

ÉCOLE DOCTORALE
ENERGIE, MATERIAUX, SCIENCES DE LA TERRE ET DE L'UNIVERS

Laboratoire PRISME-MMH

THÈSE présentée par :
Christophe TEPHANY

soutenue le : **05 Décembre 2014**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'université d'Orléans**

Discipline/ Spécialité : Génie Mécanique

**Analyse de la formabilité de renforts
composites à base de fibres naturelles**

THÈSE dirigée par :

Damien SOULAT
Pierre OUAGNE

Professeur des Universités / ENSAIT Roubaix
Maître de conférences HDR / Université Orléans

PRESIDENT DU JURY :

Laurent GUILLAUMAT Professeur des Universités / ENSAM Angers

RAPPORTEURS :

Alexis BEAKOU
Vincent PLACET

Professeur des Universités / IFMA Clermont
Ingénieur de recherche / FEMTO-ST Besançon

JURY

Alexis BEAKOU
Stéphane FONTAINE
Jean GILLIBERT
Laurent GUILLAUMAT
Dashnor HOXHA
Pierre OUAGNE
Vincent PLACET
Damien SOULAT

Professeur des Universités / IFMA Clermont
Professeur des Universités / ISAT Nevers
Maître de conférences / Université Orléans
Professeur des Universités / ENSAM Angers
Professeur des Universités / Université Orléans
Maître de conférences HDR / Université Orléans
Ingénieur de recherche HDR / FEMTO-ST Besançon
Professeur des Universités / ENSAIT Roubaix

Remerciements

Dans un premier temps, je tiens à remercier l'ADEME et la région Centre pour avoir financé cette étude et le laboratoire PRISME au travers de l'axe MMH de m'avoir accueilli.

Mes premiers remerciements vont à mes directeurs de thèse Damient SOULAT et Pierre OUAGNE pour la confiance qu'ils m'ont accordé et pour l'accompagnement réalisé tout au long de cette thèse. Je tiens à également y associer Dashnor HOXHA qui a assuré cette fonction au cours des premiers mois de ce financement.

Je remercie Alexis BEAKOU et Vincent PLACET de m'avoir fait l'honneur d'accepter d'être les rapporteurs de ces travaux ainsi que Laurent GUILLAUMAT d'avoir présidé le jury de thèse. J'y joins Stéphane FONTAINE et Dashnor HOXHA pour avoir accepté d'être membres de ce jury.

Je remercie Laurent GAGNEPAIN (ADEME) pour le suivi et l'intérêt porté à mon travail de thèse pendant ces trois années.

Je tiens à remercier Jean Gillibert pour son encadrement et sans qui ce travail n'aurait pas eu la même dimension sur le plan expérimental. Il m'a apporté de précieux conseils à la fois dans la conception et l'instrumentation des dispositifs expérimentaux. Je n'oublierai pas sa générosité lors des quelques déplacements auxquels nous avons participé (En rappelant que tout ce qui se passe à Grenoble reste à Grenoble).

Je remercie Frédéric STOLL et Boun Toum CAM pour leur disponibilité et le travail technique apporté lors de la conception du banc de bouclage.

Je remercie également Rafael ESTEVEZ, Muriel BRACCINI et le personnel du laboratoire SIMaP (Sciences et Ingénierie des Matériaux et Procédés) de Grenoble qui nous ont accueilli et qui ont mis à notre disposition leur outil de caractérisation interférométrique, apportant une plus value non négligeable aux travaux réalisés.

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.

