre et les fixer sur l'échantillon. Un contre peigne vient ensuite s'appliquer par-dessus le peigne pour maintenir les mèches en place lors du positionnement de l'échantillon (Fig. 2.30 (a)).

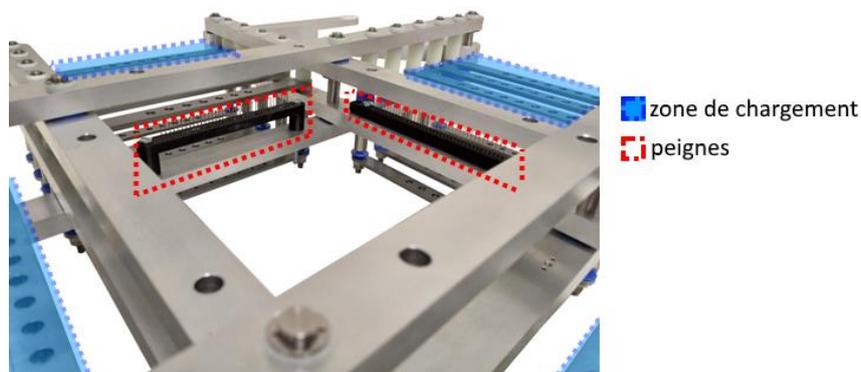


Fig. 2.29. Configuration horizontale du cadre de cisaillement

Pour garder l'intégrité du renfort, seules les mèches transverses de la zone de peignes sur le tissu sont enlevées. Le peigne est introduit et le contre peigne vient se plaquer comme le présente la Fig. 2.30 (b).



Fig. 2.30. (a) Peigne et contre peigne, (b) peigne placé sur un manche de l'échantillon

Une fois les peignes placés sur l'échantillon, ce dernier est placé au centre du cadre. Les peignes sont ensuite fixés au cadre et les mèches sont enfilées dans la zone de chargement. Chaque mèche est ensuite accrochée à une masse, sauf la mèche à tirer dans l'essai. La mèche libre est attachée au crochet comme le montre le montage final dans la Fig. 2.31.

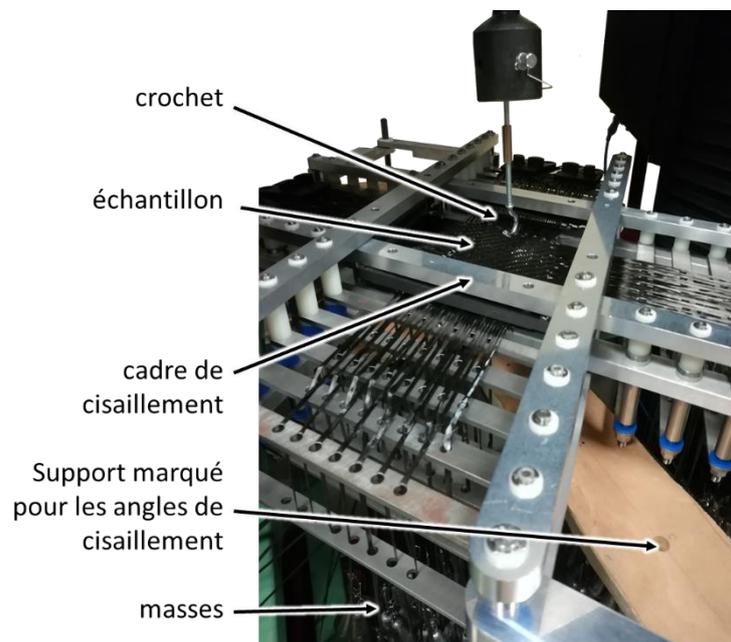


Fig. 2.31. Configuration finale du test de pull-out

## 2.5. Conclusion

Dans ce second chapitre, les méthodes et matériels nécessaires pour l'étude du défaut de bouclage et de glissement des mèches ont été présentés. Pour le défaut de bouclage, un dispositif expérimental inspiré de travaux précédents a été mis en place. Une brève étude de techniques optique a aussi été réalisée pour trouver celle qui convient le mieux au suivi du défaut de bouclage. La technique choisie est la stéréocorrélation d'images. Pour le défaut de glissement, une caractérisation du coefficient de frottement de différentes mèches est proposée. Une technique de pull-out dans le plan pour évaluer la cohésion des mèches a été choisie pour évaluer l'influence des paramètres du tissu et de la tension transverse. Une technique de pull-out est ensuite proposée pour étudier l'influence du cisaillement du tissu sur le reste des paramètres.

Dans les deux prochains chapitres, les deux défauts sont étudiés via les méthodes citées précédemment.



# Chapitre 3 - Défaut de boucle

---

3.1.	Introduction.....	77
3.2.	Experimental study .....	78
3.2.1.	Materials and experimental setup.....	78
3.2.2.	Experimental results.....	81
3.3.	Analytical analysis.....	87
3.3.1.	Analytical model.....	87
3.3.2.	Parameters identification.....	91
3.3.3.	Calculation of the critical buckling radius.....	93
3.4.	Modelling of the defect appearance in a macroscopic simulation.....	95
3.5.	Summary and conclusions.....	97

---

Dans ce chapitre, nous étudions les causes, la cinétique de développement et les moyens possibles pour prévenir l'apparition du défaut de boucle des mèches de renforts tissés secs lors de la mise forme complexe de composites. L'étude bibliographique suggère que certains paramètres comme les tensions dans le tissu et l'orientation des renforts influent sur le défaut. Ces paramètres ainsi que le matériau du renfort, l'armure et les dimensions des mèches sont étudiés expérimentalement.

La compression macroscopique entraîne des plis dans le renfort ; nous nous concentrons sur le phénomène de mésoscopique de boucles. La campagne expérimentale montre que le flambement hors plan est généré majoritairement par une compression axiale non uniforme des mèches plates du renfort due à une flexion dans le plan. L'étude expérimentale démontre que les tensions dans le renfort, les dimensions des mèches et le matériau du renfort influencent la rapidité d'apparition et la hauteur de boucles indirectement en influençant la flexion du renfort dans le plan. Cette étude expérimentale est suivie d'une étude analytique pour prédire la courbure nécessaire pour l'apparition des boucles.

L'étude analytique prend en compte les paramètres géométriques des mèches et ses caractéristiques mécaniques. La méthode analytique valide les résultats expérimentaux. Elle semble être efficace pour prédire la courbure pour laquelle le défaut de bouclage des mèches plates apparaît.

L'étude du défaut de boucles est conclue avec une simulation à l'échelle macroscopique du processus de mise en forme pour une seule couche de tissu. Une attention particulière est accordée aux courbures de mèches qui en résultent, ce qui nous permet de prédire les zones à forte probabilité de bouclage. L'approche numérique utilisée est relativement simple à mettre en place et nécessite peu de puissance de calcul. Cette approche est fondée sur les hypothèses de Lagrange. Elle ne tient pas compte du glissement de mèches. Cependant, dans la plupart des cas, les boucles apparaissent avant que le glissement ne prenne effet. Cette approche permet d'éviter la nécessité d'utiliser une simulation à échelle mésoscopique coûteuse en ressources.

Ce chapitre a fait l'objet d'une publication dans le journal Composite part A : applied science [100].

## 3.1. Introduction

Fiber reinforced structural composites offer great mechanical performances because of their low density compared to regular structural materials. Manufacturing such parts requires the use of a fibrous reinforcement. Among others, woven fabrics represent a large amount of the chosen reinforcement due to their high drapability, good permeability and good cohesion when subjected to multidirectional loading and high manufacturing processability [101]. However, defects that may jeopardize the mechanical integrity of the composites could appear, prior to resin injection, during the complex shape forming of woven reinforcements such as the resin transfer molding (RTM) process, as identified by Potter et al. [5].

Some of these defects, such as the preform wrinkling, have been extensively investigated in the literature. Several experimental investigations [62],[64],[65] and numerical investigations [58],[69],[70] led to the understanding of the mechanics behind the formation of the wrinkling defect and the ways to prevent it (blank holders design, ply orientations, etc.).

Other defects mentioned by Potter et al. [5] remain to be fully understood, such as, tow sliding/unweaving as experienced in [64],[81],[78] and studied in [86],[84] or the tow buckling defect. The tow buckling defect was defined by Ouagne et al. [78],[77] as a tow deflection out of the plane of the reinforcement by a few millimeters combined with a rotation around its axis. Capelle et al. [79] designed a special set of blank holders associated with a tetrahedral punch to limit the appearance of tow buckles. Tephany et al. [67] and Ouagne et al. [102] found from their preliminary study the causes that could lead and influence the tow buckles appearance. The said causes could be linked to the previously mentioned ways to prevent the wrinkling defect. A device was designed to recreate the conditions of the tow buckling defect and investigate the causes. They concluded, that the most influencing parameters are the in-plane bending of the tow, the reinforcement orientations and the applied loads in both warp and weft directions of the reinforcement. However, some other geometric and mechanical parameters were not investigated. Beakou [55] and Matveev [56] described a comparable phenomenon on carbon tape during the automatic layup process. They deduced that the lateral buckles are a result of the dissymmetrical in-plane longitudinal compression load generated in the tape via in-plane bending; they proposed an analytical solution to predict its appearance.

This work sets itself as a follow-up of Tephany's work [67] and a more in-depth investigation of the effects of tensile loads, nature and geometrical parameters of the tows on the tow buckling defect. Our aim is to better understand the defect appearance and the possibilities to prevent it. In conjunction with an experimental study, the analytical model proposed in [55],[56] was modified so that to predict the appearance of tow buckling in the woven fabric reinforcements. This paper is divided in two parts: the first one dealing with experimental investigation and the second one presenting the analytical modeling

and the possibility to predict the tow buckling appearance during the forming of a complex shape, such as a prismatic shape, using an isogeometrical simulation. The aim of our numerical work is in the same vein as the work of Iwata et al. [83]; predicting defects appearance. The chosen numerical approach is much simpler though with the known limitations of macro-scale modeling which are unable to consider tow slippage contrary to meso-scale modeling. An isogeometrical framework is chosen for its capability to naturally evaluate the curvatures along the tows during a simulation. The main advantage here is the computational efficiency of the macro-scale description since no contact is computed within the fabric. Only contacts between the fabric and the tools are considered. It is therefore possible to perform such simulations on a laptop computer and it permits investigating a possible prediction of the tow buckling defect.

## 3.2. Experimental study

### 3.2.1. Materials and experimental setup

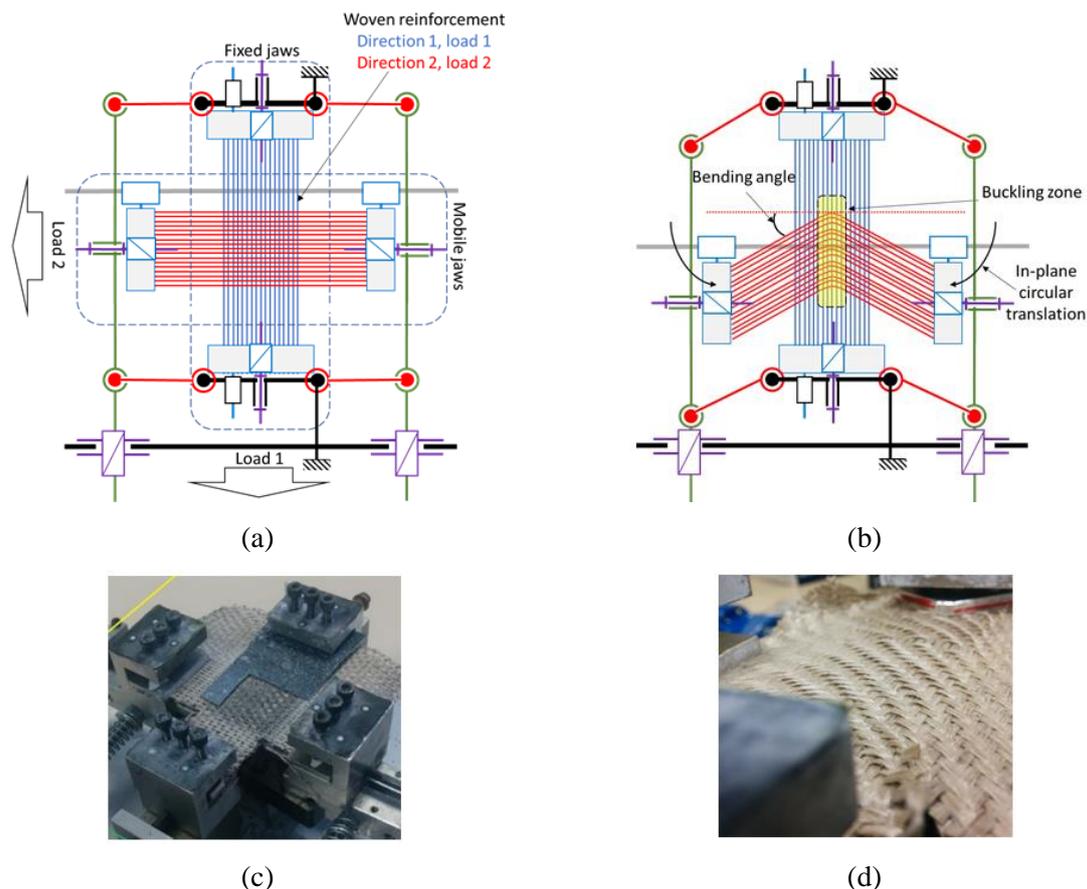


Fig. 3.1. Principle of the tow-buckling device: (a) kinematic diagram of the initial state of the device, (b) kinematic diagram of the bent state of the device, (c) picture of the device in the initial state, (d) picture of the buckles on the surface of the reinforcement

For this study, the same device (Fig. 3.1) as the one described in [19], [20] was used and modified. The device permits to impose different initial tensile loads in warp and weft directions of a woven fabric as represented in Fig. 3.1 (a, c). The loads can therefore be applied in the fixed longitudinal tow network (direction 1, load 1) and in the transversal tows network submitted to in-plane bending (direction 2, load 2) via each of the jaws bolts. The lateral jaws can then follow an in-plane circular translation motion as illustrated by Fig. 3.1 (b, d).

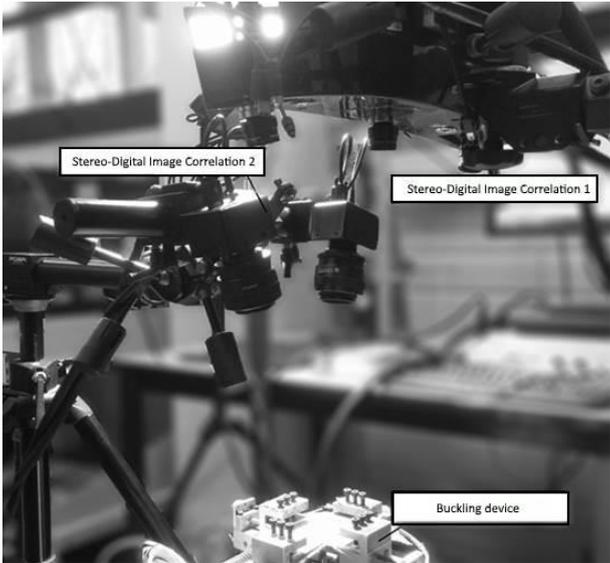


Fig. 3.2. S-DIC setups with the buckling device.

In addition to the two load sensors that allow tension measurements, the device is instrumented with two Stereo Digital Image Correlation systems (S-DIC), as shown in Fig. 3.2, associated with the software GOM ARAMIS®.

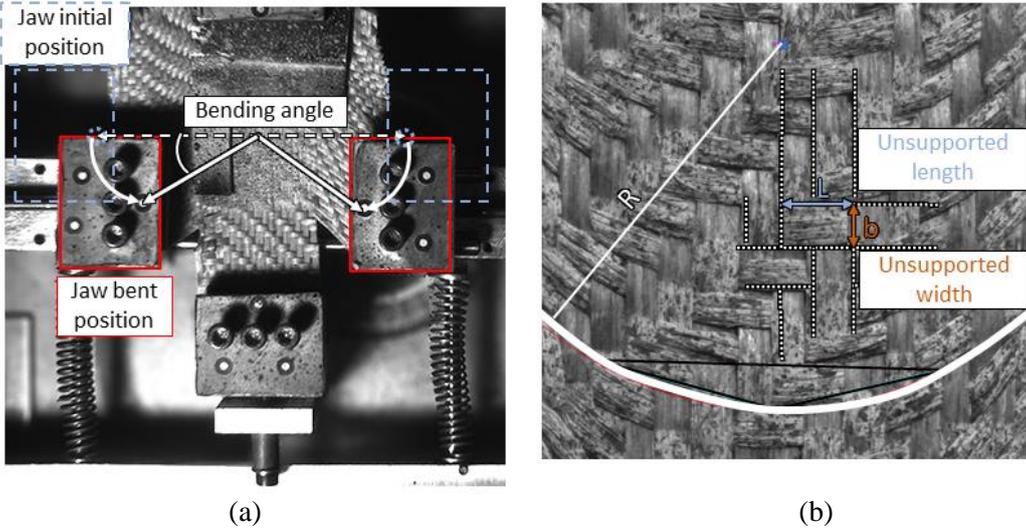


Fig. 3.3. (a) Bending angle measurement, (b) Tow's curvature radius measurement and representation of the unsupported length  $L$  and width  $b$  of the tow.

The first set of S-DIC set retrieves global information at the scale of the whole device (Fig. 3.3 (a)) and the second one focuses on the formation of the tow buckles locally (Fig. 3.3 (b)). The in-plane bending state of the reinforcement is evaluated in two ways. A global way via a so-called “bending angle of the device” defined in Tephany [67], as presented in Fig. 3.1 (b) and Fig. 3.3 (a), assuming that an originally straight tow rotates rigidly. A local way by extracting the curvature radius, using ImageJ® software, from the fabric images of Fig. 3.3 (b).

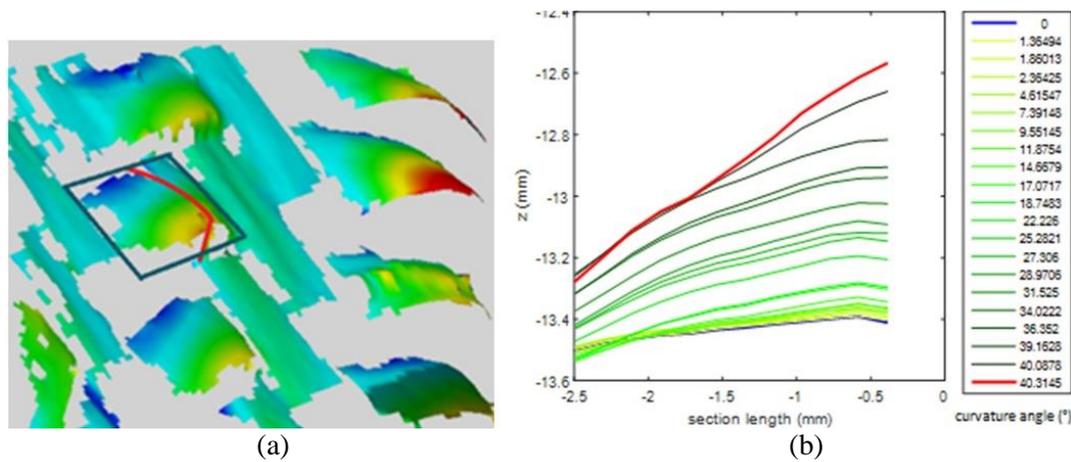


Fig. 3.4. (a) Reconstructed reinforcement surface by S-DIC (color corresponding to increasing height from blue to red), (b) Profile of a buckle for different bending angles

In order to evaluate the buckling behavior of a tow within a fabric, at each bending state, its most deflecting profile is extracted from the 3D reconstructed upper surface of the fabric (Fig. 3.4 (a)). The different states of the same profile are then compiled in Fig. 3.4 (b). The red curve in Fig. 3.4 (b) represents the final state of the profile of the buckled tow at a bending angle of  $\sim 40^\circ$ .

Tab. 3.1. Characteristics of the different reinforcements used.

Weave	Material	Surface density	Warp density	Weft density	Tow unsupported length (L)	Tow unsupported width (l)
Twill 2x2	Sized-up flax	476 g/m <sup>2</sup>	380/m	385/m	6.1 mm	2.5 mm
Twill 2x2	Desized-up flax	465 g/m <sup>2</sup>	380/m	430/m	5.7 mm	2.4 mm
Twill 2x2	Carbon fiber	600 g/m <sup>2</sup>	380/m	380/m	6.4 mm	2.6 mm
Plain (A)	Desized-up flax	262 g/m <sup>2</sup>	380/m	210/m	6.5 mm	2.1 mm
Plain (B)	Desized-up flax	517 g/m <sup>2</sup>	190/m	195/m	5.4 mm	4.5 mm
Plain (C)	Desized-up flax	458 g/m <sup>2</sup>	380/m	385/m	2.8 mm	2.6 mm

In order to determine the causes for the tow buckling defect, previously stated parameters such as tensile loading and bending angle were investigated more in depth alongside other fabric geometrical

parameters such as the tow free dimensions and the tows nature. The tow free dimensions are the unsupported (free-floating) length and width of the apparent portion of the tow that is expected to buckle as illustrated in Fig. 3.3 (b). Several reinforcements, with similar tow widths and/or unsupported lengths, were considered. Reinforcements such as flax fabrics, manufactured specially in the frame of a previous project by Groupe Depestele (France), and a carbon fabric (HexForce 48,600 U 1250) manufactured by Hexcel (France) and which characteristics are listed in Tab. 3.1.

### 3.2.2. Experimental results.

#### Effect of the tows dimensions and fabric construction.

To determine the effect of the tow geometrical properties, reinforcements manufactured with the same tows but different weaves were selected. This allows us to vary the tow unsupported length and width independently from other parameters. The selected reinforcements were made from desized-up flax tows and subjected to an initial load 1 of 300 N and a load 2 of 20 N.

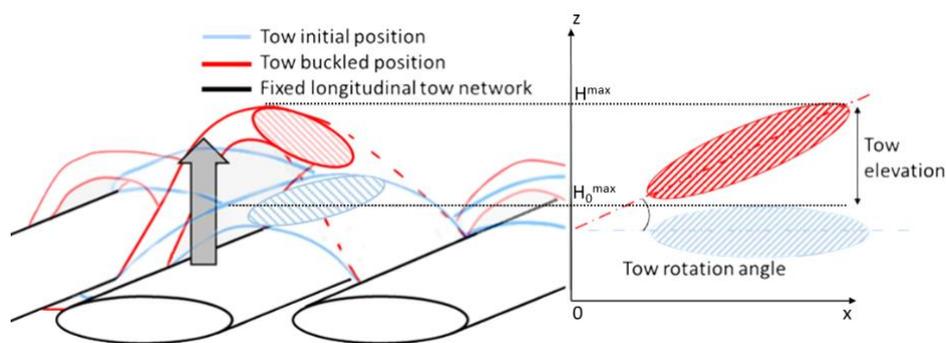


Fig. 3.5. Tow buckling illustration

Each reinforcement is bent in its plane up to a bending angle of  $\sim 40^\circ$ . From the experiments, the tow buckles height and tow rotation (Fig. 3.5) are extracted. The buckle height is calculated by subtracting the maximal height of the initial profile of the tow  $H_{0}^{\max}$  from the maximal height of the deflected profile  $H^{\max}$ . The tow rotation is calculated from the angle between the chord of the initial profile and the chord of the buckled profile.

The influence of the unsupported dimensions on the tow buckles height and tow rotation during buckling is presented in Fig. 3.6 (a, b).

Fig. 3.6 (a) shows that the maximal height and rotation of the tows increase together with the unsupported length. This is explained by the increase in the mobility of the buckling tow allowing it more room to rise and rotate. It causes a higher perceivable buckle. Fig. 3.6 (b) shows that the increase of tow width still increases the maximal registered height whereas the rotation level decreases.

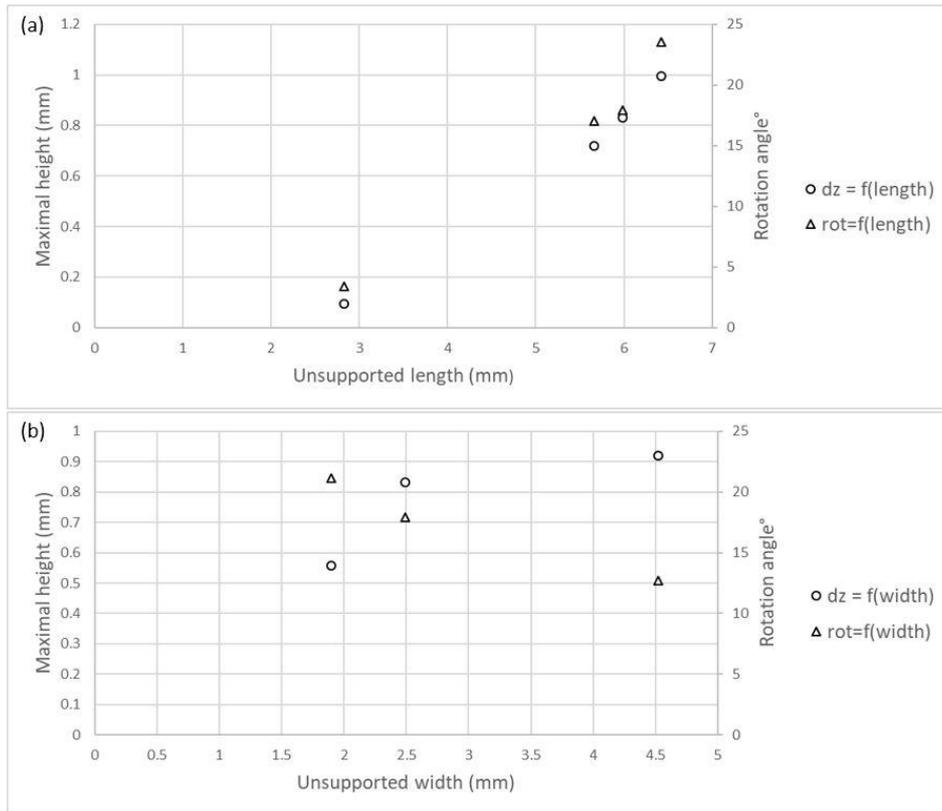


Fig. 3.6. Evolution of the maximal height and the rotation of the buckling tow as a function of the (a) unsupported length, (b) unsupported width.

Each of the transversal buckling tow is supported underneath it by a longitudinal fixed tow. As the tow buckles upward, it does so by combining two motions, i.e., deflection and rotation. During the early rotation stages of the buckle, the inner edge lifts and the outer edge has a tendency to sink until the whole tow is fully deflected. The narrower the tow, the faster the whole tow lifts completely from the supporting tow for lower bending angles. Fig. 3.6 (a, b) also show that a higher bending angle is required to fully lift a larger buckling tow from its supporting tow. For the same final bending angle, wider tows have less rotation with a slight increase in height (60% rotation angle loss against 6% height increase for a 42% larger tow) as illustrated in Fig. 3.7. Consequently, the tow buckles look smaller.

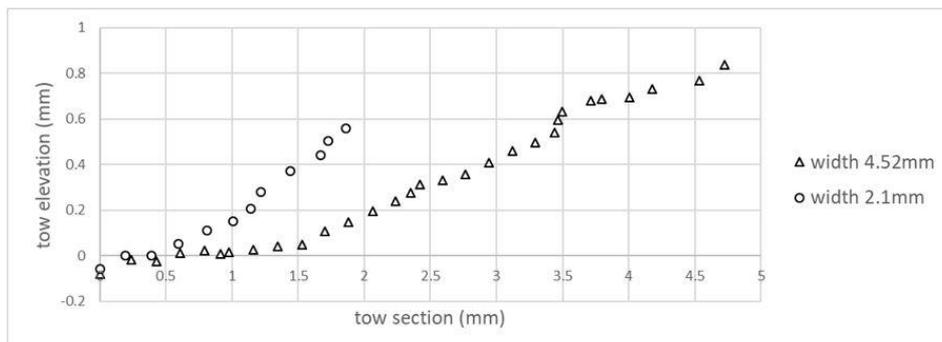


Fig. 3.7. Final profile of buckled tows with different unsupported widths for a bending angle of 40°.

**Effect of the tow type.**

In order to study the effect of tow type on the buckling, three different reinforcements manufactured from three different tows but with similar woven structures were chosen so that to keep similar dimensions, i.e. sized-up flax, desized-up flax and carbon fiber all in 2x2 twill weaves. Each tow of the studied fabrics have different tensile, bending and torsional rigidities that are expected to influence the buckling mechanism. However it is difficult to experimentally decouple each of those rigidities. Consequently, we studied the tow type as a whole. The properties of the tows are presented in Tab. 3.2 with the methods used to obtain them explained in the parameters identification section 3.3.2.

During the tests, each reinforcement is loaded in tension with 300 N in load 1 and 20 N in load 2. This load is spread over 20 tows. Each reinforcement is bent in-plane up to an angle of  $\sim 40^\circ$ . The tow maximal height and the tow rotation are represented respectively in Fig. 3.8 (a) and Fig. 3.8 (b).

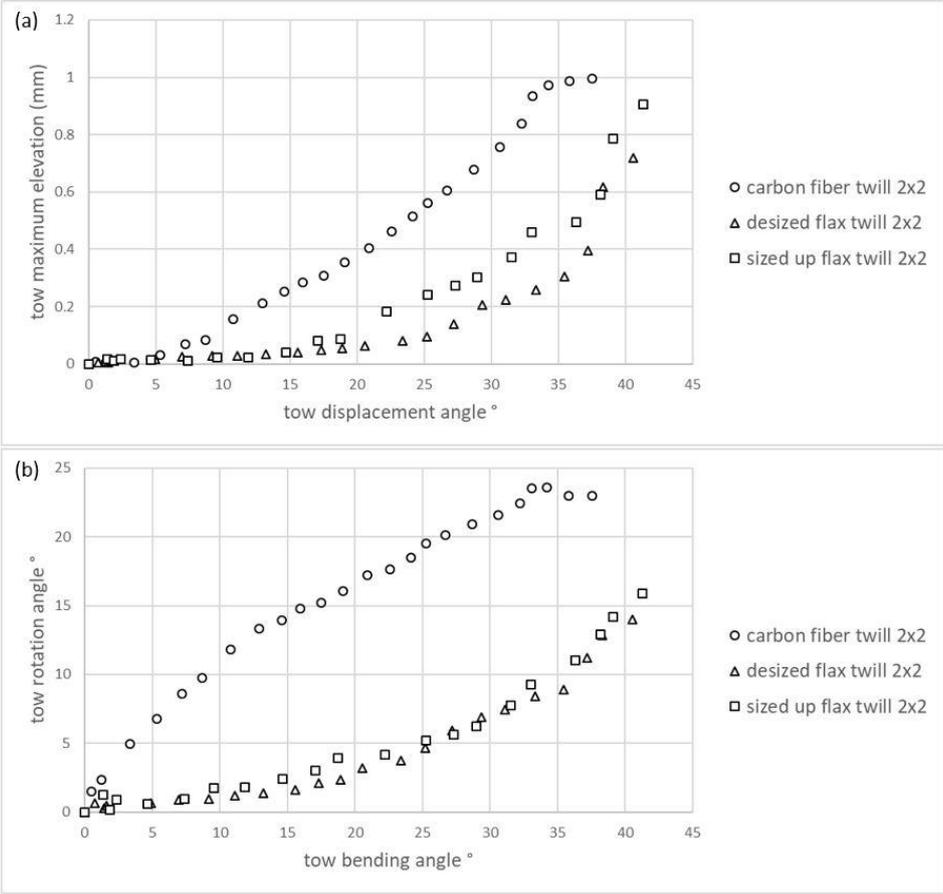


Fig. 3.8. (a) Evolution of the tow maximal height during the buckling of different materials. (b) Evolution of the tow rotation during the buckling of different materials.

Fig. 3.8 (a) shows that the buckles elevation is higher for the carbon tows than the other considered tows. The elevation of the buckle also begins from lower in-plane bending angles ( $\sim 8^\circ$ ). One can also see that the sized-up flax tows exhibit higher maximal tow elevation than the desized-up ones.

A direct correlation between the increase of tow rigidities and the buckle elevation is observed. It is also possible to observe that for the three reinforcements considered, the appearance of the tow buckles happens for lower in-plane bending angles when the tow rigidities increases.

Fig. 3.8 (b) also shows that the rotation of the buckle happens from low in-plane bending angle and the tow rotation angle is much larger for the most rigid carbon tows than the two flax tows. In the case of the two flax tows, the tow rotation angle evolution is similar which is probably due to the relatively low difference in their rigidities. This correlates well with the observation of the maximum elevation of the tow buckle.

### Effect of the tows tension in direction 1: fixed tow network (load 1).

To study the effect of load 1 on the buckles, a series of tests has been conducted on 5 samples of 2x2 twill weave fabrics manufactured from sized-up flax and carbon tows respectively while imposing each time an initial load in direction 1 between 20 N and 400 N spread over 20 tows. The load in direction 2 is initially 20 N. Each sample is bent in-plane up to an angle of  $\sim 40^\circ$ . The results of the test series are given in Fig. 3.9 (a) for the sized-up flax fabric and Fig. 3.9 (b) for the carbon reinforcement.

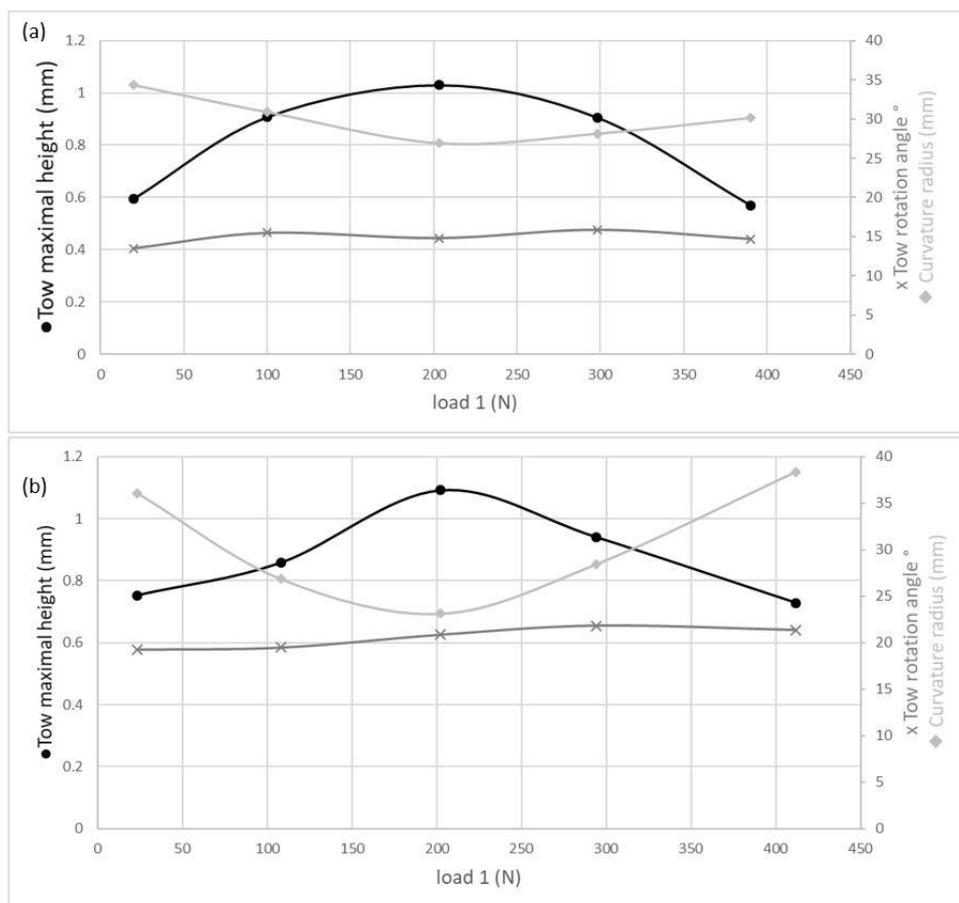


Fig. 3.9. Evolution of the tow maximal height, rotation and curvature radius during the buckling of (a) sized-up flax tows within the fabric as a function of load 1. (b) Carbon fiber tows within the fabric as a function of load 1.

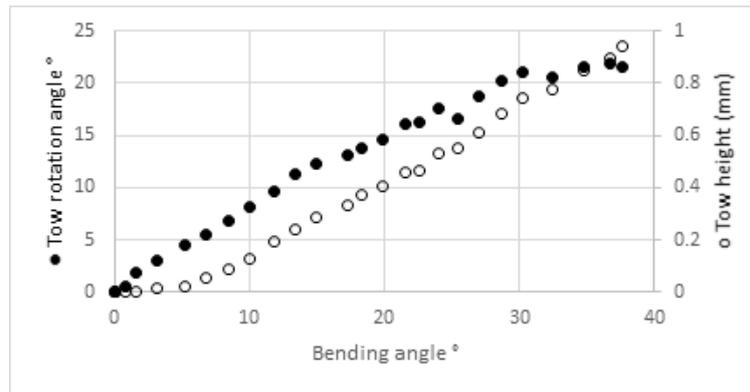


Fig. 3.10. Evolution of tow height and tow rotation as a function of the in-plane bending angle for a sized-up flax tow under load 1 of 100 N and load 2 of 20 N.

As shown in both Fig. 3.9 (a) and Fig. 3.9 (b), the maximal height reached by the tow evolves oppositely to the curvature radius of the tow. The lower the final curvature radius (increase in the tow curvature) and the higher the tow buckles. The final rotation angle, on the other hand seems to be fairly constant and independent of the final curvature radius. When considering the evolution of both elevation and tow rotation, Fig. 3.10 gives an idea on the kinematics involved during the bucking.

On early bending stages, the height is mainly due to the rotation of the tow; then, as the tow continue to bend in its plane, the rotation seems to stabilize while the elevation further increases. This in turns suggests that the elevation at this point is mainly due to a global deflection of the tow that can be seen in the different tows final profiles in Fig. 3.11.

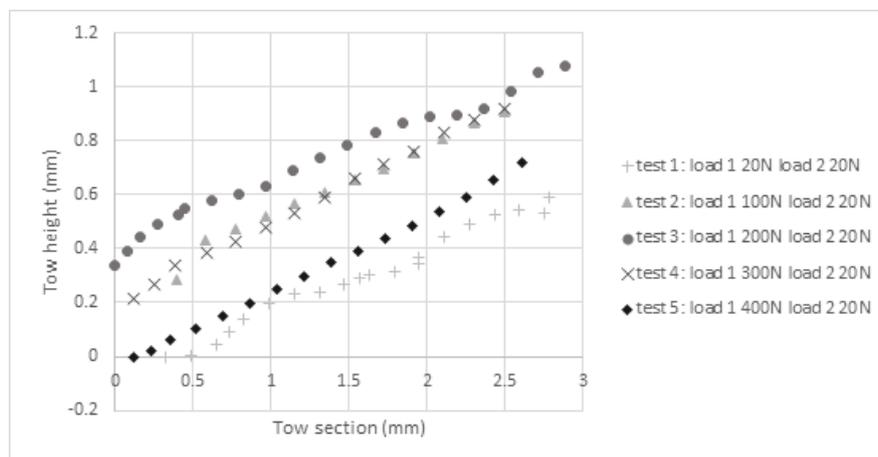
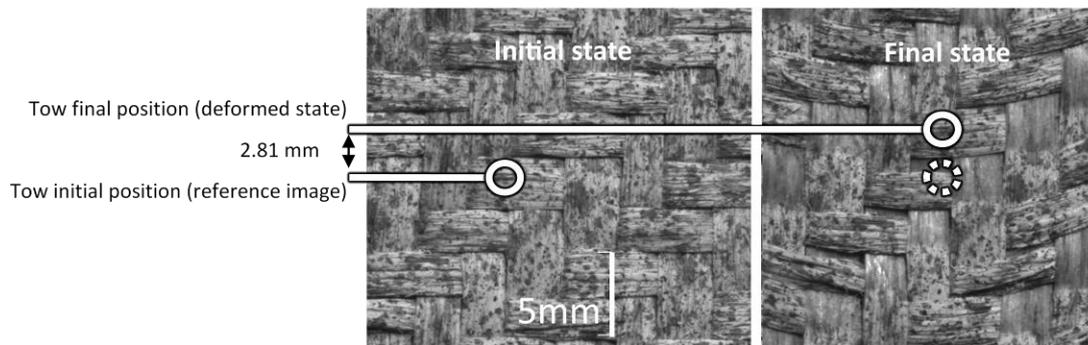


Fig. 3.11. Final sized up flax tow profiles under an in-plane bending angle of  $\sim 40^\circ$ .

The reason behind the parabolic trend of the curvature radius (Fig. 3.9 (a, b)) can be attributed to the combination of the in-plane bending imposed by the jaws alongside the tow sliding (up to 2.81 mm) as represented in Fig. 3.12.



*Fig. 3.12. Tow Sliding during the tow in-plane bending.*

During the applied in-plane bending on the device, tow sliding may take place as shown in Fig. 3.12 and this phenomenon may have consequences on the final curvature. The tow sliding as explained by Labanieh et al. [16] depends on the contact pressure between the warp and the weft tows. As the load  $l$  increases, the tow sliding is inhibited going from 2.8 mm at a load  $l$  of 20 N to 1.1 mm at a load  $l$  of 400 N for the sized-up flax. This explains the three stages presented in Fig. 3.9(a, b), which are described further below:

- For load  $l$  from 20 N to 200 N: a low pressure is applied on the perpendicular tows cross-points. This allows the tows expected to buckle to slide, preventing them from achieving their potential full curvature.
- At  $\sim 200$  N: an optimum is reached. The in-plane bending and tow sliding leads to the maximal possible curvature of the tows submitted to in-plane bending.
- Above 200 N: the pressure applied on the cross-points combined with the friction phenomenon prevent the tow from sliding and from curving leading to a decreased curvature compared to the optimum.

When considering the influence of the increasing load  $l$  on the tow buckling within the flax and carbon-based fabrics, similar behavior was observed. It indicates that keeping low loads in direction 1 may delay the appearance of the buckles and reduce their height since tow sliding taking place (in a limited extent without the appearance of gaps). This sliding tend to reduce the curvature of the tow submitted to in-plane bending. These results confirm that a reduction of the blank-holder pressure as performed by Capelle et al. [18] on the tows perpendicular to the ones exhibiting the defect permits to delay the appearance of the buckles. On the other hand, when the load in direction 1 is larger than 200 N for both the fabrics, the high contact pressures prevent the tow sliding but also limits the in-plane bending of the tows. Rising the load in direction 1 to high tension values may therefore limit the curvature and consequently delay the appearance and reduce the height of the buckles. However, a risk of gaps due to tow sliding may happen, and such approach may be considered with a great care.

### Effect of the tows tension in direction 2: tow network submitted to in-plane bending (load 2).

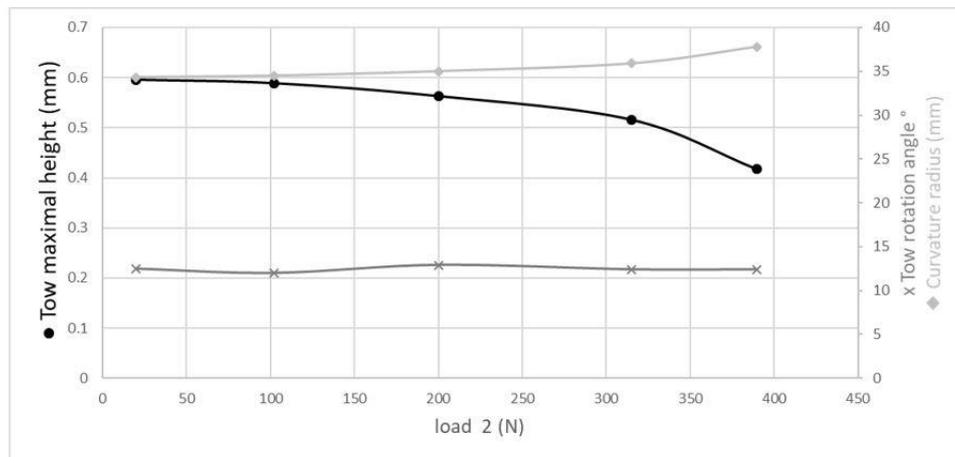


Fig. 3.13. Evolution of the tow maximal height, rotation and curvature radius during the buckling of sized-up flax as a function of load 2.

As for load 1, the study was done on sized-up flax with only the initial load 2 as a variable for each of the samples going from 20 N to 400 N. The results are summarized in Fig. 3.13.

As observed with load 1, the maximal height registered evolves oppositely to the curvature radius of the tow while the rotation angle is similar for all loads. The decrease of the curvature is explained by an increase in load 2 that adds more slide to the tows and prevents them from curving or buckling. Increasing the load in direction 2 should therefore favor a reduction of the buckles size.

## 3.3. Analytical analysis.

In order to be able to predict the buckling onset during the forming of a woven structure, an analytical model is set up. This approach was previously used in the literature by Beakou et al. [55] and Matveev et al. [56] in order to address the problem of tape buckling during the automated fiber placement following a curved path. The following work is inspired by their analytical framework.

### 3.3.1. Analytical model.

Fibrous materials exhibit complex behavior; due to the possibility for fibers to slide; cross sections during bending do not necessarily remains perpendicular to the neutral fiber. The Kirchhoff-Love plate theory (and corresponding Euler-Bernoulli beam theory) are most of the time not representing well the behavior of fabrics, interlocks, and virgin fiber bundles.

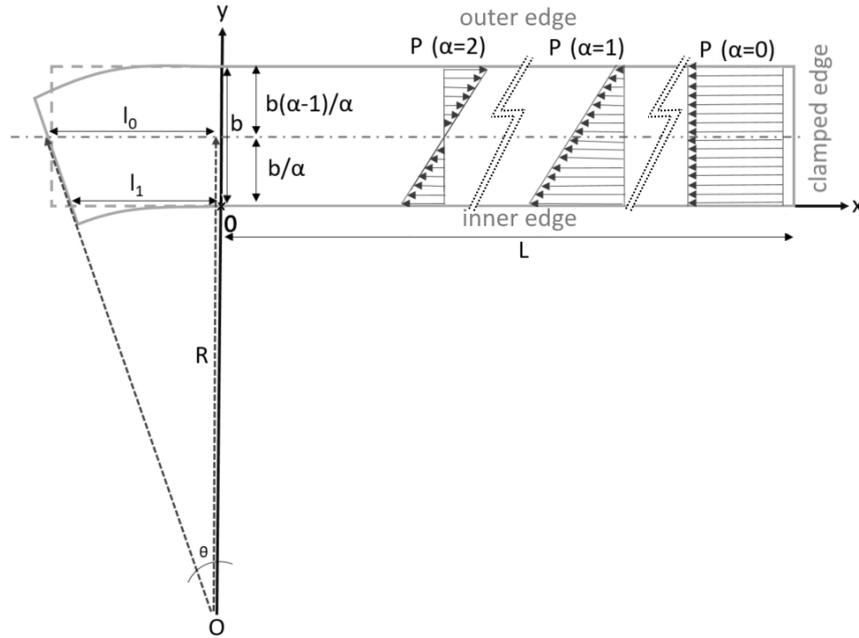


Fig. 3.14. Tow representation as an orthotropic plate with compressive load  $P$  representation for different values of the non-uniformity coefficient  $\alpha$ .

The bending rigidity doesn't relate to the tension one. This is illustrated by the difference of bending behavior between a phone book with the pages glued together (tension/compression is generated) and without glue (bending of each page taken separately plus friction). In this part of the work, fibers inside a flat tow, in small strain (only the onset of buckling is considered) possess cohesion, due to the entanglement of fibers and due to sizing (for desized-up flax, we assume that a small amount of sizing remains). With this assumption, we consider that fibers don't slide inside a tow and that Kirchhoff plate theory is valid; a link can then be made between the kinematic (the curvature) and the load (axial compression  $P$ ) as illustrated Fig. 3.14.

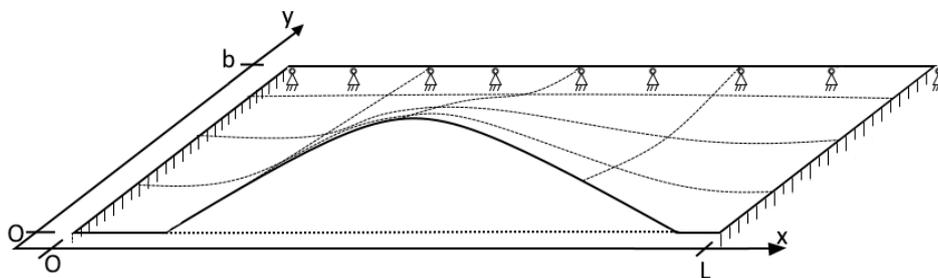


Fig. 3.15. Boundary condition representation on the buckling portion of the tow.

If the tow is considered as a thin homogenous orthotropic plate [55],[56], simply supported at its outer edges and clamped on its radial edges by the neighboring tows, the differential equation for plate bending, in Eq. 3.1, can be solved by using the Rayleigh-Ritz approach [103]:

$$\nabla^2 w = P \tag{Eq. 3.1}$$

where  $w$  is the plate deflection, which, alongside its first derivative  $w'$ , are null on the clamped edges of the tow, represented in Fig. 3.15, ( $w(x=0) = w(x=L) = 0$  and  $w'(x=0) = w'(x=L) = 0$ ). The outer edge is supposed to be simply supported and only its deflection  $w$  is null ( $w(y=0) = 0$ ).