Enfin je remercie l'ensemble du personnel MMH, mes collègues doctorants et ces compagnons de passage qui ont rendu ces trois années encore plus agréables. A ceux qui ont favorisés mon intégration (Romain RIEGER, Audrey WENDLING, Aurélie TELMAR), à Julien MOOTHOO pour ces discussions philosophiques qui nous ont permis de relativiser sur les moments difficiles qui se sont présentés, à toutes mes collègues féminines de bureau (Emilie CAPELLE, Amal BASSOUMI,

Davina MICHEL), à Jean-Emile ROCHER pour avoir partagé cette passion de l'aviation (notamment des F22-RAPTOR), à Nicolas GALLIENNE pour ces conseils avisés sur le plan numérique et pour m'avoir prouvé qu'on pouvait vivre uniquement de frites et de pamplemousses, à Camille GAZEAU-RIEZMANN qui m'a donné l'occasion de porter mon premier costume, à Damintode KOLANI pour cette 1^{ère} place au championnat de foot interlabos, à Christophe CELLARD pour ces raids partagés, à Yann-Aël MULLER, Audrey FEUVRIER, Kévin CHATELAIN, Jean-Baptiste MASURIER et tout ceux que j'aurais pu oublier.

Sommaire

TABLE DES ILLUSTRATIONS.....	3
INTRODUCTION.....	11
CHAPITRE I : RENFORT POUR COMPOSITES ET COMPORTEMENT DES TISSES	15
I. INTRODUCTION AUX MATERIAUX COMPOSITES ET A LEURS PROCEDES D'ELABORATIONS	15
I.1. Définition d'un matériau composite	15
I.2. Renforts de matériaux composites : une approche multi-échelle	16
I.3. De la fibre au renfort	17
I.4. Notions sur les renforts tissés	23
I.5. Architecture de l'étude	24
I.6. Comportement mécanique des renforts tissés	25
I.7. Mise en forme des renforts tissés	32
II. CONCLUSION DU CHAPITRE I.....	39
CHAPITRE II : MISES EN FORME EXPERIMENTALES DES RENFORTS SECS EN FIBRES DE LIN	41
I. INTRODUCTION SUR LES DEFAUTS LORS DE LA MISE EN FORME	41
II. BANC EXPERIMENTAL DE PREFORMAGE DES TISSUS.....	44
II.1. Principe de fonctionnement	45
II.2. Partie mécanique.....	46
II.3. Partie optique : suivi de marqueurs 3D	49
III. PARAMETRES ETUDIES.....	54
III.1. Renforts étudiés.....	54
III.2. Paramètres procédés.....	55
III.3. Désignation des zones observées	56
IV. ANALYSE MACROSCOPIQUES DES PREFORMES	57
IV.1. Déformation hors plan : défaut de boucle.....	58
IV.2. Glissements du réseau de mèches.....	62
IV.3. Plis et rupture de fibres	68
IV.4. Premières conclusions sur l'analyse macroscopique	69
V. MESURES DES DEFORMATIONS EN TENSION AU COURS DE L'EMBOUTISSAGE	71
V.1. Etude du renfort A	72
V.2. Etude du renfort B	77
VI. CONCLUSIONS SUR LA MISE EN FORME	79
CHAPITRE III : CARACTERISATION DU DEFAUT DE BOUCLES	81
I. INTRODUCTION.....	81
II. ANALYSE DES DEFAUTS DE TYPES BOUCLES LORS DU PROCEDE.....	82
II.1. Défaut généré pour différentes natures de renfort	82
II.2. Phénomène répétable et localisé.....	85
II.3. Défaut généré pour différentes géométries d'emboutissage	86
III. MECANISMES DES DEFAUTS DE TYPE BOUCLES.....	87
III.1. Mécanisme de flexion dans le plan.....	87
III.2. Mécanisme de tension.....	90
III.3. Cinématique retenue	90
IV. PRESENTATION DU BANC EXPERIMENTAL DE BOUCLAGE	93
V. INSTRUMENTATION DU BANC DE BOUCLAGE	95
V.1. Quantification de la hauteur de boucle.....	96