Under those assumptions, the deflection  $w$  can be described as a linear combination of the  $n$ th first modes and approximated, in Eq. 3.2, based on the boundary conditions and the compressive load formulated previously in Eq. 3.1. A closed-form solution in a Rayleigh-Ritz approach can be considered:

$$w(x, y) = \sum_{i=1}^n c_i \left(1 - \frac{y}{b}\right)^{i+1} \left(1 - \cos\left(\frac{2\pi mx}{L}\right)\right) \quad \text{Eq. 3.2}$$

where  $m$  is the buckling mode. Only the first one ( $m=1$ ) will be taken into account because it corresponds to the most critical buckling mode.  $P$  the compressive load, caused by the in-plane bending of the tow is given by Eq. 3.3.

$$P(y) = P_0 \left(1 - \frac{\alpha y}{b}\right) \quad \text{Eq. 3.3}$$

where  $P_0$  is the minimal buckling load applied at the inner edge, as represented in Fig. 3.14, of the bent plate and  $\alpha$  is the load non-uniformity coefficient also represented in Fig. 3.14. The Rayleigh-Ritz approach dictates that the total energy  $\Pi$ , represented in Eq. 3.4, should be minimized by differentiating it with respect to the deflection's amplitude,  $c_i$ , as shown in Eq. 3.5:

$$\Pi(w) = U(w) - Q(w) \quad \text{Eq. 3.4}$$

$$\frac{d\Pi}{dc_i} = 0 \quad \text{Eq. 3.5}$$

where  $U(w)$  is the elastic strain energy of the plate which is defined in Eq. 3.6 and  $Q(w)$  is the work of the compressive load as defined in Eq. 3.7:

$$U(w) = \frac{1}{2} \int_0^L \int_0^b D11 \left(\frac{d^2w}{dx^2}\right)^2 + D22 \left(\frac{d^2w}{dy^2}\right)^2 + 2D12 \left(\frac{d^2w}{dx^2}\right) \left(\frac{d^2w}{dy^2}\right) + 4D66 \left(\frac{d^2w}{dx dy}\right)^2 dy dx \quad \text{Eq. 3.6}$$

$$Q(w) = \frac{1}{2} P_0 \int_0^L \int_0^b \left(1 - \frac{\alpha y}{b}\right) \left(\frac{d^2w}{dx^2}\right)^2 dy dx \quad \text{Eq. 3.7}$$

where  $L$  is the length of the plate,  $b$  the width of the plate and  $D_{xx}$  are the bending stiffness of the plate. Replacing  $w$  for ( $n=1$ ) and in Eq. 3.2, Eq. 3.6 and Eq. 3.7 and then minimizing  $\Pi$  with respect to  $c_1$ , the critical buckling compressive load,  $P_{cr}$  is obtained as given by Eq. 3.8:

$$P_{cr} = \frac{1}{6 - \alpha} \left( \frac{24D11m^2\pi^2}{L^2} + \frac{90D22L^2}{b^4m^2\pi^2} + \frac{160D66}{b^2} - \frac{40D12}{b^2} \right) \quad \text{Eq. 3.8}$$

During bending, taking into consideration small deformations and the intra-tow cohesion of fibers, the edge of the tow is assumed to bend following the curvature of a radius  $R$  at an angle  $\theta$  according to Kirchhoff's plate theory, represented in Fig. 3.14. The length of the inner side of the tow caused by the bending is found to be equal to  $\theta(R-b/\alpha)$  and the deformation of the tow is equal to  $b/(\alpha R)$ . The load in the inner edge,  $P_0$ , generated by in-plane bending of the tow can be written [21], [22] as:

$$P_0 = \frac{E1 h b}{\alpha R} \quad \text{Eq. 3.9}$$

In the case where the minimal  $P_{cr}$  (that is calculated for a reinforcement values of  $L$ : tow unsupported length,  $h$ : tow thickness and  $b$ : unsupported tow width) is equal to  $P_0$ , we are able to connect the critical load to the geometrical bending parameters of the tow and in particular to find the critical buckling radius  $R_{cr}$  as:

$$R_{cr} = \frac{E1(6 - \alpha)bh}{\alpha \left( \frac{24D11m^2\pi^2}{L^2} + \frac{90D22L^2}{b^4m^2\pi^2} + \frac{160D66}{b^2} - \frac{40D12}{b^2} \right)} \quad \text{Eq. 3.10}$$

Assimilating the tow to a thin orthotropic plate means that the bending ( $D11$ ,  $D22$ ), shear ( $D12$ ,  $D21$ ) and torsional ( $D66$ ) stiffnesses that can be recovered from the laminate plate theory, where, the bending stiffness matrix for a single layer [104], [105] is:

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D11 & D12 & 0 \\ D21 & D22 & 0 \\ 0 & 0 & D66 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} k_x \\ k_y \\ k_z \end{Bmatrix} \quad \text{Eq. 3.11}$$

where  $D11$  and  $D22$  are respectively the bending stiffness in the longitudinal and transversal directions, representing the required torque ( $M_x$  in longitudinal and  $M_y$  in transversal direction) necessary to generate a unit curvature ( $K_x$  and  $K_y$ ).  $D11$  and  $D22$  can therefore be considered as the flexural rigidity ( $B_x$  and  $B_y$ ) in a direction normalized by the perpendicular dimension (respectively width:  $b$  and length:  $L$ ).

$$D11 = \frac{B_x}{b} \quad \text{Eq. 3.12}$$

$$D22 = \frac{B_y}{L} \quad \text{Eq. 3.13}$$

For a dry tow with minimalistic interactions in the transverse direction between the constituting fibers (mainly introduced by the false twisting during yarn manufacturing) compared to the interactions alongside the fibers in the longitudinal direction. The cohesion in the transversal direction is expected to be much smaller than in the longitudinal direction. This results, for the bending, in  $B_x \gg B_y$  and with  $L > b$  we can safely assume that  $D11 \gg D22$  and therefore,  $D22$  can be neglected. Furthermore, to the knowledge of the authors, no experimental procedures exists to this day to characterize the transversal bending behavior of a tow and this assumption can not be concluded upon.

$D12$  and  $D21$  are equal and represent the bending coupling, which, by Poisson action effect, is the cause of an anticlastic deformation (saddle effect). Considering that the tow is fairly narrow [106] and the beveled sides of the tow [107], it is safe to assume that their effect has a negligible influence on the

buckling compared to the other stiffnesses.  $D66$ , the twisting bending stiffness or torsional stiffness is the torque required to generate a twist  $Kz$ :

$$D66 = \frac{G12 h^3}{6} \quad \text{Eq. 3.14}$$

With  $G12$  being the shear modulus. The critical buckling radius,  $Rcr$ , from Eq. 3.10 can then be written as follows:

$$Rcr = \frac{E1(6 - \alpha)b^3 hL^2}{\alpha(160 D66 L^2 + 24 D11 \pi^2 b^2 m^2)} \quad \text{Eq. 3.15}$$

This critical buckling radius is expected to correspond to the radius at which the tow buckling appears, but several parameters need to be experimentally evaluated.

### 3.3.2. Parameters identification.

In order to calculate the critical buckling radius, the following parameters  $E1$ ,  $\alpha$ ,  $D11$  and  $D66$  need to be identified. The following sections are dedicated to the experimental identification of the parameters.

#### Tensile modulus $E1$ identification.

The tensile modulus  $E1$ , was determined using a tensile test on each of the considered tows. The slope of the linear part of the stress-strain curve was calculated and reported in Tab. 3.2.

#### Bending stiffness $D11$ identification.

To identify the bending stiffness,  $D11$ , in Eq. 3.12, we must determine the bending rigidity,  $Bx$ . It is possible to do so experimentally using the Peirce cantilever test [108] where the tow is bent under its own mass as described in Fig. 3.14. The bending rigidity  $Bx$  can be calculated using Eq. 3.16:

$$Bx = \frac{L^3 M_l g \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)}{8 \tan(\theta)} \quad \text{Eq. 3.16}$$

where  $L$  is the bent length of the tow,  $M_l$  is the linear density,  $g$  is the gravity and  $\theta$  is defined in Fig. 3.16 (b). This means that Eq. 3.12 can be written with all the parameters that are constant or measurable as shown in Eq. 3.16 as:

$$D11 = \frac{L^3 M_l g \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)}{8 \tan(\theta) b} \quad \text{Eq. 3.17}$$

Following the experimental investigation, the results are presented in Tab. 3.2 for four different tows taken from different woven fabrics.

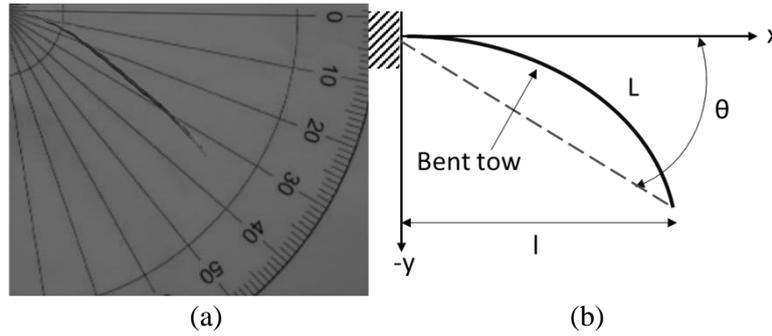


Fig. 3.16. (a) Peirce test on flax tow (b) Schematic representation of Peirce's cantilever test.

### Torsional stiffness $D66$ identification.

To evaluate  $D66$  from Eq. 3.14, it is necessary to evaluate the in-plane shear modulus,  $G12$ , which is calculated from a torsion test that can be performed on an ARES rheometer as shown in **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**(a) and where the torsional rigidity is given by Eq. 3.18 [109]:

$$\frac{T L}{\varphi} = G12 Jt \quad \text{Eq. 3.18}$$

where  $T$  is the torque,  $L$  is the length of tow subjected to rotation,  $\varphi$  is the torsional angle,  $Jt$  is the polar moment of inertia (similar to second moment of the area for bending) that for a rectangular surface is given by Eq. 3.19:

$$Jt = b h^3 \left( \frac{1}{3} - 0.21 \frac{h}{b} \left( 1 - \frac{h^4}{12 b^4} \right) \right) \quad \text{Eq. 3.19}$$

$T L/\varphi$  can be obtained from a torsion test by averaging the  $0$  to  $2\pi$  and  $0$  to  $-2\pi$  slopes of the torque  $T$  as a function of the unit angle  $\varphi/L$  curve as represented in **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**(b). The tow is subjected to an initial tensile loading up to 100 N. Finally,  $D66$  from Eq. 3.14 and Eq. 3.18 can be written as:

$$D66 = \frac{T L h^3}{\varphi Jt 6} \quad \text{Eq. 3.20}$$

The experimental results for the bending stiffness  $D66$  are also reported in Tab. 3.2.

### Non-uniformity coefficient $\alpha$ identification.

The non-uniformity coefficient was obtained from observation on the tow using digital image correlation using the GOM ARAMIS® software on images such as the one presented in Fig. 3.18. Zones circled in red are areas representative of tensile loading while zones circled in blue represent compression loading areas. Both areas seem to be fairly equal. The hypothesis of pure bending can be assumed and thus  $\alpha = 2$  was chosen according to the representation given in Fig. 3.16.

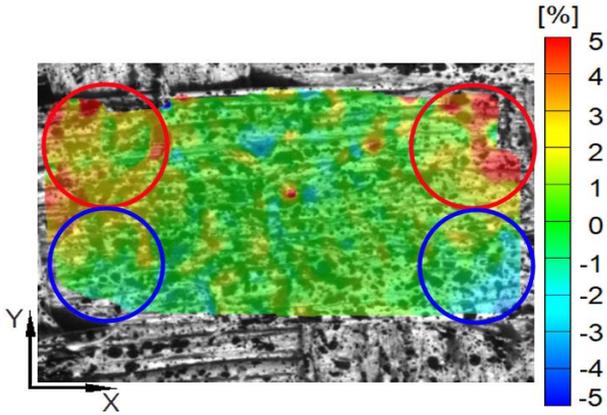


Fig. 3.17. Digital image correlation of the in-plane deformations of a tow bent in its plane before appearance of tow buckling.

### 3.3.3. Calculation of the critical buckling radius.

The theoretical critical radii were then calculated and compared to the experimental critical radii (tow in plane bending at which buckles appear) in Tab. 3.2. As there is no clear definition in the literature for what constitutes the threshold of the buckle’s onset, we opted to determine the experimental critical radii by the first sudden increase in the derivative of the tow elevation  $dz$  with respect to the bending radius  $R$  (e.g. dotted line in Fig. 3.19 for plain weave C), represented in Fig. 3.19. The aforementioned Fig. 3.19 should be read from highest curvature radius to the lowest (right to left).

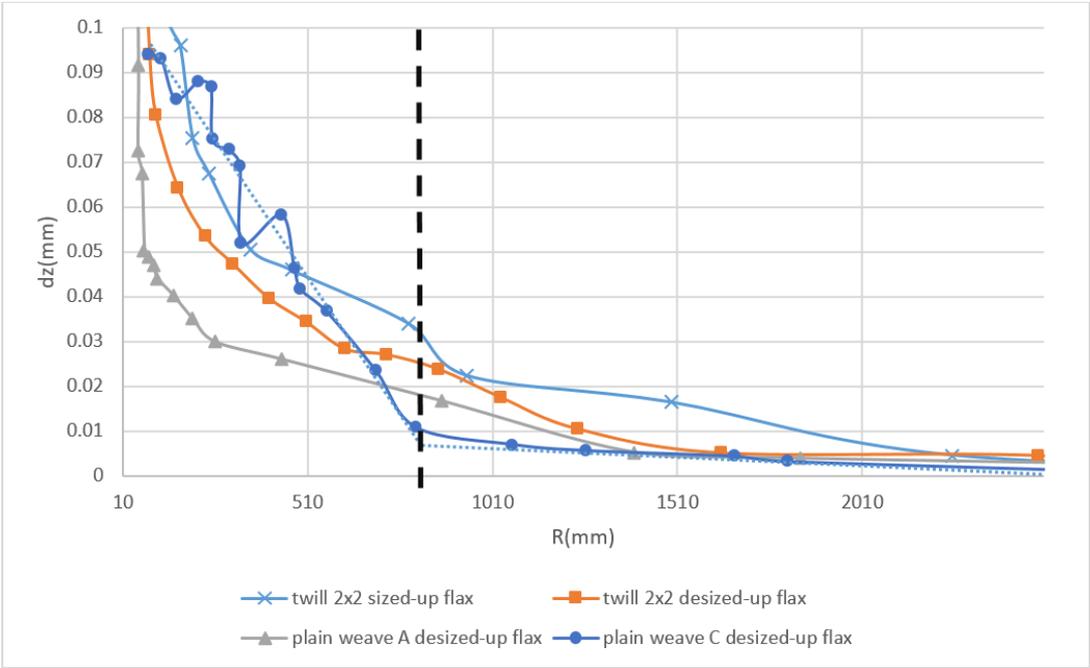


Fig. 3.18. Tow elevation evolution as a function of the bending radius.

The difference between the experimental and the calculated critical radii are given in Tab. 3.2. One can observe that the differences are relatively low with an average error of 8.8%. The fact that the critical radii obtained from the experimental and the analytical approaches are close indicate that the analytical approach permits to predict with a relatively good accuracy (and a global tendency to underestimate) the critical bending radius at which the tow buckles are expected to appear. The observed differences can be due to simplification hypothesis such as the homogeneity assumption of the tow and uncertainties in the radius measurement.

*Tab. 3.2. Tows dimensional and mechanical properties with analytical and experimental critical buckling radii.*

<b>Tow origin</b>	<b>Twill 2x2 sized up flax</b>	<b>Twill 2x2 desized up flax</b>	<b>Twill 2x2 carbon fiber</b>	<b>plain A desized up flax</b>	<b>plain C desized up flax</b>
<b>Linear density (g/m)</b>	0.614	0.494	0.813	0.488	0.478
<b>E1 (N/mm<sup>2</sup>)</b>	19800	7900	132700	7820	7645
<b>L (mm)</b>	6.11	5.66	6.42	6.46	2.83
<b>b (mm)</b>	2.48	2.40	2.6	2.10	2.59
<b>h (mm)</b>	0.45	0.45	0.42	0.45	0.45
<b><math>\alpha</math></b>	2	2	2	2	2
<b>m</b>	1	1	1	1	1
<b>D11 (N.mm)</b>	1.18	0.72	7.55	0.72	0.63
<b>D66 (N.mm)</b>	0.44	0.17	-	0.17	0.17
<b>Rcr analytical (mm)</b>	2082.9	1482.2	-	1275.7	717.7
<b>Rcr experimental (mm)</b>	2255	1627	-	1390	803
<b><math>\Delta</math>(%)</b>	7.63	8.90	-	8.22	10.62

As the analytical model globally permits to predict well the in-plane curvature radius at which the tow buckles are expected to appear, this method could be coupled to a simulation of the textile forming capable to predict the curvature of the tows with a good accuracy. An example of the use of such a combined approach is described in the next section of this work.

### 3.4. Modelling of the defect appearance in a macroscopic simulation.

Once the critical bending radius is determined experimentally or analytically, this result can be of great interest in a macroscopic simulation of the forming process of dry fabrics. Important effort has been paid in the past 20 years in order to predict the mechanical response of fabrics during forming at macroscopic scale using numerical simulations. The reached maturity allows now to confidently predict the shear angles via the determination of yarn local orientations. It's then straightforward to use those yarns orientation to evaluate, with a high level of confidence, the curvature of the yarns within a fabric structure during forming. Comparing the local in-plane curvature of the tow (determined during the macroscopic simulation of the textile forming) to the critical one, we can evaluate locally the risk for tow buckling to occur. Several numerical works have been completed in this direction. Gatouillat et al. [15] proposed a fully meso-scale approach using shell elements in order to predict the tow sliding defects and in [83], Iwata et al. investigated macro-scale and meso-scale numerical simulations to predict the buckling of the tows. They finally proposed the use of a hybrid meso/macro-scale approach. The meso/macro-scale simulation takes advantage of macro-scale simulation to determine shear and tensions which in turn are used at meso-scale as boundary conditions in order to predict buckling and tow displacements; meso-scale simulation is only performed in areas where defect are expected to take place. Local curvature is classically evaluated in numerical simulations using neighboring elements [58], [110] in order to take into account the bending behavior during a fabric forming. This behavior is proven to be highly influent on the wrinkle's shapes and sizes.

Meso-scale and meso/macro-scale, while being accurate in the prediction of the defect, still require intensive computation resources. Thus, in this work, the use of a macro-scale simulation within an isogeometrical framework [111] is proposed.

Considering a set of rational degree  $p$  NURBS shape functions  $R_{A,p}$ . Let us denote  $\xi=(\xi_1,\xi_2,\xi_3)$ , the coordinates in the 3 dimensional parametric space of a considered point; its position vector  $M$  at a given time  $t$  can be obtained considering the control points positions  $q_A(t)$  and the value of the NURBS shape functions at  $\xi$  as shown in Eq. 3.21.

$$M(\xi, t) = \sum_A R_{A,p}(\xi) q_A(t) \quad \text{Eq. 3.21}$$

The main advantage of using such a framework comes from the improved continuity of the kinematic approximation that can be built in order to be  $C^2$  everywhere in the domain (even at the frontier between two elements) in order to make the curvature continuous. The mechanical behavior of the fabric is taken into account considering the tensile and in-plane shear contributions of the network separately by computing respectively the corresponding  $B$  matrix,  $BT$  and  $Bsh$  in the same manner as developed in [112],[113]. A full description of the constitutive model is beyond the scope of this paper.

Tangent vectors  $t_i$  (defined Eq. 3.22) are aligned with the material directions of the elements which are chosen to be similar to the fibrous network.

$$\mathbf{t}_i = \frac{\partial \mathbf{M}}{\partial \xi_i} = \sum_A \frac{\partial R_{A,p}}{\partial \xi_i} \mathbf{q}_A \quad (i = 1,2) \quad \text{Eq. 3.22}$$

Normal vectors  $n_i$  are defined Eq. 3.23.

$$\mathbf{n}_i = \frac{\partial^2 \mathbf{M}}{\partial \xi_i^2} = \sum_A \frac{\partial^2 R_{A,p}}{\partial \xi_i^2} \mathbf{q}_A \quad (i = 1,2) \quad \text{Eq. 3.23}$$

Using  $t_i$  and  $n_i$ , it is possible to evaluate the curvature of each tow according to Eq. 3.24:

$$C_i = \frac{\|\mathbf{t}_i \wedge \mathbf{n}_i\|}{\|\mathbf{t}_i\|^3} \quad \text{Eq. 3.24}$$

$C_i$  is the total curvature along the  $i^{\text{th}}$  direction ( $i=1,2$ ), computed from the tangent vector  $t_i$  and the normal vector  $n_i$  which are both obtained from first and second derivatives of the position vector  $M$  with respect to parameter coordinate  $\zeta_i$ .

In the tow buckling problem, the in-plane bending, seems from previous investigation, to have the most influence for flat tows; the bending along warp and weft directions are computed following tangent and normal vectors according to first (warp) and second (weft) directions. We define a unit vector  $n_{12}$  normal to  $(t_1, t_2)$  plane:

$$\mathbf{n}_{12} = \frac{\mathbf{t}_1 \wedge \mathbf{t}_2}{\|\mathbf{t}_1 \wedge \mathbf{t}_2\|} \quad \text{Eq. 3.25}$$

The planar component of those normal vectors  $n_i^{pl}$  (associated to the in-plane curvature) is evaluated:

$$\mathbf{n}_i^{pl} = \mathbf{n}_i - \mathbf{n}_{12}(\mathbf{n}_i \cdot \mathbf{n}_{12}) \quad \text{Eq. 3.26}$$

Finally, the planar curvature  $C_i^{pl}$  along the  $i^{\text{th}}$  direction is:

$$C_i^{pl} = \frac{\|\mathbf{t}_i \wedge \mathbf{n}_i^{pl}\|}{\|\mathbf{t}_i\|^3} \quad \text{Eq. 3.27}$$

Fig. 3.19 (a) shows that zones of low curvatures can be predicted on the forming simulation of a prismatic shape. The highest in-plane curvatures can be observed on the center and the edges of the triangular face of the prism. The curvatures detected in the red zones of Fig. 3.19 (a) are higher than the curvature level from which tow buckles are expected to appear on the three flax and the carbon fabric tested in this work. These zones do correspond to the buckles locations observed in Fig. 3.19 (b) for a very different interlock fabric [13].

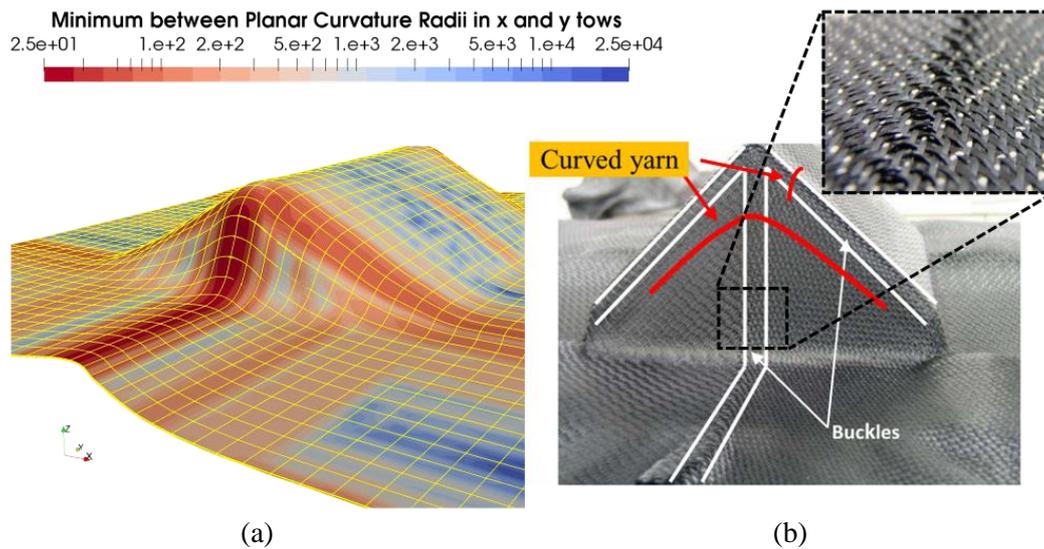


Fig. 3.19. (a) In-plane curvature radii along  $x$  (left) and  $y$  (right) fiber networks directions (logscale) during a prismatic fabric forming. (b) Location of buckles during the deep drawing of a carbon interlock fabric on a prismatic shape [81] the initial direction of the fabric is aligned along the edges.

The zones where tow buckles are expected to appear mainly depend on the shape that induces local curvatures of the tows. However, the magnitude of the tow buckle elevation and the curvature at which the tow buckle may arrive depends on the reinforcement characteristics such as the tow geometry, the tow rigidity and the level of tension of the tows within the shape. The procedure developed in this work therefore permits to indicate according to the fabric characteristics and tension levels in the tows, the zones where tow buckles may take place. It is therefore possible to predict the appearance of tow buckles for a given reinforcement when the constituting tows are experimentally characterized.

### 3.5. Summary and conclusions.

In this research work, we focus on the local buckling (at mesoscopic scale) of flat tows. Subjected to in-plane bending, a longitudinal compression is responsible in some configurations for a local buckling. This defect, leading to poor parts quality, was investigated experimentally and analytically.

Experimentally, a dedicated device capable of imposing tensions and an in-plane bending, combined with stereo digital image correlation was used to evaluate the impact of loading, the impact of the tow behavior and the impact of fabric geometry on the onset and kinematic of the buckle growth.

We found first that an increased stiffness (in tension and in bending) tends to speedup the buckle phenomenon and to increase the high and rotation of the buckles.

- Also, fabrics with high unsupported length are more sensitive to the buckle defect (2x2 twill exhibits more buckles than plain weave for comparable tow width and yarn densities).

- Finally, the experimental study conclusion was that the main driving parameter for the buckling phenomenon was the curvature radius and that tensions impact the buckles through the curvature radius. Those tendencies were confirmed analytically using a Rayleigh-Ritz approach considering the unsupported portion of a tow in a fabric as an orthotropic plate subjected to bending.

- This approach successfully provide the critical curvature radius for a given fabric constituted of tows of a given nature once the mechanical characteristics of the tows were measured together with the geometrical properties of the fabric.

Results from either the experimental or the analytical approaches can be of valuable interest in a macroscopic simulation of the forming process of a dry fabric. Critical curvature radius can be compared to a simulated one in order to predict the likelihood and location of local buckling defects in a complex part.

- We chose to illustrate this result using an Isogeometrical framework among others for its capability to capture naturally the curvature.

- No additional development is needed and only a post processing is required to gather information regarding the buckle onset in a forming process.

This approach is, of course, very simplified since no tow sliding can be taken into account because of the Lagrange description used for the kinematic. Nevertheless, in classical fabric forming, the sliding defect corresponds to quite extreme scenarios and obtaining a tow buckling criterion in a simulation represents a real gain at low cost. Of course, when tensions in the tows reach certain levels and that tow sliding occurs, meso-scale [86] or smarter multi-scale approaches [83] should be favored.

# Chapitre 4 - Défaut de glissement

---

4.1.	Introduction.....	101
4.2.	Materials and setup .....	103
4.2.1.	Yarn to yarn friction testing device .....	103
4.2.2.	In plane pull-out (IPPO) setup.....	105
4.2.3.	Out of plane pull-out (OPPO) setup .....	106
4.2.4.	Material .....	108
4.3.	Experimental results.....	109
4.3.1.	Friction tests at tow scale .....	109
4.3.2.	In Plane Pull-Out (IPPO).....	111
4.3.3.	Out of Plane Pull-Out (OPPO) .....	117
4.3.4.	Effect of the shear angle on the out of plane pull-out (OPPO) load.....	118
4.3.5.	Effect of the material on the out of plane pull-out load.....	121
4.3.6.	Effect of the transversal tension on the out of plane pull-out load.....	122
4.3.7.	Effect of the weave on the out of plane pull-out load. ....	122
4.4.	Conclusion .....	123

---

Suite à l'étude du défaut de bouclage dans le Chapitre 3, un autre défaut (le défaut de glissement de mèche) va être considéré dans ce chapitre. Le défaut de glissement apparaît particulièrement dans le cadre de mises en forme complexes de renforts tissés. Une étude bibliographique sur le sujet a été effectuée et suggère que l'apparition des lacunes, ou manque de fils dans le renfort, due au glissement est due à une perte de cohésion dans le tissu. Lors de la mise en forme du renfort, les mèches doivent soit subir un cisaillement dans le plan du tissu, soit se déplacer avec l'outil pour se conformer à la géométrie imposée. Dans le cas du déplacement, certaines mèches sont entraînées directement par l'outil, d'autres le sont de par la cohésion interne du renfort. La perte de cohésion s'effectue quand la force de frottement outil/mèche dans les serres flancs est supérieure à la force de frottement mèche contre mèche ou quand le frottement mèche contre mèche n'est plus capable d'assurer une adhérence à la mèche entraînée par l'outil dû à une augmentation des tensions.

Quel que soit le cas, il est nécessaire de connaître avec précision le comportement en frottement des mèches et la cohésion générale du tissu. Une étude expérimentale a été effectuée sur des mèches de carbone issues d'un renfort sergé 2x2 et des mèches de lin issues d'un sergé 2x2 et d'une toile pour déterminer leurs coefficients de frottement via une approche tribologique. Cette étude est suivie par une étude de la cohésion des tissus via un test de pull-out dans le plan. Ce test s'effectue en enregistrant la force nécessaire pour extraire une mèche d'un tissu. On se propose d'étudier l'influence du nombre et des tensions des mèches transverses, de l'armure et de la nature du renfort. Pour finir, une étude de pull-out hors du plan sur un cadre de cisaillement est effectuée. Celle-ci permet d'étudier l'influence du changement d'angle de cisaillement sur certains des paramètres du pull-out (armure, tension et nature du renfort).

Malgré des coefficients de frottement mèche contre mèches assez proches entre le lin et le carbone, l'influence de l'armure, du nombre et de la tension des mèches transverses reste assez similaire entre les configurations dans le plan et hors plan lorsque le tissu est non cisailé. Induire du cisaillement dans le cas du pull-out hors plan, augmente la cohésion plus rapidement pour le lin que le carbone surtout dans le cas de la toile.

Les résultats obtenus durant cette étude pourront être réinvestis dans de futurs travaux de simulation du défaut de glissement.

## 4.1. Introduction

Resin transfer molding (RTM) is a manufacturing process which consists in preforming a fabric between two parts of a mold and injecting a pressurized resin inside. Since its early versions in the 1970s, RTM became a widely used process to manufacture lightweight, complex, mechanically adapted, cheaper than autoclave, structural components for innovative industries such as the aeronautic and automotive industries [4], [114]–[116]. Despite its interest, the process is still prone to defects. The defects lower the mechanical properties of the finished product [51]. Some defects are due to the resin injection part of the process. Others are due to the preforming part. Some of these defects have been the subjects for different experimental and numerical investigations, e.g., fabric wrinkling [58], [65], [66], [69], [70], [72], [81], [85], [98], [117], fabric waviness [5], [62], [71]–[73], [118], tow buckling [55], [56], [67], [77], [78], [81], [83], [100], [102]. Defects such as the tow sliding (also referred to as fabric unweaving or reinforcement de-cohesion) has also been investigated in the past but they still need to be fully understood and characterized.

Tow sliding was observed by Ouagne et al. [78] on plain weaves during preforming on a highly curved tetrahedral punch. It was reported that the pressure applied on the blank holders was a key factor in the apparition of the tow-sliding defect. Allaoui et al. [119] observed similar results with interlock multilayer reinforcement on a prismatic punch. It was found that the effect of fabric-to-fabric friction was only of influence if the sliding between layers was larger than the length of a fabric unit cell. In that case, the higher the friction, the prompter the appearance of defects for smaller shear angles (buckling and tow breakage appear around  $10^\circ$  shear angles, wrinkles appear around  $20^\circ$  shear angles). Nezami et al. [64] explored several parameters relative to the preforming of woven reinforcements. The fabric-to-tool and fabric-to-fabric dynamic frictions were tested using a sliding test bench. Fabric cohesion was tested during shearing via a shear frame test by pulling out one tow from the center of the fabric. The influence of the blank holder pressure on the defects appearance was investigated using a segmented blank holder with differential pressure. Labanieh et al. [84] stated that the tow sliding defect is a loss of cohesion between tows due to an increase in the tows tensions. They demonstrated experimentally and analytically the influence of the tows tensions and fabric-to-tool friction coefficient on the apparition of the defect. Gatouillat et al. [86] used a meso-scale model to simulate the shape forming process and predict the shearing and sliding defects that may occur. Shell elements were used to represent the tows as they allow introducing a bending rigidity and induce a normal inter-tows load, which in turn allowed for a more accurate frictional behavior of the fabric. Iwata et al. [83] used a hybrid meso-macro scale model to simulate the forming process. The macro part was used to simulate the boundary conditions while the meso part was used to simulate the areas expected to exhibit the defects. The tows were

modeled as a sandwich of a membrane element between two shell elements. The membrane elements manage the tensile rigidity of the tow and shell elements manages the bending and frictional behaviors. The tow sliding defect is then heavily dependent on the cohesion of the fabric due to the interlacement of the tows constituting the reinforcement fabric and is dependent on the friction behavior between the tows. To prevent this defect, a characterization of this cohesion is needed. Some authors used a single sliding/pulling approach with some variation. Allaoui et al. [120] denoted that the friction between fabrics is mainly due to two phenomena; i.e., the transversal and longitudinal tows friction. The smaller the relative angle between fabrics is, the higher the friction coefficient is measured. The same goes for single yarn-to-yarn friction. Mulvihill et al. [121] studied the effect of the contact area of tow-to-tool and tow-to-tow on its frictional behavior. It was found that an increase in normal load also increases the contact area, creating more contact zones and increasing the friction force. The increase in contact zones also explains the increase in the friction coefficient in parallel tow-to-tow friction scenario. Najjar et al. [122] investigated the tool-to-fabric and fabric-to-fabric frictional behavior of a powder-coated prepreg. The device used was developed based on a tension test with a heating element to control the sizing. The nature of the tool was also considered as a parameter that can vary. They determined that the increase in temperature and/or pressure of the tool increased the contact conditions, which in turn increased the friction coefficient. Ajayi et al. [123] studied the effect of the fabric structure (weave) on the frictional behavior of the fabric. They found that an increase in the fabric crimp increased the friction coefficient as well. Montero et al. [124] studied the effect of the normal pressure and velocity on fabric-to-fabric and tow-to-tow friction with multiple orientations of the samples. The increase in pressure decreased the friction coefficient in the case of the fabric-to-fabric tests as the compression made the topology of the fabric less crimped and lowered the interaction of transversal tows. The increase of pressure had a small increase on the tow-to-tow friction coefficient. The increase of velocity slightly increased the friction coefficient in both cases. Valizadeh et al. [97] used a geometrical approach to calculate the bending angle, friction coefficient and normal loads in the plane of the fabric during a pull-out test (referred to as In Plane Pull Out [IPPO] test from now). The calculated parameters were used to evaluate a pull-out load that was found to be in good accordance with experimental data. Das et al. [96] proposed the determination of the tow-to-tow friction coefficient through a simple IPPO test. The displacement/pull-out load curve was partitioned according to the behavior of the pulled tow. From said curve, the static and dynamic pull-out loads were established. An analytical model based on the Euler friction belt theory and the geometrical profile of the pulled tow was used to determine the inter-tow friction coefficient, which was found to be in accordance with the literature. López-Gálvez et al. [125] studied numerically the tow-to-tow friction coefficient from an IPPO test on a Kevlar fabric. He used an explicit model on Abaqus of the fabric from which he pulled a tow while modifying the inter-tow friction coefficient to fit an experimental curve.

Other authors used a more tribological approach to determine the frictional behavior of the fabric. Cornelissen [126] used capstan (winch) to evaluate the frictional behavior of technical fibers. Different

parameters of the method were investigated in order to validate it [127]. In later work, the capstan method was compared to the plate sliding technique to characterize the frictional behavior of tow-to-tool and fabric-to-tool. Both methods provided similar results but with different advantages for each one (easier set-up and control of the process). Tournalias et al. [128] used a rotating nano-tribometer to study the effect of friction velocity, initial normal load and wear on the friction coefficient of fiber-to-fiber and tow-to-tow configurations. The samples were slid against each other at  $\sim 90^\circ$  angle. The velocity and normal load had minimal effect on the friction coefficient of both configurations while the wear decreased the amount of sizing and as such, the friction coefficient. Then, in another paper, Tournalias et al. [129] investigated the effect of the angle between fibers or tows on the fiber-to-fiber and tow/tow friction coefficient and found out that the friction coefficient evolves little except for angles very close to zero, reaching the highest friction coefficient for both configurations. Finally, an analytical model based on Hertz's theory was proposed to determine the friction coefficient from the normal force, the shear strength and the real area of contact. The analytical model was found effective for angles superior to zero. Dong et al. [118] determined the tow-to-tow friction using a drum set up and used it to simulate the pull-out behavior of Kevlar fibers.

The previously mentioned works permit characterizing the fabric-to-tool frictional behavior. They also show that a change in the normal load, the orientation of the tows, the fabric weave has the most influential role in the tow-to-tow frictional behavior after they were extracted from woven fabrics. As the cohesion of the fabric depends on the frictional behavior of the tows within the fabric, this one is also affected by the changes of these parameters. In this work, it is proposed to investigate the cohesion of the fabric by performing in-plane and out of-plane pull-out tests (for sheared fabrics) and link the results of these tests to the tow-to tow frictional behavior. A special picture frame set-up designed to avoid in-plane bending traditionally observed in such devices was used. Individual controls of the tension applied to each tow was performed.

## 4.2. Materials and setup

### 4.2.1. Yarn to yarn friction testing device

One way to assess the inter-tow frictional behavior is, as mentioned before, through a tribological approach. For this purpose, the linear tribometer "UMT tribolab Bruker" was used.

The tribometer, Fig. 4.1 has a reciprocating lower driver that allows for a linear translation of the lower sample. The upper part is fixed and instrumented with a load cell of 20 N. During the test, the load cell records the tangential ( $F_t$ ) and normal ( $F_n$ ) loads.

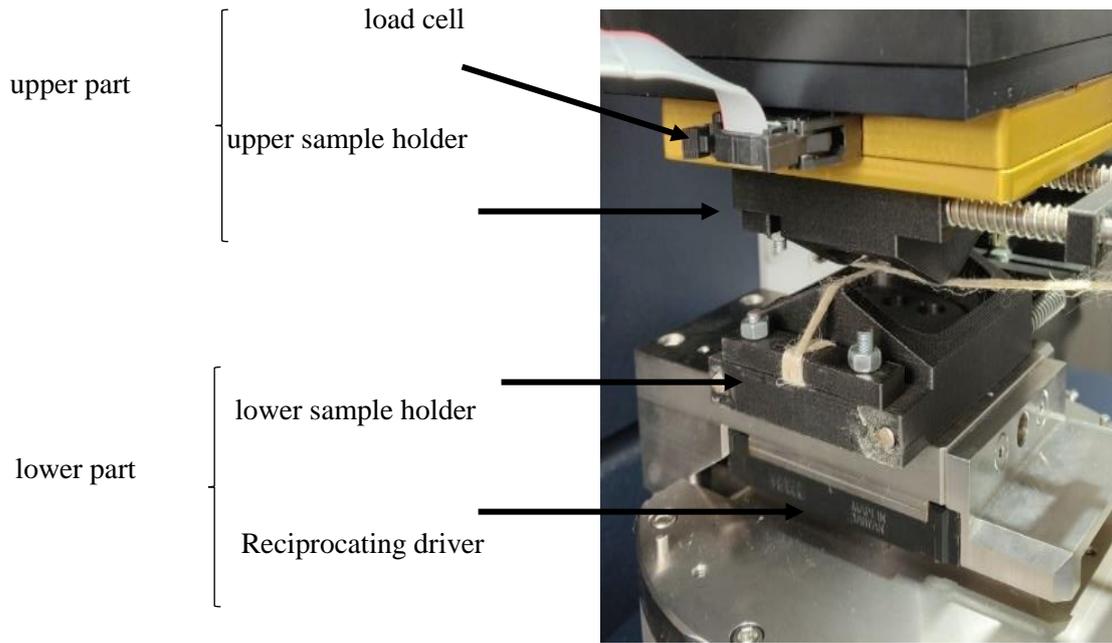
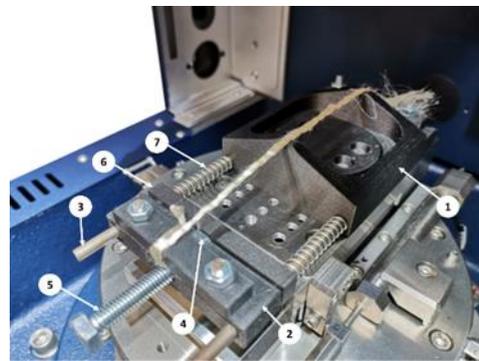
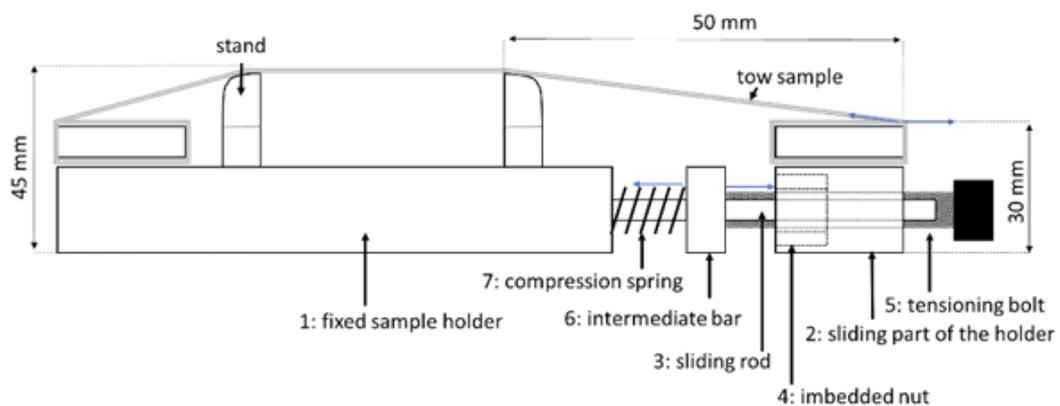


Fig. 4.1. Tribological friction test final setup (bottom moving part and top fixed one)

Two sample holders were custom designed and 3D printed for both parts of the tribometer. The two sample holders were designed to fit a tow between two stands so to limit the influence of the holder on the friction.



(a)



(b)

Fig. 4.2. Sample holder (a) fixed on the tribometer (b) schematic view (bottom part only)

As illustrated in Fig. 4.2, the tow is attached on one end at a fixed holder **1** using bolts and nuts. The other side of the tow is fixed on a sliding part **2** of the holder that slides on two rods **3** attached to the main body of the sample holder **1**. Inside the sliding part, a nut **4** is imbedded to hold the tensioning bolt **5**. When turned, the tensioning bolt **5** pushes against the intermediate plate **6** that in turn compresses the springs **7**. Since the sliding part has the tow fixed on it, the load generated from the compressed springs is transferred to the tow.

The lower sample holder is designed with an extra circular centerpiece (see Fig. 4.2 (a)), allowing the holder to rotate in order to test several friction angle between the upper and lower tows.

### 4.2.2. In plane pull-out (IPPO) setup

With no standard, the in-plane pull-out test consists in pulling an un-tensioned tow/yarn from a fabric and recording the pulling load. The fabric is usually simply clamped from both sides [96], [97], [118] but can also be clamped from the bottom [125]. This does not allow for an accurate control on the tensions inside the fabric. Since the fabric is just spread and clamped, the tensions inside the fabric, especially in the transversal tows to the pulled one are unknown.

The in plane pull-out test is therefore done on a device (Fig. 4.3 (a, b)) allowing the fabric sample to be clamped from the sides via two sliding jaws. The displacement of the jaws is controlled manually using bolts in order to apply the desired initial tension in the transversal tow network. A load cell mounted on one of the jaw permits to set up the applied tension.

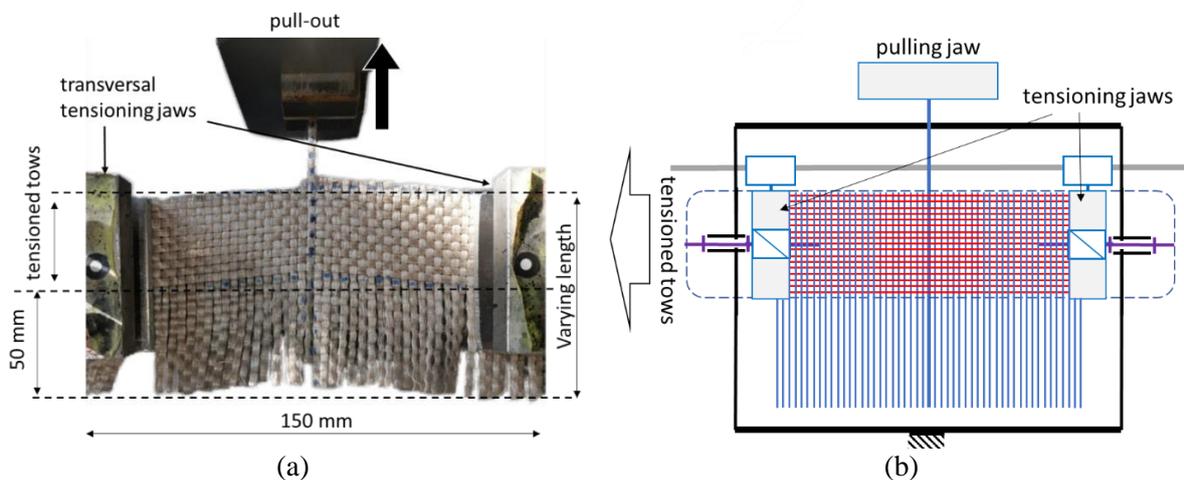


Fig. 4.3. (a) Final in plane pull-out setup, (b) schematic of the in-plane pull-out test.

The samples are cut Fig. 4.3 (a) with a width of 150 mm (corresponding to the transversal tow network). In the longitudinal direction, a constant length is kept corresponding to 10 up to 20 transversal tows; an additional length of 50 mm in the longitudinal tows is introduced as clearance in order to keep a constant friction area during the first part of the test in order to measure an average value of the load. Once the displacement reaches ~50 mm, the amount of tow remaining in the fabric diminishes together with the

friction area and so as the pull-out load. Most of the tests are stopped before the pulled tow is fully extracted. The central tow is then pulled using an “INSTRON 400 II®” tension test machine instrumented with a 500 N load cell; the displacement of the tow is recorded from the machine displacement sensor. The diagram of the setup is represented in Fig. 4.3 (b).

### 4.2.3. Out of plane pull-out (OPPO) setup

To determine the fabric cohesion behavior, it is important to vary the normal load applied on a tow by the transversal tows, the orientation of the tows and have the possibility to test different types of woven fabrics. For this purpose, it is proposed to perform the out of plane pull-out test on a picture frame test set-up, as represented in Fig. 4.4. This out of plane pull-out technique on a picture frame device was carried at shear angles of  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$  and  $45^\circ$ . Similar devices can be found in literature [64] but lack features that were enhanced in the used shear frame that was designed at the “Laboratoire Génie de Production de Tarbes” by A. Labanieh et al. in the frame of a regional project. Features such as the individual control of the yarn tensions together with a dedicated kinematic in order to prevent the bending introduced in classical picture frame designs is proposed by our device. These features are important as they permit to better control the tensions on the transversal tows and thus the applied normal load on the pulled out tow. The orientation of the tows is controlled via the shearing of the device.

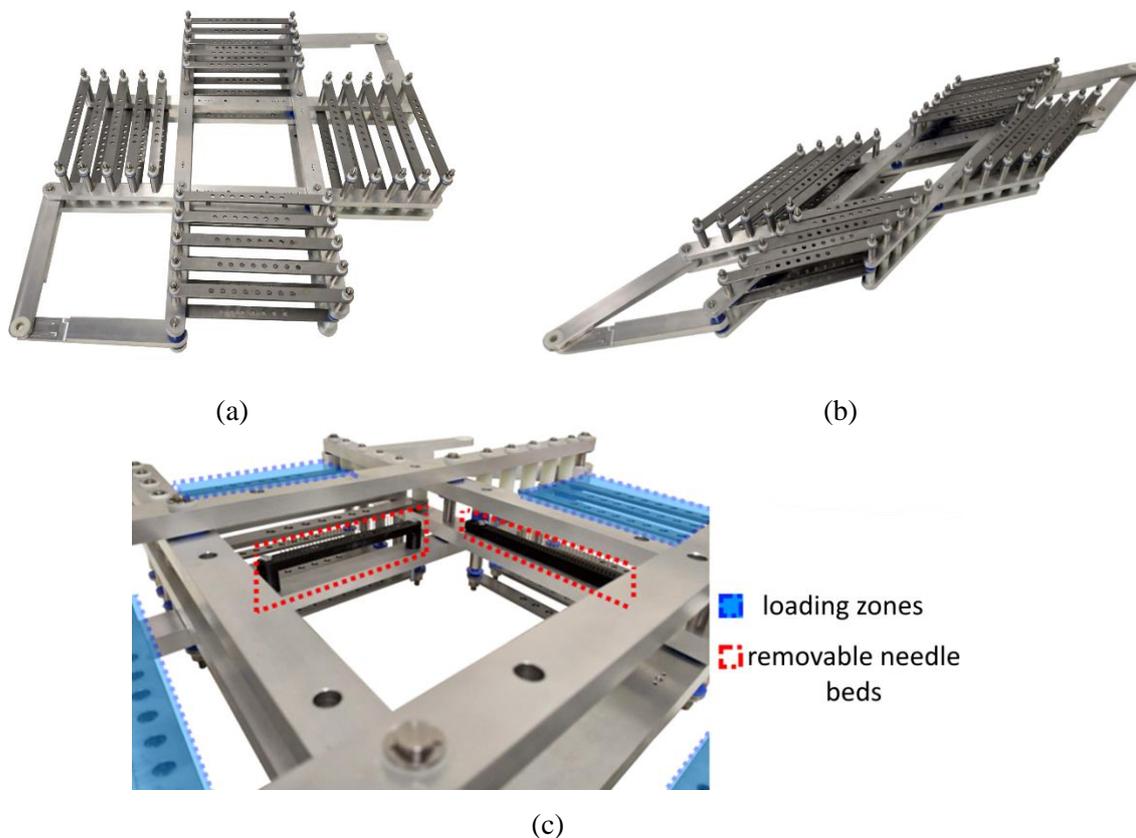


Fig. 4.4. Picture frame (a) unsheared, (b) sheared. (c) View of the needle beds and loading zones of the picture frame.

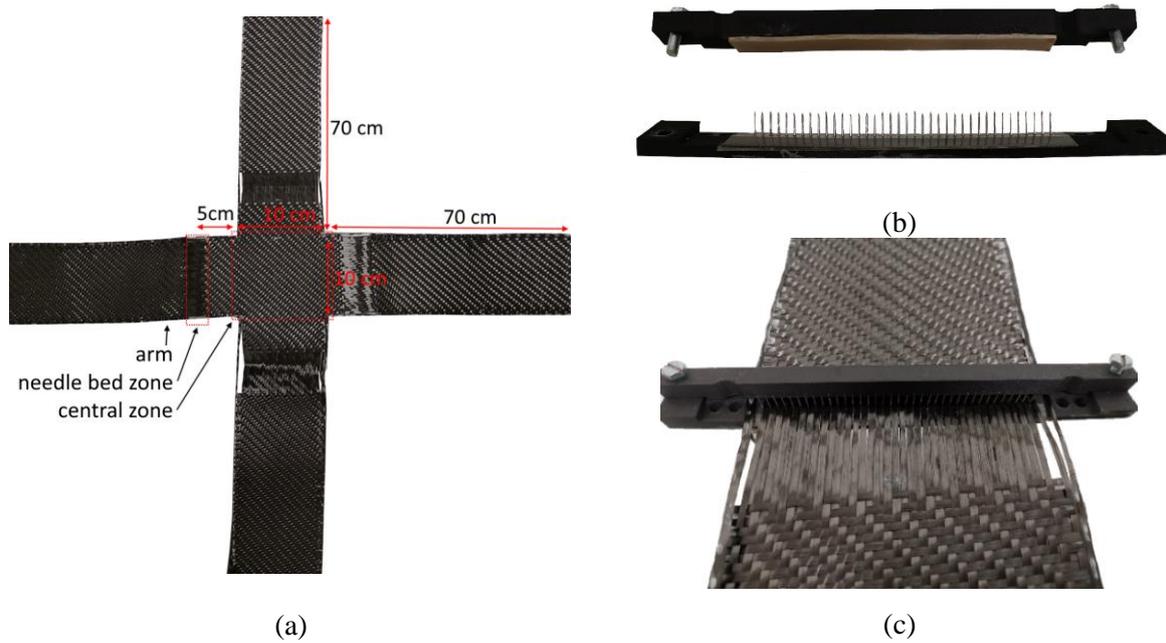


Fig. 4.5. (a) Out of plane pull-out sample, (b) removable needle bed, (c) needle bed fixed on the sample arm.

Each arm of the frame is equipped with a removable needle bed, which allows redirecting the tows in the specified shearing angle (defined by the sheared state of the frame (Fig. 4.4 (a, b)) with limited parasites shearing tensions. This permits to control the orientation of tows with respect to the pulled tow. Each arm has redirection eyelets, in the loading zones (Fig. 4.4 (c)), in order to redirect each tow to a tensioning system and avoid artificial in plane deformation of the tows.

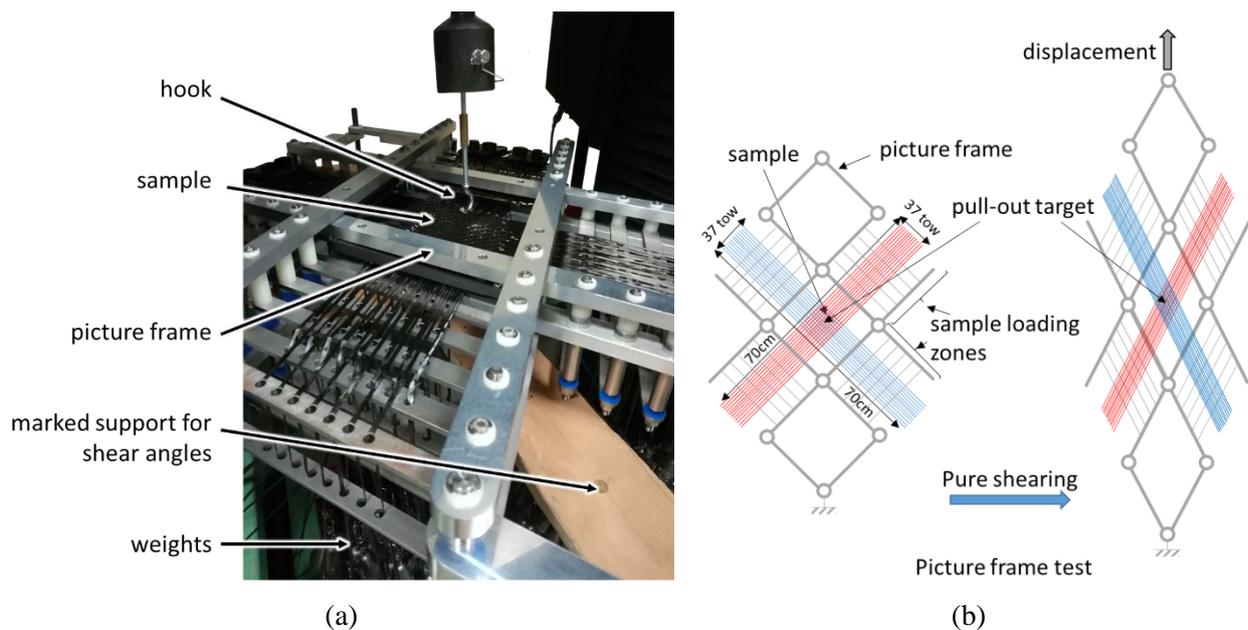


Fig. 4.6. (a) Final out of plane pull-out setup, (b) diagram of the out of plane pull-out test

In this work, each tow is linked to a weight that can be changed and adapted to control the level of tension in the tow. The resulting tension (especially on the transverse network) plays a significant role on the pull-out load. The needle beds were 3D-printed and can be adapted to the weave and dimensions of the fabric.

The samples are cut out in a cross shape manner with 37 x 37 tows (roughly 10 cm x 10 cm central zone) and arms of 70 cm x 70 cm (Fig. 4.5 (a)). The transversal tows are kept in for added structural stability until the needle bed (Fig. 4.5 (b)) are mounted on the sample and closed (Fig. 4.5 (c)). Then, the sample and the four needle beds are slid inside the shear frame.

Once the sample is well positioned, the shear frame is placed horizontally in a tension universal testing machine “INSTRON 400 II®” instrumented with a 500 N load cell. A hook that will pull a tow from the center of the sample is fixed to the load cell. Weights are fixed to all the tows except for the pulled tow in order to control the tensions. The shear frame is indexed at the desired angle using pre-drilled holes marking the distance required for a given angle. The final setup is represented in Fig. 4.6. Finally, as the hook goes up, the central tow is pulled from both sides of the sample. The resulting pull-out load on the hook is recorded.

#### 4.2.4. Material

Tab. 4.1. Reinforcement properties.

Reinforcement	Twill 2x2 carbon fiber	Twill 2x2 desized up flax	plain C desized up flax
<b>Fabric properties</b>			
Surface density (g/m <sup>2</sup> )	600	465	458
Warp density (m <sup>-1</sup> )	380	380	380
Weft density (m <sup>-1</sup> )	380	430	385
Thickness measured optically: e (mm)	1.36	1.43	1.32
<b>Tows properties</b>			
Linear density (g/m)	0.813	0.494	0.478
Tensile modulus: E1 (GPa)	132.7	7.9	7.6
Length of apparent section (pick): Lt (mm)	5.42	5.26	2.63
Width: b (mm)	2.60	2.40	2.59
Thickness measured optically on a tow extracted from the fabric: h (mm)	0.45	0.45	0.45
Diameter of the fiber (μm)	7	20	20
Bending rigidity: Bx (N.mm <sup>2</sup> )	19.63	1.73	1.67

Three woven fabrics are chosen for the tests. The first fabric is the “Hexforce 48.600 U 1250”; a commercially available carbon fiber reinforcement manufactured by the French company “Hexcel.” The carbon fiber tows are arranged in a 2x2 twill weave. The second reinforcement material is a 2x2 twill fabric constituted from desized flax tows. It was custom-made by “Groupe Depestele company.” This flax twill weave fabric shares similar dimensions and weave pattern with the carbon twill. Both fabrics are expected to show different frictional and mechanical behaviors due to the nature of the tows alone. Finally, the third fabric was manufactured from similar flax tows but in a plain weave pattern. The properties of the fabrics and their tows are listed in Tab. 4.1.

In Tab. 4.1, the tensile modulus ( $E_1$ ) of the tows was determined from the linear portion of a tensile test. The bending rigidity was determined to use the cantilever overhang test with Peirce’s formula [108].

### 4.3. Experimental results

#### 4.3.1. Friction tests at tow scale

The tribological test is carried out on carbon fiber tows and desized flax tows (from twill and plain weave fabrics). The tows were put under a tension of 1.2 N. The sliding frequency was set to 0.5 Hz. The normal force applied on the tows was set to 0.8 N. The friction coefficients (defined as the ratio of the lateral to normal measured loads), calculated for the three tows are recorded and plotted against the displacement of the sample holder (sample of the obtained curves for the three tows are represented in Fig. 4.7).

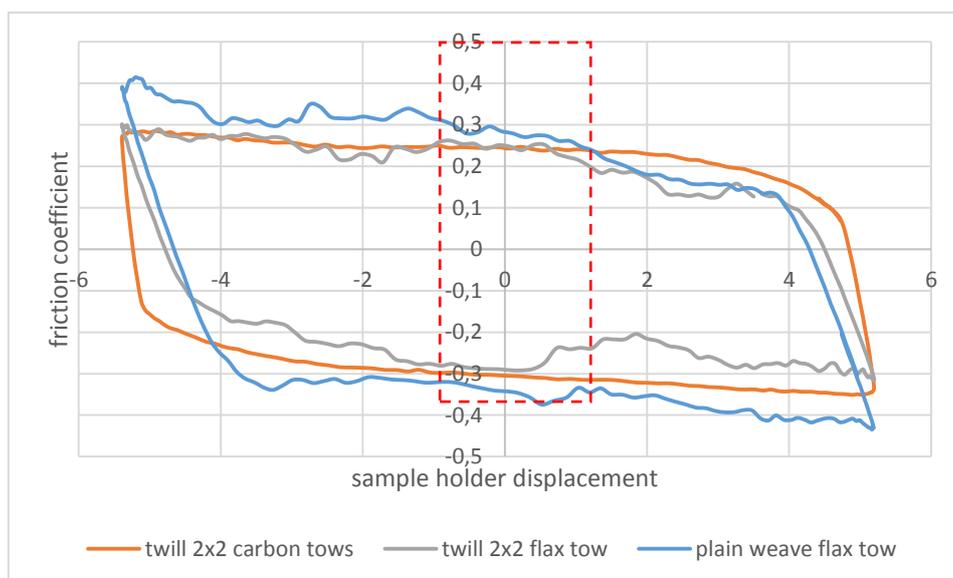


Fig. 4.7. Friction coefficient during a cycle of the tow to tow friction test for twill carbon tows, twill flax and plain desized up flax tows.

Tab. 4.2. Friction coefficients for the three tows.

Tow Material	From Carbon 2x2x Twill	From Flax 2x2 Twill	From Flax plain
Friction coefficient	0,29	0,26	0,30

The average friction coefficient of each tow was measured at the central zone of the curves (displacement -1 mm, +1 mm), away from the direction changes where “adhesion” takes place. The average friction coefficient was also taken from the first ten cycles in order to avoid taking into account the influence of the wear. The results of the average friction coefficients are presented in Tab. 4.2.

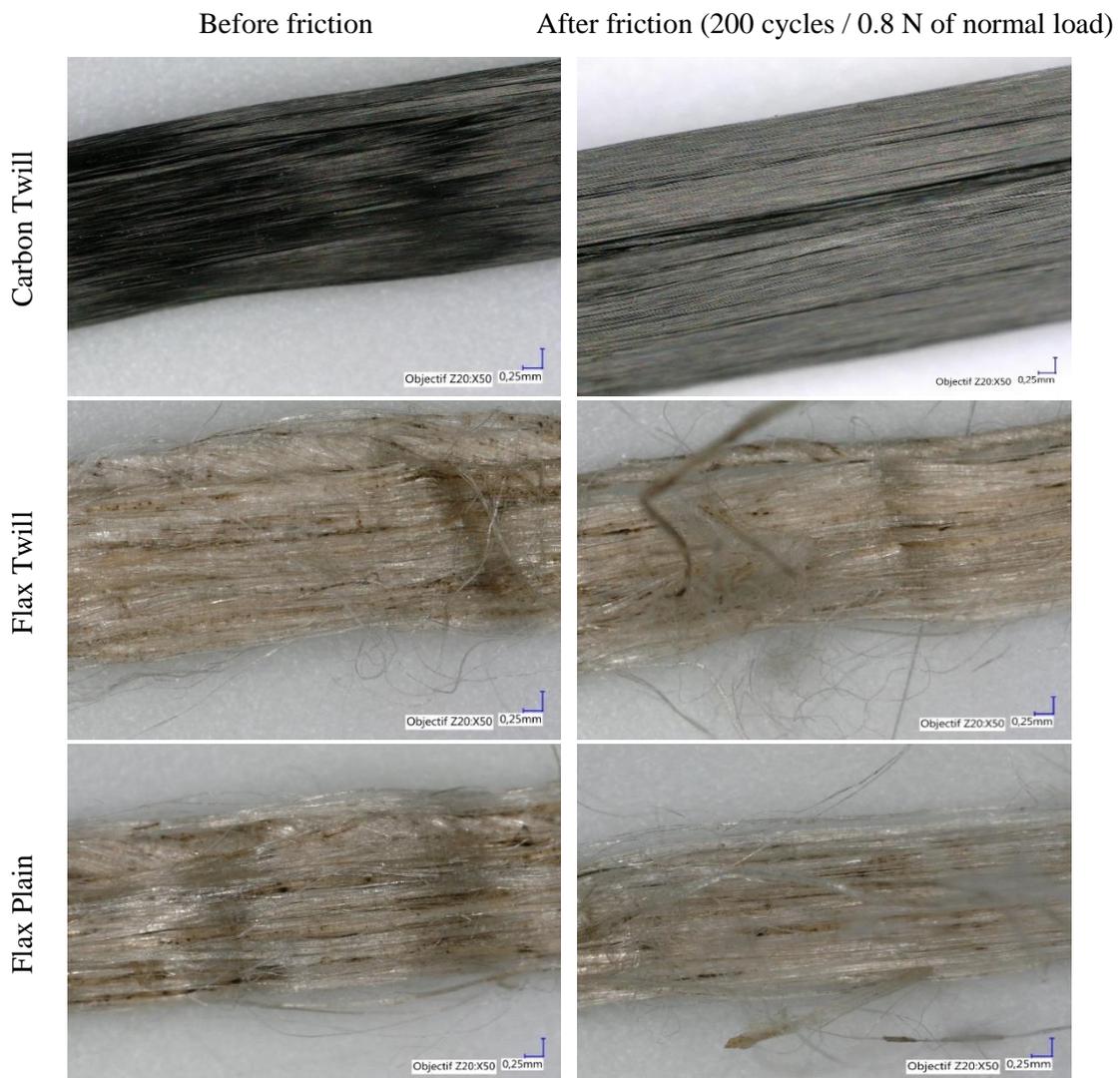


Fig. 4.8. Magnified view of carbon and, flax tows before and after tribological test.

One can observe that the friction coefficient measured for the originally equivalent flax tows extracted from the 2x2 twill weave fabric is different to the one extracted from the plain weave fabric. A difference of 15% is observed. This difference may be attributed to the weaving history of the tow. In the plain weave fabric, the tow had a higher level of crimp in comparison to the 2x2 twill. Even after extracting

the tows, these are still affected by this crimp and the different curvatures can be observed on the tows. As the tow is more undulated for the plane weave fabric, the lateral effort is larger than in the case of the twill weave fabric and therefore, it increases the friction coefficient.

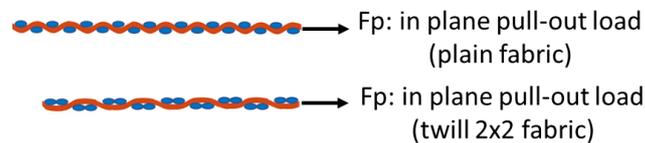
It is also interesting to note that the friction coefficient of the carbon 2x2 twill weave fabric is higher than the equivalent flax 2x2 twill weave fabric. This was unexpected because the flax was originally chosen for its suspected higher friction coefficient due to less organized fibers within the tows in comparison to the carbon fabric.

The aspect of the tows before and after the friction test (200 cycles) is presented in Fig. 4.8. One can observe that the surface aspect does not change for the carbon tows. For both the flax tows, fiber de-cohesion at the surface of the tow takes place and fibers are removed. One therefore may expect a strong wear effect.

### 4.3.2. In Plane Pull-Out (IPPO)

The pull-out rate was 5 mm/min. During these tests, schematized in Fig. 4.9, the following parameters were studied:

- Transversal tension (carbon fiber): 0.4 N/mm and 1.14 N/mm
- Weave (desized flax): plain and twill 2x2
- Material (twill 2x2): desized flax and carbon fiber
- Number of lateral tows (carbon fiber): 10 up to 20 transversal tows



*Fig. 4.9. Schematic of the in plane pull out test.*

Each of the test was carried out three times. The typical recorded load during the in-plane pull-out is plotted as a function of the displacement for plain weave and twill 2x2 and displayed in Fig. 4.10. In all the curves, we observe :

1. A first state corresponds to the tensioning of the structure which occurs without slippage,
2. A first peak, higher than the other is characteristic of the adhesion coefficient inside the fabric,
3. A following periodic signature with a pattern depending on the weave adopted (one wave for the plain weave, two or three weaves for the twill 2x2); the length of this periodic stage depends on the amount of floating unrestrained tow introduced (see Fig. 4.3). The different peaks associated with the pulled-out load are due to the different steps of advancement of the pulled-out tow in a representative unit cell as illustrated in Fig. 4.10 with the different zones of interest.

4. A decreasing stage (see Fig. 4.14) when the end of the tow is pulled inside the fabric, corresponding to diminishing interactions between the pulled-out tow and the transversal tows (less contact numbers).

The average IPPO loads are then determined only on the periodic part of the signal and the last part is not always measured and exploited.

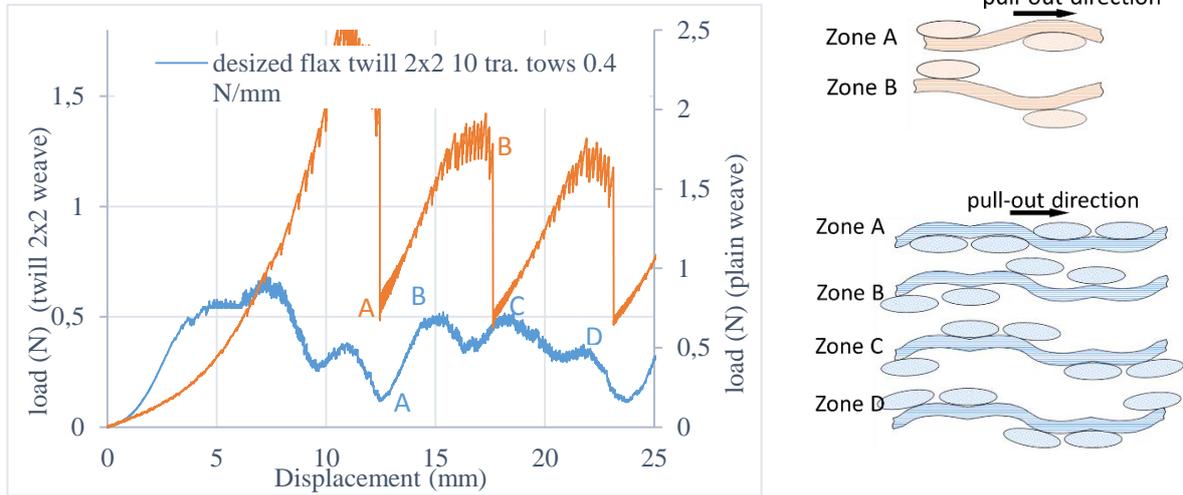


Fig. 4.10. Typical in plane pull-out load mechanism for plain and twill 2x2 weaves.

### Effect of the Weaving

The effect of the weaving is determined to use two pull-out tests in a similar configuration with two different weaving. Fig. 4.11 shows, for a same number of tows, an important increase in the load from 0.36 N with a twill 2x2 weave to 1.34 N for plain weave (+272%).

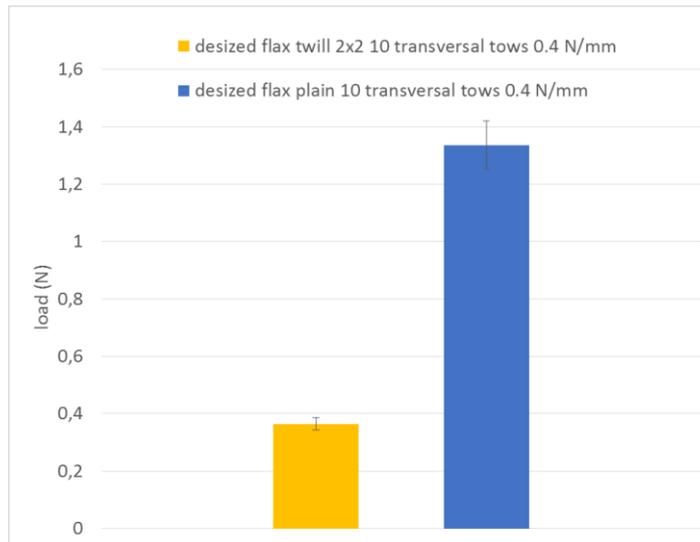


Fig. 4.11. Effect of the weaving: in plane pull-out load on flax fibers twill 2x2 and plain weave with 10 transversal tows loaded at 0.4 N/mm

Here, the difference is clear and one attempt to explain that is to introduce the concept of crossover points. In order to be able to compare different weavings (presented in Fig. 4.12 for a pattern unit of plain and twill 2x2 weaves). In the plain weave fabric, the number of crossover points is twice as higher in the same fabric length of a 2x2 twill weave fabric. These crossover points are expected to be the places where the resistance to the sliding is the highest as it was illustrated previously by the zones B in Fig. 4.10.

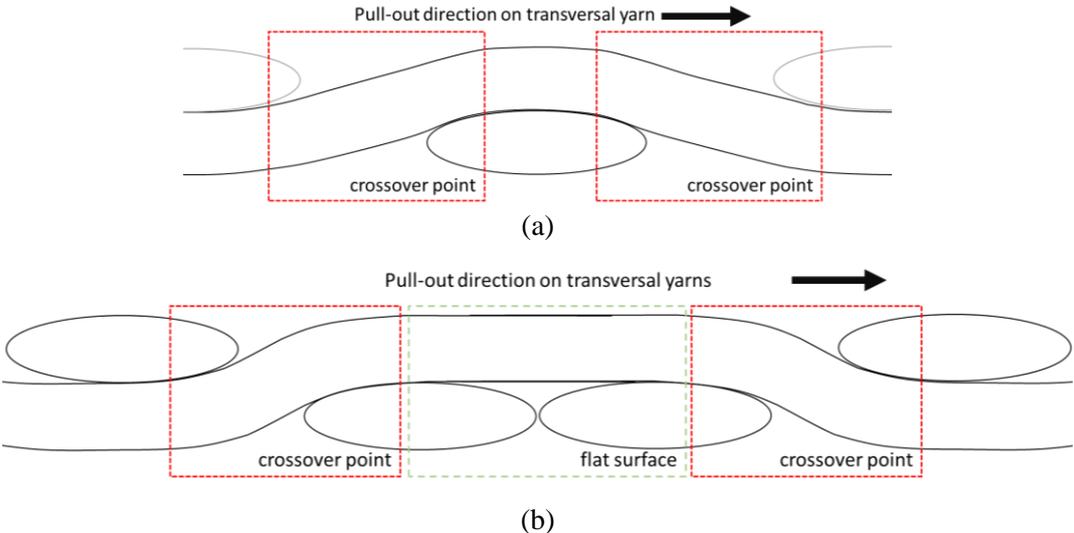


Fig. 4.12. Crossover point representation for a pattern unit of (a) plain weave (2 crossover points by unit cell) and (b) a twill 2x2 weave (2 crossover points by unit cell).

**Effect of the number of transversal tows.**

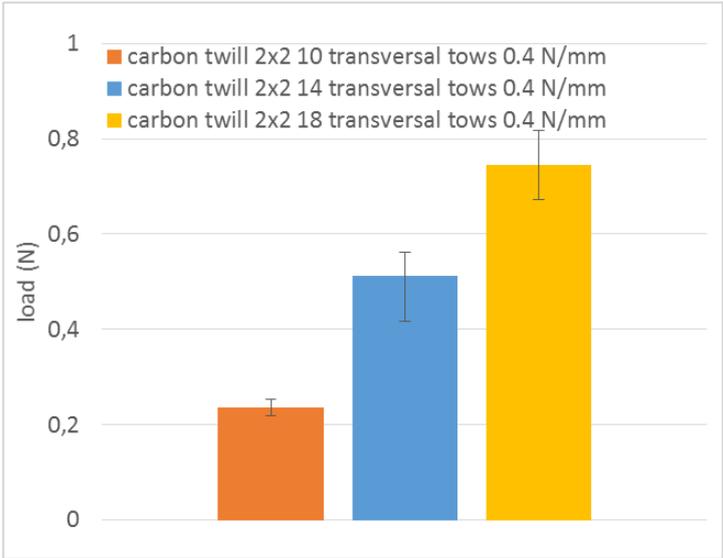


Fig. 4.13. Nonlinear influence of the number of transversal tows

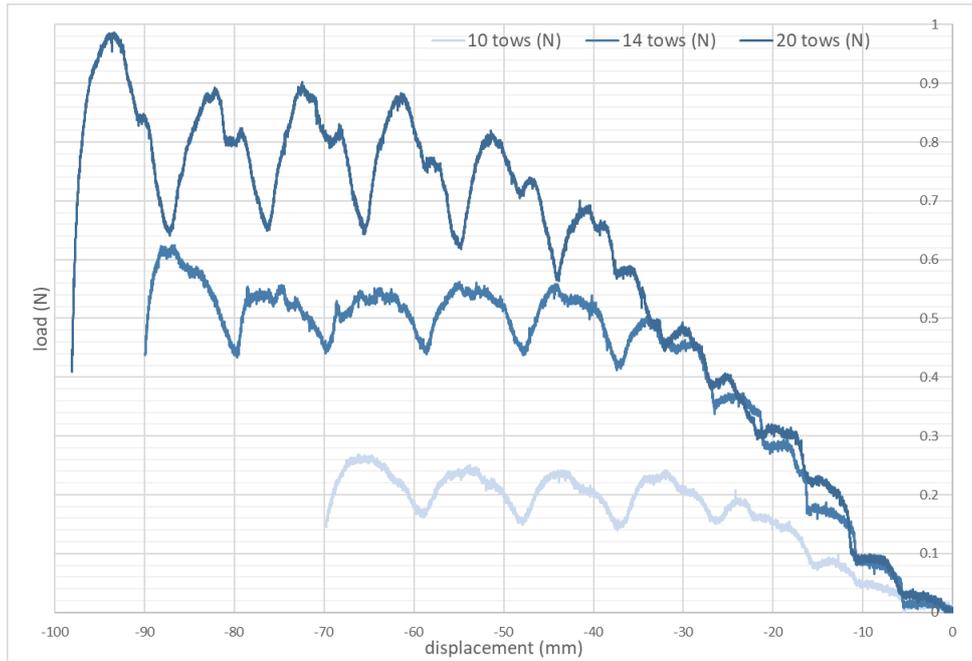
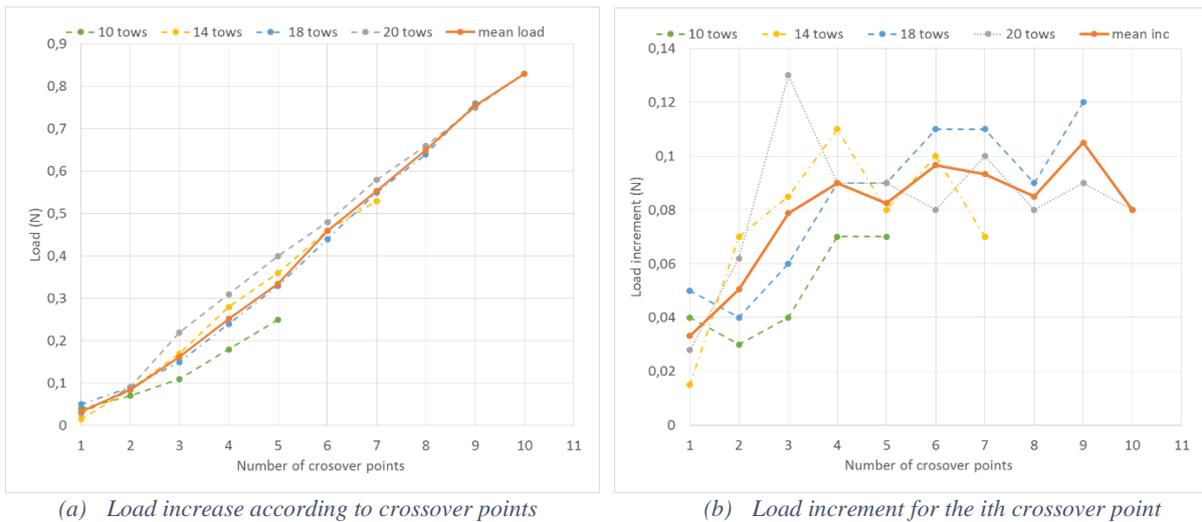


Fig. 4.14. IPPO load for different transversal tows number (10, 14 & 20 tows) of carbon twill 2x2 including the unweaving

The effect of the number of the transversal tows is investigated using the IPPO device. Carbon 2x2 twill samples with a constant number of 10, 14 and 18 transversal tows loaded at 0.4 N/mm are used and the results are presented in Fig. 4.13.

Considering the results of Fig. 4.13, if we pay attention to the error committed considering a linear increase, an error of 4% is introduced considering a linear slope in between 10 and 18 tows and extrapolating for 14. The hypothesis of an affine evolution is then confirmed between 10 and 18 tows.



(a) Load increase according to crossover points

(b) Load increment for the *i*th crossover point

Fig. 4.15. Evaluation of pull-out force as a function of the number of crossover points for carbon twill 2x2 – evaluated with an in-plane pull-out test including the unweaving.

The same tendency is observed considering a complete pull-out on a fabric (until the whole tow is extracted). As the tow gets out from the fabric, the remaining resisting portion diminish down to zero shown in Fig. 4.14. The pull-out loads are then plotted in Fig. 4.15 (a) and the load increment in Fig. 4.15 (b) for samples with 10, 14, 16, 18 and 20 transversal tows as a function of the number of crossover points.

Interpreting the jumps on the curves Fig. 4.14 as a loss of tension due to a loss of a resisting crossover point, it is possible to evaluate the amount of tension/pull-out load as a function of the number of crossover points (Fig. 4.15 (a)). Differentiating the evolution, we extract the contribution of the  $i^{\text{th}}$  crossover point on the total IPPO load (Fig. 4.15 (b)).

From Fig. 4.15 (b), there is a global tendency for a rapid increase of the contribution of a crossover point on the pull-out load up to 4 crossover points; after that, the increment flattens and becomes more constant. The evolution of the load seems to be nonlinear at the beginning (4 crossover points) and become quickly linear as a function of the number of crossover points. An explanation for this behavior is the edge effect that occurs close to the free end of the pulled tow where tension is reduced by the friction to zero. The pull-out load results from several factors including friction and the normal load between tows at a crossover point. One may suggest that the normal load may decrease if the tension in the pulled tow is small which in turn makes it easier to pull the tow.

### Effect of the Material

In all tests, flax presented a higher pull-out load compared to carbon; this is illustrated in particular by the Fig. 4.16 (a) IPPO on a twill 2x2 loaded at 0.4 N/mm with 10 transversal tows made out of flax or carbon tows. We first interpreted this tendency with a presumed higher friction coefficient for the flax but with the later friction tests results (see Tab. 4.2), this hypothesis cannot be confirmed as the friction coefficient found for flax is lower than for carbon.

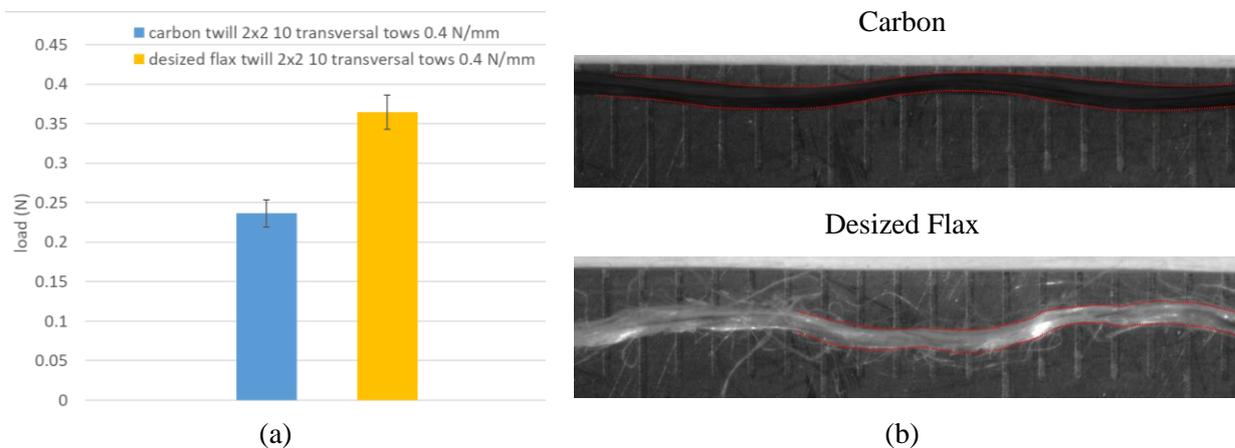
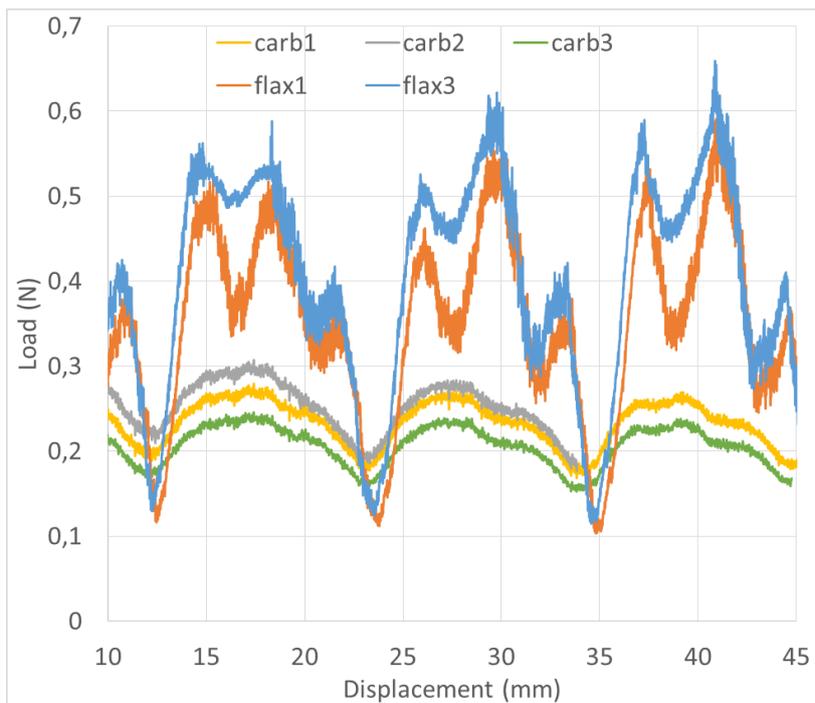


Fig. 4.16. (a) Effect of the material: in plane pull-out load on carbon and flax fibers twill 2x2 with 10 transversal tows loaded at 0.4 N/mm, (b) Residual crimp on a carbon tow and a desized up flax tow.

An explanation can come from the residual crimp that last on the tows when extracted from the fabric. As shown in Fig. 4.16 (b), the extracted carbon tow tend to smooth out (reducing the overall crimp height to 70% of the original height in the fabric) while on the flax one, prints from the transverse tows are still visible and deeper (crimp reduced to only 85% of its original height in the fabric). As illustrated in Fig. 4.10, the peak loads in the periodic parts come from the “collision” of the outer edge of the crimp with a transversal tow. Making the crimp higher would only result in a more difficult “obstacle” to overcome and this increases the load required for the pull-out.

The 0 confirms the previous statement. By looking at the minimum values of the response, flax tow exhibits lower pull out force; this minimum corresponds to the initial configuration of the fabric: the extracted tow (with its residual crimp) is in phase with the fabric. This minimum value is particularly sensitive to the friction coefficient that is lower for flax than carbon. Later the mean and maximum values indicate a much higher load for flax: three times for the max and about twice on average. Following this last observation, a higher effort is therefore required to extract a flax tow than a carbon tow with similar dimensions.



IPPO Load	Flax	Carbon
Max	0.61	0.28
Mean	0.39	0.23
Min	0.11	0.17

(a)

(b)

Fig. 4.17. Comparison of carbon and flax tows response in an IPPO on 10 tows in a twill 2x2 loaded at 0.4 N/mm.

### Effect of transversal Tension

Tests are performed with different amounts of tension on the transversal tows network (Fig. 4.18). When increasing the load with a factor 2.75, the load increases by a factor 2.3. This shows that the increase of

the normal load applied by the transversal tows increases the pull-out load and therefore the cohesion of the fabric.

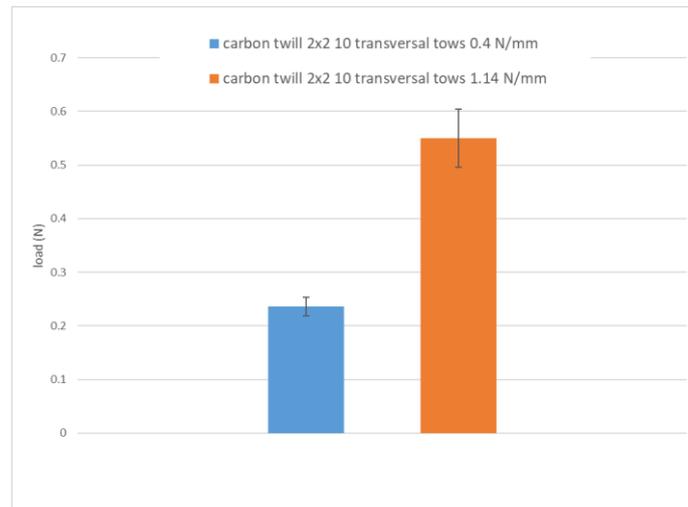


Fig. 4.18. Influence of transverse tow tension carbon tows response in an IPPO on 10 tows in a twill 2x2 loaded at 0.4 N/mm and 1.1 N/mm.

### 4.3.3. Out of Plane Pull-Out (OPPO)

For the OPPO test, the same conditions as the IPPO test were preserved in terms of materials and loads; the used device also permits to investigate the effect of the in-plane shear on the pull-out load. The OPPO (schematized in Fig. 4.19) was carried out on the samples by pulling out the central tow at a rate of 5 mm/min.

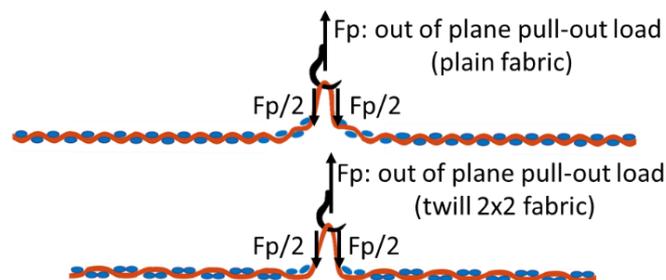


Fig. 4.19. Schematic of the out of plane pull-out test.

On the contrary to the IPPO where the recorded load is directly the pull-out load response of a given length  $L$  of fabric, in this OPPO, the measured load  $F_p$  represents two times the response of a fabric of a length of about  $L/2$  majored by the pull-out direction change induced. We have verified that the same tendencies are observed on both the configurations, but the values are difficult to compare between IPPO and OPPO. The comparison of 18 tows of carbon in twill 2x2 loaded at 0.4 N/mm gave 1.57 N for the OPPO versus 0,76 for the IPPO. This represents a 106% increase that is directly due to the change of orientation in the tow at the exit of the fabric in an OPPO.

The OPPO load was recorded for different tests investigating the variation of the following parameters:

- Shear angle: 0°, 15°, 30° and 45°.
- Transversal tension (carbon fiber): 0.4 N/mm and 1.14 N/mm
- Weave pattern (de-sized flax): plain and twill 2x2
- Material (twill 2x2): de-sized flax and carbon fiber.

Each test was carried out three times. The typical OPPO load is represented in Fig. 4.20. The first maximum attained by each of the curves represents the end of the un-crimping and transversal tow rearrangement during the OPPO and represents the maximal pull-out load. After the maximal OPPO load, the tow slides freely inside the fabric. The periodic aspect represents the interaction of the residual crimp of the pulled-out tow with the transversal tows. As illustrated in Fig. 4.20, the out of plane pull-out behavior for the 0° of in-plane shear is globally equivalent to the one of the IPPO and thus the observations made in Fig. 4.10 are still valid. However, the next Sections will concentrate on the evolution of the different parameters when in-plane shear (observed in most of the complex shape parts) takes place.

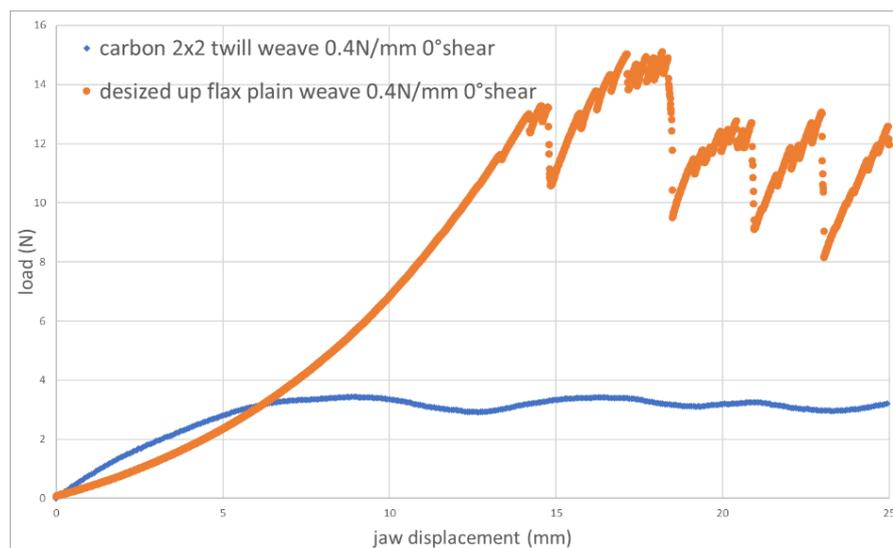


Fig. 4.20. Typical out of plane pull-out load mechanism for plain and twill 2x2 weaves

#### 4.3.4. Effect of the shear angle on the out of plane pull-out (OPPO) load.

By taking into account the effect of the shear angle, it is possible to observe, in Fig. 4.21 and Fig. 4.22, that an increase in the shear angle increases the OPPO load. Increasing the shear angle from 0° to 15° yields an increase of the OPPO load at an average of 5% for the carbon fiber fabric in both load configurations and this without any statistical difference with the un-sheared reference. For the flax fabrics, an increase of 22% is observed for the twill weave and 27% for the plain weave fabric.

Going from 15° to 30° further increases the OPPO load to an average of 28% for carbon fabric under a tension of 0.4N/mm and 40% for the carbon fabric under 1.14 N/mm. For the flax fabric, we observe an increase of 50% for the twill and 60% for the plain weave is observed.

Finally, getting up to a shear angle of 45° increases the OPPO load to an average of 110% for carbon fabric under a tension of 0.4N/mm and 90% for the carbon fabric under 1.14 N/mm. For the flax fabric we observe an increase of 180% for the twill and 80% for the plain weave.

A nonlinear increase in the OPPO force is observed for the four tested configurations with different trends. One explanation is that the friction of the tow is mainly due to adhesion. The increase of the real contact area between tows during shearing might increase the shear strength and thus the tangential load required to slide the tow and so the pull-out load. Thus, to estimate the increase of the real contact area we propose to use Hertz' theory [129][130]. The Hertz' theory assumes that the fibers are cylindrical, smooth and continuous. The real area of contact, between two tows with an angle,  $\theta > 0$ , is given by the Eq. 4.1:

$$A_{tow} = \pi n^2 \left( \frac{3 \frac{Fn}{n} R}{4 E^*} \right)^{\frac{2}{3}} \quad \text{Eq. 4.1}$$

where,  $n$  is the number of fibers per tow width obtained by dividing the width by the fiber diameter.  $Fn$ , is the normal load on the tow.  $E^*$ , is the equivalent young modulus expressed in Eq. 4.2. And  $R$ , is the equivalent radius of the fiber. Since the contact is not circular but elliptic,  $R$  is given by the Eq. 4.3:

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad \text{Eq. 4.2}$$

where,  $E_1$  and  $E_2$  are the longitudinal and transversal Young's moduli and  $\nu_1$  and  $\nu_2$  are the Poisson's ratios.

$$R = \frac{1}{2} (R'' R')^{-\frac{1}{2}} \quad \text{Eq. 4.3}$$

where,  $R'$  and  $R''$  are the major and minor radii of the curvature in the contact and can be solved using Eq. 4.4 and Eq. 4.5:

$$\frac{1}{R'} + \frac{1}{R''} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \quad \text{Eq. 4.4}$$

$$\frac{1}{R''} - \frac{1}{R'} = \left( \frac{1}{R_1^2} + \frac{1}{R_2^2} + \frac{2}{R_1 R_2} \cos(2\theta) \right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{Eq. 4.5}$$

where,  $R_1$  and  $R_2$  are the radii of the two fibers in contact (upper and lower fibers). In our case  $R_1 = R_2$  which allows us to find the equivalent  $R$  in Eq. 4.6

$$R = \left( - \left( \frac{\left( \frac{2 (\cos(2\theta) + 1)}{R_1^2} \right)^{\frac{1}{2}}}{2} - \frac{1}{R_1} \right) * \left( \frac{\left( \frac{2 (\cos(2\theta) + 1)}{R_1^2} \right)^{\frac{1}{2}}}{2} + \frac{1}{R_1} \right) \right)^{-\frac{1}{2}} \quad \text{Eq. 4.6}$$

Since values for  $E_2$  and  $\nu_2$  are hard to find for either carbon or flax fibers,  $E^*$  were varied from 10 GPa to 200 GPa. The real area of contact varies but the incrimination is only dependent on the angle  $\theta$  and thus the increment of the real area of contact as a function of the shear angle was plotted in Fig. 4.22.

Since the increase of the tows load follows the same trend except for the plain weave flax and the increment values for the pull-out load are far higher than the increment of the area, we can safely assume that the true area of contact contributes to the pull-out load, but other factors are also of influence.

Other factor that might be of influence is the shear locking phenomena. As the fabric shears, the tows of the same network start to get into contact, adding friction (this is a transitional zone). The in-plane shear continues until it reaches an angle where it stops (locking angle). During the OPPO test, we observed that the shear angle of the plain flax fabric was lower than the imposed angle (around  $13^\circ$  at frame shear angle of  $15^\circ$ ,  $25^\circ$  at frame shear angle of  $35^\circ$  and  $37^\circ$  at frame shear angle of  $45^\circ$ ).

It seems that the plain weave reaches a transitional zone earlier than the other fabrics and is unable to increase at the same rate as the other fabrics. This has been confirmed by many authors using bias and picture frame shearing tests [61].

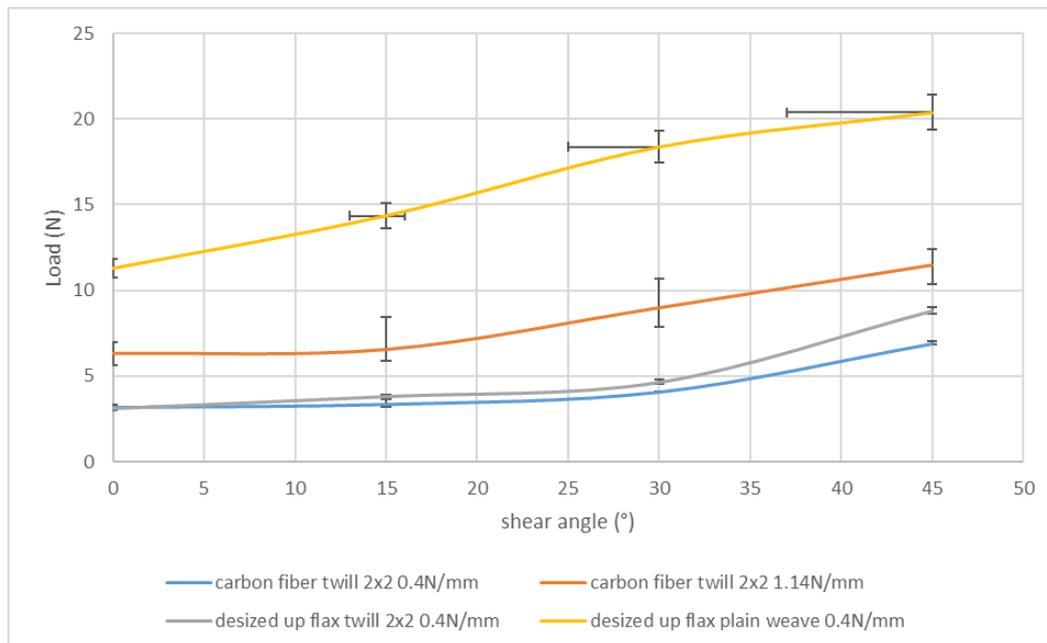


Fig. 4.21. Influence of the shear angle during out of plane pull-out.

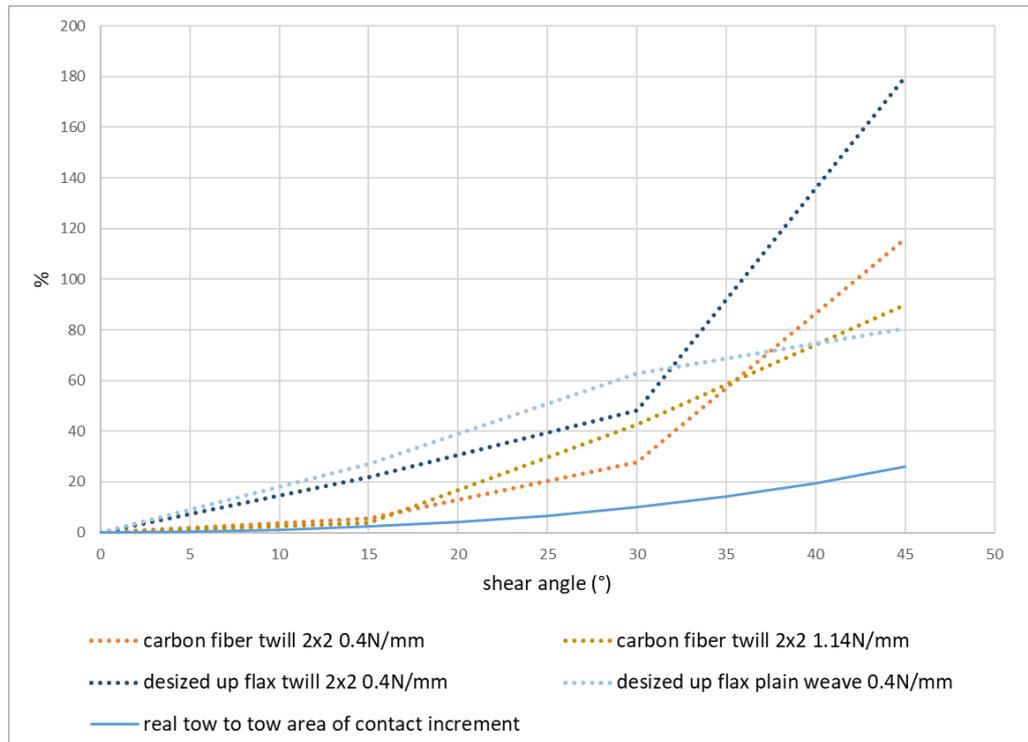


Fig. 4.22. Pull-out load increment against the shear angle of the previously tested OPPO configurations and expected evolution of the real contact area between tows for the same shearing angles.

### 4.3.5. Effect of the material on the out of plane pull-out load.

The 2x2 twill of carbon fiber and flax fibers have similar dimensions and were subjected to the same experimental conditions (Fig. 4.23).

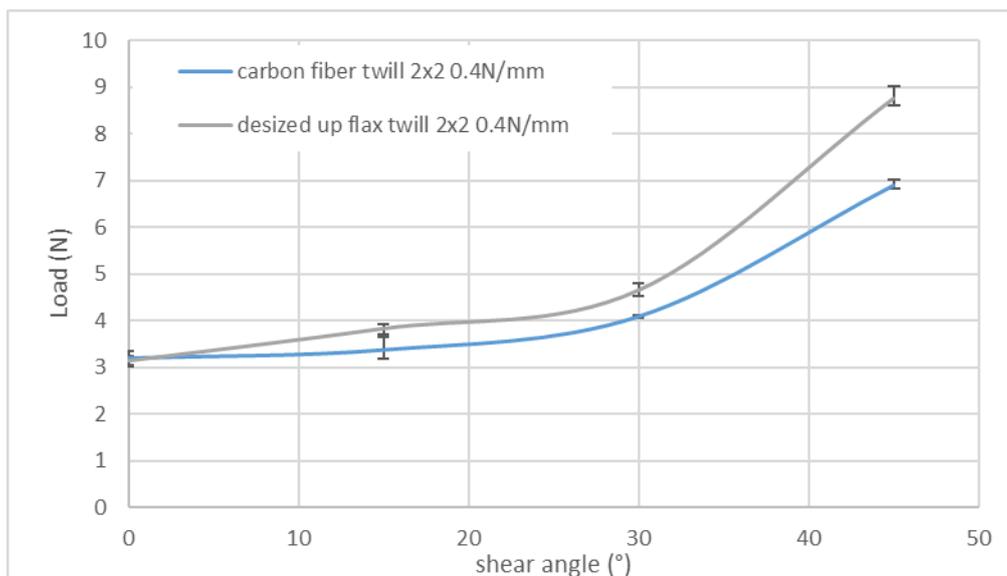


Fig. 4.23. Influence of the material and shear angle during out of plane pull-out.

Comparing the average out of plane pull-out loads obtained in both cases, one can observe that for low in-plane shear angles up to  $30^\circ$  the out of plane pull-out loads are fairly close with a 10% increase between the two materials. For a shear angle of  $45^\circ$ , the increase in the out of plane pull-out load goes up to  $\sim 25\%$ . Since both materials have close inter-tow friction coefficient in the  $90^\circ$  friction test, other factors must take place be at play when the fabric gets sheared and the tows gets more aligned. This could be the influence of fibers entanglement (interpenetration [129]). As this requires for fibers tips from one tow to penetrate between fibers of the other tow, this phenomenon favors the shortest natural fibers as the frequency of fiber tips in friction zone increases.

#### 4.3.6. Effect of the transversal tension on the out of plane pull-out load.

The effect of the transversal tension increase between each in-plane shear angle for the carbon twill fabric is shown in Fig. 4.24. An increase of  $\sim 200\%$  in the transversal tows tension, in the case of the carbon twill, increases the out of plane pull-out load by an average of 100% in the shear angles from  $0^\circ$  to  $30^\circ$ . For the  $45^\circ$  shear angle the increase is only of about 70%.

In a fabric, two perpendicular tows intertwine creating a bent geometry as represented in Fig. 4.12. The angled tension in the tows, coupled with its bending-induced tension creates a normal load on the crossing tow. Increasing the normal load by increasing the transversal tension, in turn, increases the out of plane pull-out load.

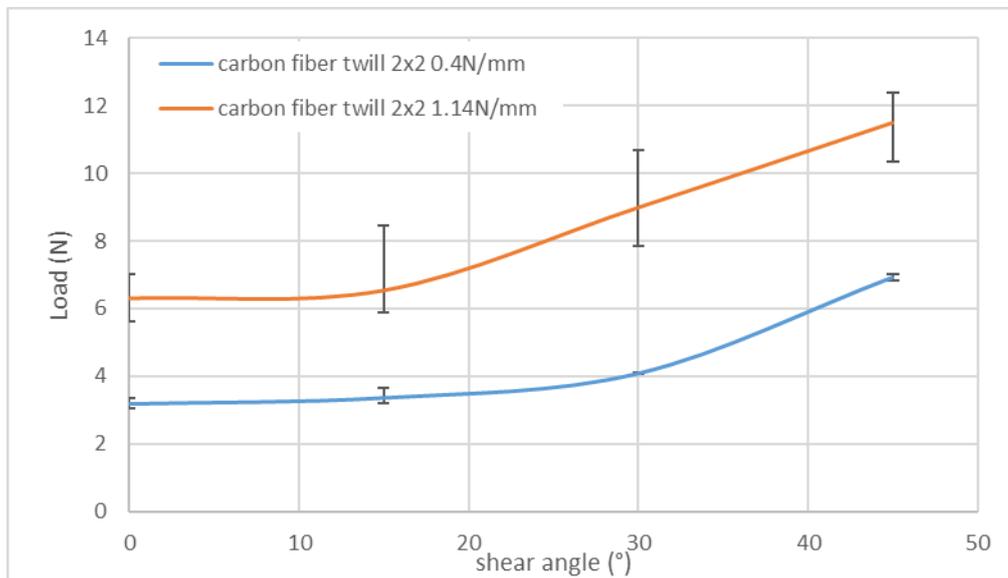


Fig. 4.24. Influence of the transversal load and shear angle during out of plane pull-out.

#### 4.3.7. Effect of the weave on the out of plane pull-out load.

From the comparison of a 2x2 twill with a plain weave for the same material and transversal tension yields, one may observe an increase in the out of plane pull-out load by about 280% for shear angles up to  $30^\circ$  and only 135% for the  $45^\circ$  shear angle (Fig. 4.25). As illustrated in Fig. 4.12, the change in a

weave is mainly a change in the frequency of crossover points (number of crossover points per number of tows). A crossover point is the position alternation of the warp and the weft. The plain weave (Fig. 4.12 (a)) possesses twice as much crossover points per tow than the 2x2 twill (Fig. 4.12 (b)). As demonstrated before with IPPO test, the pull-out load increases as the number of crossover points increases. The increase is in the same order of magnitude as well. The decrease in the trend at 45° can be explained as previously stated by the fact that the plain weave reaches a locked state faster than the 2x2 twill.

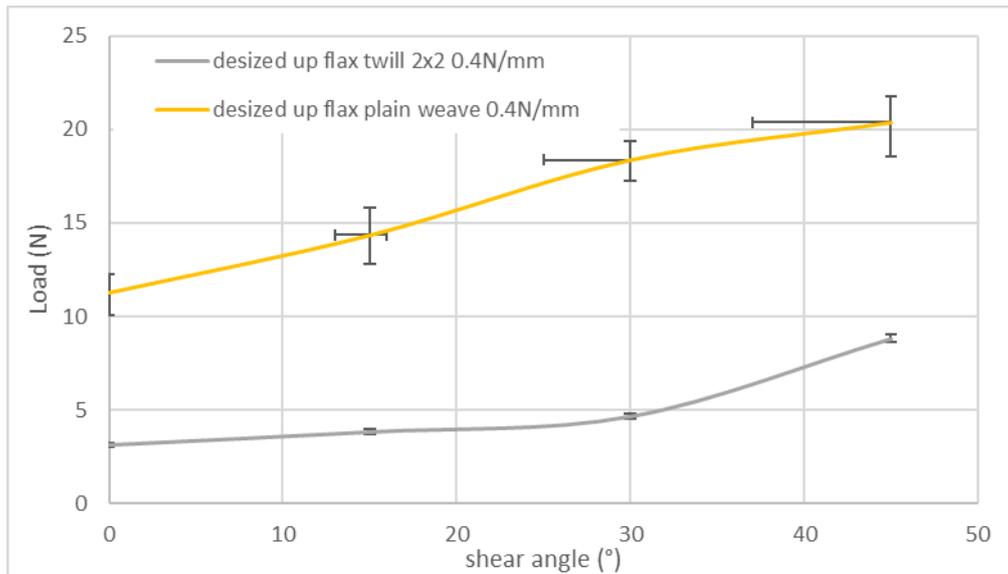


Fig. 4.25. Influence of the weaving and shear angle during out of plane pull-out.

## 4.4. Conclusion

In this work, experimental investigation of the fabric cohesion has been conducted. First a friction test inter-tow was carried out to determine the friction coefficient of the tows. Then, using two pull-out methods the cohesion of the reinforcements was characterized for different configurations. The second method consisted of pulling out a tow from the center of a shear frame. This method allows for a control of the shear angle and the orientation of the tows, the tension and normal load applied to the tows, the type of material and weave of the fabric. The first method consists of pulling a tow through a clamped fabric. This method allowed for the control of the previous parameters except for the tows orientation. As the tow sliding during the shape forming of composite preforming is mainly due to decohesion in the reinforcement, the previous tests suggest that the cohesion of a fabric is directly correlated to the pull-out test parameters. An increase in the angle of the tows due to in-plane shear increases the tension required to slide tows and therefore increases the fabric cohesion for in-plane shear angles higher than 15° for plain weaves and 30° for the 2x2 twill weave fabric. However, since the increase is nonlinear and mostly takes place above the previously mentioned angles, sliding may not be prevented only by in-

plane shear at low shear angles. An increase in the transversal tensions also increases the pull-out load and therefore improves the fabric cohesion. The increase of the transversal tensions seems to have more effect on lower shear angles and may be overshadowed by the effect of the shear locking at high in-plane shear angles.

The effect of the material on the cohesion of the reinforcement depends on the friction coefficient of the tow, the fiber lengths and the shear angle. As an example, the flax pull-out load is higher than the equivalent 2x2 carbon twill weave even if the flax tows have lower friction coefficient were harder to slide at higher shear angles since their fibers. This may be due to the fact that the flax fibers gets more easily entangled with the ones of adjacent tows at high shear and high transverse tow tensions. The type of the weave mainly affects the frequency of crossover points. An increase in crossover points either by frequency or by length of the fabric increases the fabric cohesion linearly.

For future studies, the results presented in this work could be gathered and used in computational models in order to have a better understanding of the inter-tow frictional behavior and cohesion of the fabric with the objective to improve the forming simulation of textile reinforcement fabrics in the frame of complex shapes.

# Conclusion

La maîtrise des procédés de mise en forme des composites à renforts fibreux constitue un enjeu primordial pour le développement de ce secteur qualifié d'innovant. Comme il a été démontré dans plusieurs travaux, les matériaux composites ont démontré leur pertinence pour le rôle de pièces structurelles et semi-structurelles. Les tolérances dans ce cas sont moins indulgentes des défauts. L'apparition des défauts dans les renforts lors de leur mise en forme implique l'apparition de zones fragilisant le comportement mécanique et la résistance aux sollicitations environnementales. L'objectif de cette thèse est d'apporter un peu plus de d'information et de connaissance sur les conditions d'apparition et de développement de deux défauts caractéristiques de la mise en forme de renforts tissés ; le défaut de bouclage et de glissement des mèches.

La première partie de ce travail a été consacrée au défaut de bouclage. Une étude bibliographique a montré que les paramètres les plus influents dans l'apparition des boucles sont les tensions dans les réseaux de mèches et l'armure du tissu. Pour étudier ce défaut, un dispositif expérimental mis au point lors d'une étude précédente a été utilisé pour générer les boucles. Ce dispositif permet de placer un échantillon de tissu entre deux mors fixes et deux mors mobiles. Les mors mobiles effectuent des translations circulaires pour générer une courbure dans le tissu et ainsi produire des boucles. Des modifications sur le dispositif ont été effectuées pour assurer une meilleure stabilité lors de l'essai ainsi que l'ajout de capteurs de charges pour contrôler les tensions dans les réseaux. Des essais ont été effectués avec plusieurs types de systèmes de mesures optiques et le système de stéréo-corrélation

d'image a été choisi pour suivre l'évolution des boucles grâce à la possibilité d'acquérir des informations sur le déplacement, la rapidité d'acquisition et la précision de mesure.

L'étude expérimentale du défaut de bouclage a porté sur l'influence de la nature de la matière, des dimensions de mèches (variés en utilisant différentes armures de tissu avec des mèches de nature et dimensions similaires) et de l'évolution des tensions dans le réseau fixe de mèches (entre les mors fixes) et du réseau mobile (entre les mors mobiles). Les résultats indiquent que parmi l'ensemble des mèches testées, les mèches de carbone bouclent le plus rapidement et le plus haut suivi par les mèches de lin encollés et par les mèches de lin désencollés. L'influence de la longueur apparente de la mèche (portion prise de la mèche dans l'armure) fait que plus la longueur est grande, plus la quantité de matière libre aide à générer des boucles de manière précoces et plus élevées. En contrepartie, une augmentation de la largeur de la mèche, bloque la mèche en rotation ce qui donne une boucle plus petite relativement à l'augmentation de la largeur de la mèche (avec une pente moins élevée). L'influence des tensions dans les mèches fixes, varie selon la nature du tissu mais la tendance reste la même. Son augmentation agit en deux temps ; dans un premier temps l'augmentation de la tension dans le réseau fixe réduit le glissement des mèches mobiles, ce qui permet de générer une courbure plus rapidement et créer des boucles plus rapidement qui se développent plus haut. Arrivé à une certaine tension, le réseau fixe freine le glissement et la courbure des mèches mobiles ce qui retarde l'apparition des boucles. L'augmentation de la tension dans le réseau des mèches mobiles cependant accentue le glissement des mèches et les empêche de courber et ainsi de boucler.

Une approche analytique, basée sur la méthode de Rayleigh-Ritz a été adaptée de la littérature, cette méthode considère la mèche comme une plaque fine avec un comportement orthotrope et se déforme selon la théorie des plaques de Kirchhoff-Love en petites déformations. Cette approche nous permet de déterminer un rayon de courbure critique de bouclage au-delà duquel les mèches commencent à boucler. Le rayon critique est dépendant des dimensions des mèches, de la rigidité longitudinale (déterminée par un essai de traction), la rigidité en flexion (déterminée par un test de Peirce), la rigidité en torsion (déterminée par un test sur un rhéomètre) et du coefficient de non linéarité de charges dans la mèche (déterminé optiquement). Les résultats obtenus confirment les résultats expérimentaux.

Une approche numérique macroscopique pour simuler la courbure des mèches dans le tissu lors de la mise en forme a été effectuée. La modélisation effectuée dans le cadre d'une simulation isogéométrique est peu coûteuse en puissance de calcul et permet d'avoir les courbures dans le tissu de manière naturelle. Ces valeurs sont comparées aux courbes obtenus expérimentalement ou analytiquement pour déterminer les zones susceptibles de voir la formation de boucles lors de la mise en forme.

La seconde partie de ce travail se focalise sur le défaut de glissement des mèches lors de la mise en forme des renforts tissés. L'étude bibliographique montre que le défaut de glissement est généré par la perte de cohésion dans le tissu due à un frottement mèche contre mèche inférieur au frottement mèche contre outil ou à une augmentation de tension dans un sens de tissu au-delà du seuil d'adhérence des mèches.

Pour étudier la cohésion des mèches dans un renfort, une caractérisation du coefficient de frottement des mèches contre mèche a dû être effectuée au vu du manque d'information dans la littérature, notamment dans le cas des fibres végétales comme le lin. Un test tribologique de frottement de deux mèches l'une contre l'autre a été réalisé pour des mèches de carbonnes issues d'un tissu sergé 2x2, des mèches de lin issues de sergé 2x2 et de toile. Deux porte-échantillons permettant de varier la tension dans les mèches et l'angle de frottement ont été conçus et réalisés en impression 3D. Les coefficients de frottement mesurés étaient relativement proches pour les trois cas, (moins de 15% d'écart).

Par la suite des tests de pull-out dans le plan ont été effectués sur le dispositif de bouclage modifié. Les forces nécessaires pour extraire une mèche du tissu ont été enregistrées pour différentes charges et nombres de mèches transverses, différentes armures et natures de tissus. Une augmentation de la charge transverse rend le tissu plus difficile à détenir. Concernant le nombre de mèches transverses et l'armure, les deux paramètres augmentent le nombre de points de croisements où la mèche change de position (face et dos). La hausse du nombre de points de croisement augmente la charge nécessaire pour détenir de façon linéaire. L'influence de la nature du tissu dépend du coefficient de frottement inter-mèches.

Finalement des tests de pull-out hors plan ont été effectués sur tissus installés dans un cadre de cisaillement. Ceci permet de voir l'influence du cisaillement du tissu sur sa cohésion. L'augmentation de l'angle de cisaillement augmente dans tous les cas la charge nécessaire pour détenir une mèche de façon non linéaire. L'influence de l'angle de cisaillement est plutôt faible sur de petits angles mais croît rapidement dans ce qui est appelé la zone de transition du verrouillage due au cisaillement. Cette augmentation est due aux nouveaux contacts avec les mèches voisines dues au verrouillage et à une augmentation de la zone de contact entre mèches (par cisaillement). L'augmentation de l'angle de cisaillement ne semble pas trop avoir d'effet sur l'influence des tensions transverses vu qu'on garde à peu près le comportement sur un tissu non cisailé. L'influence de la nature des matériaux dépend du coefficient de frottement d'un côté mais aussi des fibres qui le constituent. Une augmentation de l'angle de cisaillement permet de faciliter l'enchevêtrement des fibres dans d'autres mèches ce qui rend le tissu plus difficile à détenir. L'armure comme citée dans le test dans le plan permet d'augmenter le nombre de points de croisement. Cependant l'augmentation de l'angle de cisaillement semble bloquer la toile plus rapidement que le sergé, ce qui rends l'évolution de la charge plus faible au-delà de l'angle de verrouillage.

Les résultats obtenus dans ce travail permettent d'obtenir plus de connaissance sur des défauts dont soit le mode de formation et/ou de développement méritait plus d'attention. Concernant le défaut de bouclage, des tests sur d'autres types de matières pourraient apporter plus de réponses sur l'influence de cette dernière sur l'apparition des boucles. Notamment il est très difficile d'avoir des matières dont une seule rigidité varie pour être caractérisée expérimentalement. Les résultats obtenus ont fait l'objet d'une simulation macroscopique assez simple d'utilisation mais qui reste basique et ne prend pas en compte l'effet du glissement des fibres. Les résultats obtenus pourront être utilisés pour affiner des simulations mésoscopiques ou hybrides. Concernant le défaut de glissement, les résultats obtenus ont permis de

caractériser l'évolution de la cohésion du renfort en fonctions de plusieurs paramètres. Ces résultats peuvent encore être étoffés par une étude de cohésion avec des chargements en tensions différentiels sur le cadre de cisaillement. Une étude d'autres renforts avec des dimensions de mèches différentes peut aussi être envisagée en changeant les œillets et nids d'aiguilles dans le cadre de cisaillement. Finalement les résultats obtenus pourront servir de référence pour de futures travaux de simulation numérique.

# Bibliographie

- [1] R. A. Witik, J. Payet, V. Michaud, C. Ludwig, and J.-A. E. Månson, “Assessing the life cycle costs and environmental performance of lightweight materials in automobile applications,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 42, no. 11, pp. 1694–1709, Nov. 2011.
- [2] J. Bachmann, C. Hidalgo, and S. Bricout, “Environmental analysis of innovative sustainable composites with potential use in aviation sector—A life cycle assessment review,” *Science China Technological Sciences*, vol. 60, no. 9. Science China Press, pp. 1301–1317, Sep-2017.
- [3] F. Berbain and A. Chevalier, “Mise en œuvre des composites - Méthodes et matériels Mise en œuvre des composites Méthodes et matériels,” vol. a3720, no. avril 1997, pp. 0–36, 1997.
- [4] C. Meola, S. Boccardi, and G. maria Carlomagno, “Composite Materials in the Aeronautical Industry,” in *Infrared Thermography in the Evaluation of Aerospace Composite Materials*, Woodhead Publishing, 2017, pp. 1–24.
- [5] K. Potter, B. Khan, M. Wisnom, T. Bell, and J. Stevens, “Variability, fibre waviness and misalignment in the determination of the properties of composite materials and structures,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 39, no. 9, pp. 1343–1354, 2008.
- [6] P. Boisse, N. Hamila, and A. Madeo, “Analysis of Defect Developments in Composite Forming,” in *The Structural Integrity of Carbon Fiber Composites: Fifty Years of Progress and Achievement of the Science, Development, and Applications*, 2017, pp. 319–337.
- [7] M. Chatain, “Matériaux composites : présentation générale,” *Tech. l’ingénieur*, vol. 1, no. AM5000, pp. 1–11, 2001.
- [8] M. Veith and S. Kneip, “New metal-ceramic composites grown by metalorganic chemical vapour deposition,” *J. Mater. Sci. Lett.*, vol. 13, no. 1994, pp. 335–337, 1994.
- [9] A. Negrier and J. C. Rigal, “Présentation des matériaux composites,” *Tech. l’ingénieur Plasturgie procédés spécifiques aux Compos.*, vol. A7790, no. aout 1991, 1991.
- [10] C. Baley, “Fibres naturelles de renfort pour matériaux composites,” *Tech. l’ingénieur*, vol. 2, no. am5130, pp. 1–17, 2013.
- [11] P. Boisse, “Mise en forme des renforts fibreux de composites,” *Tech. l’ingénieur*, vol. am3734, no. 2004, pp. 1–10, 2004.
- [12] C. Florimond, “Contributions à la modélisation mécanique du comportement de mèches de renforts tissés à l’aide d’un schéma éléments finis implicite,” insa-lyon, 2013.

- [13] D. Weidmann and Impr. Chirat), *Textiles techniques aide-mémoire*. Dunod, 2010.
- [14] K. L. Pickering, M. G. A. Efendy, and T. M. Le, “A review of recent developments in natural fibre composites and their mechanical performance,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 83, pp. 98–112, 2016.
- [15] X. Liu and K.-Q. Zhang, *Chapter 3 Silk Fiber — Molecular Formation Mechanism, Structure-Property Relationship and Advanced Applications*. intech, 2014.
- [16] O. Tokareva, V. A. Michalczechen-Lacerda, E. L. Rech, and D. L. Kaplan, “Recombinant DNA production of spider silk proteins.,” *Microb. Biotechnol.*, vol. 6, no. 6, pp. 651–663, Nov. 2013.
- [17] B. Ozipek and H. Karakas, *Advances in Filament Yarn Spinning of Textiles and Polymers*. 2014.
- [18] S. N. Monteiro, F. P. D. Lopes, A. S. Ferreira, and D. C. O. Nascimento, “Composites : Cheaper , Tougher , and Environmentally Friendly,” *J. Miner. Met. Mater. Soc.*, vol. 61, no. 1, pp. 17–22, 2009.
- [19] A. Le Duigou, P. Davies, and C. Baley, “Environmental impact analysis of the production of flax fibres to be used as composite material reinforcement,” *J. Biobased Mater. Bioenergy*, vol. 5, no. 1, pp. 153–165, 2011.
- [20] S. Shahinur and M. Hasan, *Natural Fiber and Synthetic Fiber Composites: Comparison of Properties, Performance, Cost and Environmental Benefits*. Elsevier Ltd., 2019.
- [21] A. Bourmaud, D. Åkesson, J. Beaugrand, A. Le Duigou, M. Skrifvars, and C. Baley, “Recycling of L-Poly-(lactide)-Poly-(butylene-succinate)-flax biocomposite,” *Polym. Degrad. Stab.*, vol. 128, pp. 77–88, 2016.
- [22] C. Gourier, A. Bourmaud, A. Le Duigou, and C. Baley, “Influence of PA11 and PP thermoplastic polymers on recycling stability of unidirectional flax fibre reinforced biocomposites,” *Polym. Degrad. Stab.*, vol. 136, pp. 1–9, 2017.
- [23] R. Wirawan, *Recyclability of Natural Fiber-Filled Thermoplastic Composites*. Elsevier Ltd., 2019.
- [24] D. S. Cousins, Y. Suzuki, R. E. Murray, J. R. Samaniuk, and A. P. Stebner, “Recycling glass fiber thermoplastic composites from wind turbine blades,” *J. Clean. Prod.*, vol. 209, pp. 1252–1263, 2019.
- [25] C. V Amaechi, C. O. Agbomerie, A. Sotayo, F. Wang, X. Hou, and J. Ye, *Recycling of Renewable Composite Materials in the Offshore Industry*. Elsevier Ltd., 2019.
- [26] A. Saccani, S. Manzi, I. Lancellotti, and L. Lipparini, “Composites obtained by recycling carbon fibre/epoxy composite wastes in building materials,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 204, pp. 296–302, 2019.
- [27] C. Cherif, *The Textile Process Chain and Classification of Textile Semi-finished Products*. Berlin Heidelberg: Springer, 2016.
- [28] R. Khanum, F. Ahmed, A. K. M. Mahabubuzzaman, M. N. Ehsan, Asaduzzaman, and M, “CONSEQUENCE OF TWIST ON YARN PROPERTIES IN TEXTILES,” *Online) J. Innov. Dev. Strateg.*, vol. 5, no. 1, pp. 22–27, 2011.
- [29] S. Goutianos, T. Peijs, B. Nystrom, M. Skrifvars, and : M Skrifvars, “Development of Flax Fibre based Textile Reinforcements for Composite Applications,” *Appl Compos Mater*, vol. 13, pp. 199–215, 2006.
- [30] C. A. Lawrence, *Fundamentals of Spun Yarn Technology*. new york: CRC press, 2003.
- [31] Unitika, “Manufacturing Process | About Nonwoven Fabric | UNITIKA Nonwovens Division.”
- [32] Kathleen Van de Velde and Paul Kiekens, “Effect of material and process parameters on the mechanical properties of unidirectional and multidirectional flax/polypropylene composites,” *comosite Struct.*, vol. 62, pp. 443–448, 2003.
- [33] B. Baghaei, M. Skrifvars, M. Salehi, T. Bashir, M. Rissanen, and P. Nousiainen, “Novel aligned hemp fibre reinforcement for structural biocomposites: Porosity, water absorption, mechanical performances and viscoelastic behaviour,” *Compos. PART A*, vol. 61, pp. 1–12, 2014.
- [34] S. Dridi, “Essais de Caractérisation des Structures Tissées,” p. 125, 2010.
- [35] A. P. Mouritz, M. K. Bannister, P. J. Falzon, and K. H. Leong, “Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composites,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 30, no. 28 april 1999, pp. 1445–1461, 1999.
- [36] Y. Zhang, Z.-M. Huang, and S. Ramakrishna, “Tensile Behaviour of Multilayer Knitted Fabric

- Composites with Different Stacking Configuration,” *Appl. Compos. Mater.*, vol. 8, pp. 279–295, 2001.
- [37] L. Balea, G. Dussere, G. Bernhart, N. Dumont, O. Philippe, and J. L. Et, “Comportement mécanique de textiles tricotés techniques pour des applications composites = Mechanical behaviour of technical knitted fabrics for composite applications,” *JNC*, vol. 16, no. 10, 2009.
- [38] G. Dusserre, E. Jourdain, and G. Rard Bernhart, “Effect of Deformation on Knitted Glass Preform In-Plane Permeability,” *Polym. Compos.*, vol. 32, no. 1, pp. 18–28, 2011.
- [39] N. V Padaki, R. Alagirusamy, and B. S. Sugun, “Knitted Preforms for Composite Applications,” *J. Ind. Text.*, vol. 35, no. 4, pp. 295–321, 2006.
- [40] Y. Kyosev, *Braiding Technology for Textiles*. Elsevier/ Woodhead Pub, 2015.
- [41] C. Ayranci and J. Carey, “2D braided composites: A review for stiffness critical applications,” 2007.
- [42] Makiko Tada, “kumihimo.” 2007.
- [43] S. Rana and R. Figueiro, *Advanced composite materials for aerospace engineering : processing, properties and applications*, 1st ed. Woodhead Publishing, 2016.
- [44] A. C. (Andrew C. Long, *Design and manufacture of textile composites*. abington: Woodhead, 2005.
- [45] S. V Lomov *et al.*, “Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms. Part 3: Biaxial tension, picture frame and compression tests of the preforms,” *Compos. Part A*, vol. 36, pp. 1189–1206, 2005.
- [46] S. Chen, O. P. L. McGregor, L. T. Harper, A. Endruweit, and N. A. Warrior, “Defect formation during preforming of a bi-axial non-crimp fabric with a pillar stitch pattern,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 91, pp. 156–167, 2016.
- [47] W. P. de (Willy P. Wilde, S. (Santiago) Hernández, and C. A. Brebbia, *High performance and optimum design of structures and materials*. southampton, boston: WITpress, 2014.
- [48] Srikanth, “Textile composite ii vps,” *Buisness, lifestyle*. 2013.
- [49] P. Jacquinet, “Préparation et moulage par compression des SMC polyesters et phénoliques,” *Tech. l’Ingénieur*, vol. A3 727, no. 0, pp. 1–16, 1990.
- [50] C. Meola, S. Boccardi, G. maria Carlomagno, C. Meola, S. Boccardi, and G. maria Carlomagno, “Composite Materials in the Aeronautical Industry,” *Infrared Thermogr. Eval. Aerosp. Compos. Mater.*, pp. 1–24, Jan. 2017.
- [51] Y. Geng, J. Jiang, and N. Chen, “Local impregnation behavior and simulation of non-crimp fabric on curved plates in vacuum assisted resin transfer molding,” *Compos. Struct.*, vol. 208, pp. 517–524, Jan. 2019.
- [52] B. Patrick, “Fabrication de profilés en composites par pultrusion,” *Tech. l’ingénieur*, vol. A3730, no. 1995, 1995.
- [53] S. Choumer and C. Nivert, “Moulage des composites par procédés R-RIM et S-RIM,” *Tech. l’Ingénieur*, vol. am5250, no. janvier 2002, pp. 1–11, 2002.
- [54] C. Brenckmann, “Préparation et moulage par compression des thermoplastiques renforcés estampables ( TRE ),” *Tech. l’ingénieur*, vol. a3729, no. février 1992, pp. 1–7, 1992.
- [55] A. Beakou, M. Cano, J. B. Le Cam, and V. Verney, “Modelling slit tape buckling during automated prepreg manufacturing: A local approach,” *Compos. Struct.*, vol. 93, no. 10, pp. 2628–2635, 2011.
- [56] M. Y. Matveev, P. J. Schubel, A. C. Long, and I. A. Jones, “Understanding the buckling behaviour of steered tows in Automated Dry Fibre Placement (ADFP),” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 90, pp. 451–456, 2016.
- [57] A. Thompson, J. P. Belnoue, and S. R. Hallett, “Numerical Modelling of Defect Generation During Preforming of Multiple Layers of 2D Woven Fabrics,” *ECCM17 - 17th Eur. Conf. Compos. Mater.*, no. June, pp. 26–30, 2016.
- [58] P. Boisse, N. Hamila, E. Vidal-Sallé, and F. Dumont, “Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. Influence of tensile, in-plane shear and bending stiffnesses,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 71, no. 5, 2011.
- [59] R. Agogué, “Analyse expérimentale et numérique de la fabrication de pièces composites par le procédé RTM,” 2011.
- [60] J. Launay, G. Hivet, A. V Duong, and P. Boisse, “Experimental analysis of the influence of

- tensions on in plane shear behaviour of woven composite reinforcements,” *Sci. Technol.*, vol. 68, no. 2, 2007.
- [61] S. V Lomov *et al.*, “Full-field strain measurements in textile deformability studies,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 39, no. 8, pp. 1232–1244, 2008.
- [62] J. S. Lightfoot, M. R. Wisnom, and K. Potter, “Defects in woven preforms: Formation mechanisms and the effects of laminate design and layup protocol,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 51, pp. 99–107, 2013.
- [63] W. Woigk, S. R. Hallett, M. I. Jones, M. Kuhtz, A. Hornig, and M. Gude, “Experimental investigation of the effect of defects in Automated Fibre Placement produced composite laminates,” *Compos. Struct.*, vol. 201, pp. 1004–1017, Oct. 2018.
- [64] F. Nosrat Nezami, T. Gereke, and C. Cherif, “Analyses of interaction mechanisms during forming of multilayer carbon woven fabrics for composite applications,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 84, pp. 406–416, 2016.
- [65] A. Rashidi and A. S. Milani, “Passive control of wrinkles in woven fabric preforms using a geometrical modification of blank holders,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 105, pp. 300–309, 2018.
- [66] J. Sjölander, P. Hallander, and M. Åkermo, “Forming induced wrinkling of composite laminates: A numerical study on wrinkling mechanisms,” *Compos. PART A*, vol. 81, pp. 41–51, 2016.
- [67] C. Tephany, J. Gillibert, P. Ouagne, G. Hivet, S. Allaoui, and D. Soulat, “Development of an experimental bench to reproduce the tow buckling defect appearing during the complex shape forming of structural flax based woven composite reinforcements,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 81, pp. 22–33, 2016.
- [68] M. Nishi, T. Hirashima, and T. Kurashiki, “Textile composite reinforcement forming analysis considering out - of - plane bending stiffness and tension dependent in - plane shear behavior,” *ECCM16 - 16TH Eur. Conf. Compos. Mater. SEVILLE, SPAIN*, 2014.
- [69] A. Hosseini, M. H. Kashani, F. Sassani, A. S. Milani, and F. K. Ko, “Identifying the distinct shear wrinkling behavior of woven composite preforms under bias extension and picture frame tests,” *Compos. Struct.*, vol. 185, pp. 764–773, 2018.
- [70] M. Hübner, J. E. Rocher, S. Allaoui, G. Hivet, T. Gereke, and C. Cherif, “Simulation-based investigations on the drape behavior of 3D woven fabrics made of commingled yarns,” *Int. J. Mater. Form.*, vol. 9, no. 5, pp. 591–599, 2016.
- [71] H. M. Hsiao and I. M. Daniel, “Effect of fiber waviness on stiffness and strength reduction of unidirectional composites under compressive loading,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 56, no. 5, pp. 581–593, Jan. 1996.
- [72] J. S. Lightfoot, M. R. Wisnom, and K. Potter, “A new mechanism for the formation of ply wrinkles due to shear between plies,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 49, pp. 139–147, 2013.
- [73] C. Zhao, J. Xiao, Y. Li, Q. Chu, T. Xu, and B. Wang, “An Experimental Study of the Influence of in-Plane Fiber Waviness on Unidirectional Laminates Tensile Properties,” *Appl. Compos. Mater.*, vol. 24, no. 6, pp. 1321–1337, 2017.
- [74] P. Ouagne, D. Soulat, C. Tephany, D. Duriatti, S. Allaoui, and G. Hivet, “Mechanical characterisation of flax-based woven fabrics and in situ measurements of tow tensile strain during the shape forming,” *J. Compos. Mater.*, vol. 47, no. 28, pp. 3501–3515, 2012.
- [75] J. Moothoo, “Analyse de la faisabilité d eco - conception de pièces composite a base de ressources renouvelables pour applications médicales,” Université d’Orléans, 2013.
- [76] D. Soulat, S. Allaoui, and S. Chatel, “Experimental device for the preforming step of the RTM process,” *Int. J. Mater. Form.*, vol. 2, no. SUPPL. 1, pp. 181–184, 2009.
- [77] P. Ouagne, D. Soulat, G. Hivet, S. Allaoui, and D. Duriatti, “Analysis of defects during the preforming of a woven flax reinforcement,” *Adv. Compos. Lett.*, vol. 20, no. 4, pp. 105–108, 2011.
- [78] P. Ouagne, D. Soulat, J. Moothoo, E. Capelle, and S. Gueret, “Complex shape forming of a flax woven fabric; analysis of the tow buckling and misalignment defect,” *J. Compos. Mater.*, vol. 51A, no. 1, pp. 1–10, 2013.
- [79] E. Capelle, P. Ouagne, D. Soulat, and D. Duriatti, “Complex shape forming of flax woven fabrics: Design of specific blank-holder shapes to prevent defects,” *Compos. Part B Eng.*, vol.

- 62, pp. 29–36, 2014.
- [80] C. Tephany, “Analyse de la formabilité de renforts composites à base de fibres naturelles,” 2014.
- [81] S. Allaoui, G. Hivet, D. Soulat, A. Wendling, P. Ouagne, and S. Chatel, “Experimental preforming of highly double curved shapes with a case corner using an interlock reinforcement,” *Int. J. Mater. Form.*, vol. 7, no. 2, pp. 155–165, 2014.
- [82] M. H. Hassan Alshahrani, “A theoretical model with experimental verification for bending stiffness of thermosetting prepreg during forming process,” *Compos. Struct.*, vol. 166, pp. 136–145, 2017.
- [83] A. Iwata, T. Inoue, N. Naouar, P. Boisse, and S. V Lomov, “Coupled meso-macro simulation of woven fabric local deformation during draping,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 118, pp. 267–280, Mar. 2019.
- [84] A. R. Labanieh, C. Garnier, P. Ouagne, O. Dalverny, and D. Soulat, “Intra-ply yarn sliding defect in hemisphere preforming of a woven preform,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 107, pp. 432–446, 2018.
- [85] P. Boisse, N. Hamila, E. Guzman-Maldonado, A. Madeo, G. Hivet, and F. Dell’Isola, “The bias-extension test for the analysis of in-plane shear properties of textile composite reinforcements and prepregs: a review,” *Int. J. Mater. Form.*, vol. 10, no. 4, pp. 473–492, 2017.
- [86] S. Gatouillat, A. Bareggi, E. Vidal-Sallé, and P. Boisse, “Meso modelling for composite preform shaping - simulation of the loss of cohesion of the woven fibre network,” *Compos. Part A*, vol. 54, no. 1, pp. 135–144, 2013.
- [87] J. Moothoo, S. Allaoui, P. Ouagne, and D. Soulat, “A study of the tensile behaviour of flax tows and their potential for composite processing,” *Mater. Des.*, vol. 55, pp. 764–772, 2014.
- [88] S. Roose *et al.*, “Optical methods for non-contact measurements of membranes,” *Acta Astronaut.*, vol. 65, no. 9–10, pp. 1317–1329, 2009.
- [89] M. Fazzini, “DÉVELOPPEMENT DE MÉTHODES D’INTÉGRATION DES MESURES DE CHAMPS,” 2009.
- [90] G. Sansoni, M. Trebeschi, and F. Docchio, “State-of-The-Art and Applications of 3D Imaging Sensors in Industry, Cultural Heritage, Medicine, and Criminal Investigation,” *Sensors*, vol. 9, pp. 568–601, 2009.
- [91] George P. Pavlidis, “Laser scanning and Triangulation.” 2006.
- [92] V. V. Fabrice BREMAND, Mario COTTRON, Pascal DOUMALIN, Jean-Christophe DUPRE, Arnaud GERMANEAU, “Mesures en mécanique par méthodes optiques,” *Tech. l’ingénieur*, 2011.
- [93] D. G. Abdelsalam and B. Yao, “Interferometry and its applications in surface metrology,” in *Optical interferometry*, InTech, 2017, pp. 83–102.
- [94] R. Danzl, F. Helml, and S. Scherer, “Focus variation - A robust technology for high resolution optical 3D surface metrology,” *Stroj. Vestnik/Journal Mech. Eng.*, vol. 57, no. 3, pp. 245–256, 2011.
- [95] “Gom.” 2017.
- [96] S. Das, S. Jagan, A. Shaw, and A. Pal, “Determination of inter-yarn friction and its effect on ballistic response of para-aramid woven fabric under low velocity impact,” *Compos. Struct.*, vol. 120, pp. 129–140, 2015.
- [97] M. Valizadeh, S. A. H. Ravandi, M. Salimi, and M. Sheikhzadeh, “Determination of internal mechanical characteristics of woven fabrics using the force-balance analysis of yarn pullout test,” *J. Text. Inst.*, vol. 99, no. 1, pp. 47–55, 2008.
- [98] F. Nosrat-Nezami, T. Gereke, C. Eberdt, and C. Cherif, “Characterisation of the shear-tension coupling of carbon-fibre fabric under controlled membrane tensions for precise simulative predictions of industrial preforming processes,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 67. Elsevier, pp. 131–139, 2014.
- [99] H. Montazerian, A. Rashidi, M. Hoorfar, and A. S. Milani, “A frameless picture frame test with embedded sensor: Mitigation of imperfections in shear characterization of woven fabrics,” *Compos. Struct.*, vol. 211, pp. 112–124, Mar. 2019.
- [100] M. M. Salem, E. De Luycker, M. Fazzini, and P. Ouagne, “Experimental, analytical and numerical investigation to prevent the tow buckling defect during fabric forming,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 125, p. 105567, Oct. 2019.

- [101] C. Greb, C. Lenz, M. Lengersdorf, and T. Gries, "Fabrics for reinforcement of engineering composites," in *Engineering of High-Performance Textiles*, vol. c, Elsevier Ltd., 2018, pp. 489–512.
- [102] P. Ouagne, D. Soulat, C. Tephany, and J. Gillibert, "Measurement of the Appearance and Growth of Tow Buckling Defect in the Frame of Complex Shape Manufacturing Process by Using Fringe Projection Technique," *Strain*, vol. 52, no. 6, pp. 559–569, 2016.
- [103] Z. Wu, P. M. Weaver, G. Raju, and B. Chul Kim, "Buckling analysis and optimisation of variable angle tow composite plates," *Thin-Walled Struct.*, vol. 60, pp. 163–172, Nov. 2012.
- [104] T. Kubiak, "Static and Dynamic Buckling of Thin-Walled Plate Structures," pp. 27–47, 2013.
- [105] H. E. Balcioğlu and M. Aktaş, "An investigation on lateral buckling of laminated composites with delamination," *Indian J. Eng. Mater. Sci.*, vol. 20, no. 5, pp. 367–375, 2013.
- [106] S. R. Swanson, "Anticlastic effects and the transition from narrow to wide behavior in orthotropic beams," *Compos. Struct.*, vol. 53, no. 4, pp. 449–455, Sep. 2001.
- [107] H. D. Conway and K. A. Farnham, "Anticlastic curvature of strips of variable thickness," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 7, no. 7, pp. 451–458, 1965.
- [108] F. T. Peirce and F. T. Peirce, "The 'Handle' of cloth as measurable quantity," *J. Text. Inst. Trans.*, vol. 55, no. 10, pp. 516–530, Jan. 1964.
- [109] R. J. Roark, W. C. Young, and R. Plunkett, *Formulas for Stress and Strain*, vol. 43, no. 3, 1976.
- [110] S. Mathieu, N. Hamila, F. Bouillon, and P. Boisse, "Enhanced modeling of 3D composite preform deformations taking into account local fiber bending stiffness," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 117, pp. 322–333, Sep. 2015.
- [111] T. J. R. Hughes, J. A. Cottrell, and Y. Bazilevs, "Isogeometric analysis: CAD, finite elements, NURBS, exact geometry and mesh refinement," *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 194, no. 39–41, pp. 4135–4195, Oct. 2005.
- [112] E. De Luycker, F. Morestin, P. Boisse, and D. Marsal, "Simulation of 3D interlock composite preforming," *Compos. Struct.*, vol. 88, no. 4, pp. 615–623, 2009.
- [113] N. Hamila and P. Boisse, "Simulations of textile composite reinforcement draping using a new semi-discrete three node finite element," *Compos. Part B Eng.*, vol. 39, no. 6, pp. 999–1010, Sep. 2008.
- [114] E. Tempelman, H. Shercliff, B. N. van Eyben, E. Tempelman, H. Shercliff, and B. N. van Eyben, "Chapter 10 – Resin Transfer Molding," in *Manufacturing and Design*, Butterworth-Heinemann, 2014, pp. 171–186.
- [115] C. H. Park, W. Il Lee, W. S. Han, and A. Vautrin, "Weight minimization of composite laminated plates with multiple constraints," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 63, no. 7, pp. 1015–1026, 2003.
- [116] M. Torres, "Parameters' monitoring and in-situ instrumentation for resin transfer moulding: A review," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 124, p. 105500, Sep. 2019.
- [117] P. Boisse, J. Colmars, N. Hamila, N. Naouar, and Q. Steer, "Bending and wrinkling of composite fiber preforms and prepregs. A review and new developments in the draping simulations," *Compos. Part B Eng.*, vol. 141, pp. 234–249, 2018.
- [118] Z. Dong and C. T. Sun, "Testing and modeling of yarn pull-out in plain woven Kevlar fabrics," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 40, no. 12, pp. 1863–1869, 2009.
- [119] S. Allaoui, C. Cellard, and G. Hivet, "Effect of inter-ply sliding on the quality of multilayer interlock dry fabric preforms," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 68, pp. 336–345, 2015.
- [120] S. Allaoui, G. Hivet, A. Wendling, P. Ouagne, and D. Soulat, "Influence of the dry woven fabrics meso-structure on fabric/fabric contact behavior," *J. Compos. Mater.*, vol. 46, no. 6, pp. 627–639, 2012.
- [121] D. M. Mulvihill, O. Smerdova, and M. P. F. Sutcliffe, "Friction of carbon fibre tows," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 93, pp. 185–198, 2017.
- [122] W. Najjar, C. Pupin, X. Legrand, S. Boude, D. Soulat, and P. Dal Santo, "Analysis of frictional behaviour of carbon dry woven reinforcement," *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 33, no. 11, pp. 1037–1047, 2014.
- [123] J. O. Ajayi, "Effects of Fabric Structure on Frictional Properties," *Text. Res. J.*, vol. 62, no. 2, pp. 87–93, 1992.
- [124] L. Montero, S. Allaoui, and G. Hivet, "Characterisation of the mesoscopic and macroscopic friction behaviours of glass plain weave reinforcement," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol.

- 95, pp. 257–266, 2017.
- [125] H. López-Gálvez, M. Rodríguez-Millán, N. Feito, and H. Miguelez, “A method for inter-yarn friction coefficient calculation for plain weave of aramid fibers,” *Mech. Res. Commun.*, vol. 74, pp. 52–56, 2016.
- [126] B. Cornelissen, B. Rietman, and R. Akkerman, “Frictional behaviour of high performance fibrous tows: Friction experiments,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 44, no. 1, pp. 95–104, 2013.
- [127] B. Cornelissen, U. Sachs, B. Rietman, and R. Akkerman, “Dry friction characterisation of carbon fibre tow and satin weave fabric for composite applications,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 56, pp. 127–135, 2014.
- [128] M. Tournalias, M. A. Bueno, and D. Poquillon, “Friction of carbon tows and fine single fibres,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 98, pp. 116–123, 2017.
- [129] M. Tournalias, M. A. Bueno, G. Fassi, I. Aktas, and Y. Wielhorski, “Influence of friction angle between carbon single fibres and tows: Experimental analysis and analytical model,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 124, no. June, 2019.
- [130] J. A. Williams and R. S. Dwyer-Joyce, “Contact between solid surfaces,” in *Modern Tribology Handbook: Volume One: Principles of Tribology*, 2000, pp. 121–162.

## Résumé

Les composites à renforts fibreux sont très prisés dans les industries de pointe comme l'aéronautique ou l'automobile du fait de leur rapport propriété mécanique/masse supérieur à celui des métaux. Leur mise en forme complexe présente de forts enjeux scientifiques, notamment pour les composites à renforts tissés. En effet, les renforts tissés sont sujets à l'apparition de défauts lors de leur mise en forme sur géométries complexes à double courbure. Certains de ces défauts ont déjà fait l'objet de plusieurs études alors que d'autres, comme les défauts de bouclage et de glissement des mèches, n'ont pour le moment pas encore été totalement explorés. À l'heure actuelle, les codes de simulations ne peuvent pas prédire précisément l'apparition et le développement des défauts de bouclage et de glissement des mèches lors de la mise en forme des renforts tissés. L'une des raisons est le manque de connaissances sur l'origine et la cinématique de développement de ces défauts. Ce travail de thèse propose d'apporter plus de compréhension sur ces défauts par une approche expérimentale et numérique. Concernant le défaut de bouclage, l'influence des tensions dans les réseaux de mèches, de la nature du renfort, de l'armure du renfort et des dimensions des mèches ont été étudiés. Pour le défaut de glissement, l'influence du type de renfort, des tensions dans les mèches, de l'armure du renfort et de l'orientation des mèches dans le renfort ont été explorés. Ces résultats ouvrent des perspectives concernant l'amélioration de la qualité des pièces composites.

## Abstract

Composites with fibrous reinforcements are extensively used in advanced industries such as aeronautics or the automotive industry because of their higher mechanical property/mass ratio compared to that of metals. Their complex shape forming presents major scientific challenges, particularly for composites with woven reinforcements. In fact, woven reinforcements are subject to defects when shaped on complex geometries with high curvature. Some of these defects have already been the subject of several studies, while others, such as the tow buckling and sliding defects, have not been fully explored yet. At this moment, simulation codes cannot accurately predict the occurrence and development of tow buckling and sliding defects during the shape forming of woven reinforcements. One of the reasons is the lack of knowledge about the origin and kinematics of these defects. This thesis work proposes to bring more understanding on these defects through an experimental and numerical approach. Concerning the tow buckling defect, the influence of tensions in the tows network, the nature of the reinforcement, the reinforcement weave and the dimensions of the tows have been studied. For the sliding defect, the influence of the type of reinforcement, tensions in the tows, the reinforcement weave and the orientation of the tows in the reinforcement have been explored. These results open up perspectives for improving the quality of composite parts.