V.2. Quantification des déplacements.....	101
V.3. Quantification des efforts.....	102
V.4. Suivi de marqueurs 2D et observation des boucles par webcam	103
VI. DEFINITION DE LA GEOMETRIE DE L'ECHANTILLON.....	104
VI.1. Géométrie n°1 : Carré plein.....	104
VI.2. Géométrie n°2 : Croix	105
VI.3. Géométrie n°3 : Demi-croix	105
VII. PROFILS EXPERIMENTAUX DES BOUCLES.....	105
VIII. ETUDE PARAMETRIQUE SUR LE RENFORT A.....	110
VIII.1. Influence de l'orientation du renfort	111
VIII.2. Influence des tensions appliquées.....	117
IX. CONCLUSIONS SUR LE BOUCLAGE DU RENFORT A.....	121
X. INFLUENCE DES PARAMETRES RENFORT.....	121
X.1. Présentation du nouveau renfort : renfort C	121
X.2. Résultats expérimentaux.....	123
X.3. Conclusions sur le bouclage du renfort C.....	130
XI. RENFORT SERGE 2x2	130
XII. CONCLUSIONS SUR L'ETUDE DU BOUCLAGE.....	131
CHAPITRE IV : SIMULATION DU PREFORMAGE DES RENFORTS SECS	135
I. INTRODUCTION.....	135
II. PRESENTATION DU MODELE ELEMENTS FINIS.....	135
II.1. Approches numériques sur la modélisation du comportement des renforts.....	135
II.2. Choix et application d'un modèle au comportement des renforts de lin.....	145
II.3. Identification des paramètres du modèle.....	147
II.4. Eléments de la mise en données.....	157
III. SIMULATION DE LA MISE EN FORME	158
III.1. Validation sur géométrie hémisphérique	158
III.2. Confrontation expérimental/simulation.....	161
III.3. Comparaisons des modèles linéaires et non-linéaires à effort serre-flan constant.....	164
III.4. Comparaisons des modèles linéaires et non-linéaires à effort variables.....	169
IV. CONCLUSIONS DU CHAPITRE IV.....	177
CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	181
BIBLIOGRAPHIE	185

Table des illustrations

Figure 1 : Tendence 2008-2011 des travaux publiés sur les fibres synthétiques et naturelles [SHA13a]	13
Figure 2 : Les échelles caractéristiques d'étude des matériaux composites	16
Figure 3 : Schématisation d'une fibre de lin [BAL02, STA01]	17
Figure 4 : Exemple de défaut de type nœud ou dislocation [BAL02]	19
Figure 5 : Stratifil ou Roving (a) et Retors (b)	19
Figure 6 : Géométrie hélicoïdale d'une mèche twistée (a) sur un rayon r (b) et sur la surface de la mèche (c) [HEA59]	20
Figure 7 : Exemples d'architectures de renfort – mat (a), UD (b), tissé 2D (c), tricot 2D (d), 3D (e) ..	22
Figure 8 : Convention trame et chaîne	23
Figure 9 : Principe de mesure de l'embuvage des structures tissées 2D	23
Figure 10 : Armures pour un renfort tissé 2D. Taffetas (a) Sergé 3x1 (b) et Satin de 8 (c)	24
Figure 11 : Machine de traction biaxiale (a) et échantillon caractéristique (b)	25
Figure 12 : Dimensions des éprouvettes biaxiales [DUO08]	26
Figure 13 : Courbes caractéristiques biaxiales des renforts à différent rapport de déformation k [BUE98]	26
Figure 14 : Comportement théorique d'un essai de cisaillement. Etat initial (a) et déformé (b)	28
Figure 15 : Angle de blocage [AGO11] et courbe caractéristique de cisaillement [LAU08]	29
Figure 16 : Principe du Picture Frame (a), éprouvette à l'état initial et dispositif (b) [GAT10]	29
Figure 17 : Influence du nombre de cycle [HIV12], de l'angle entre pli [ALL12] et de la température [NAJ14] sur le coefficient de frottement	30
Figure 18 : Influence du positionnement entre plis - alignés (a) et décalés (b) [HIV12]	30
Figure 19 : Influence de la pression sur le taux de fibres suivant le nombre de plis (a), l'orientation des plis (b) [NGU11b] et le nombre de cycles (c) [ROB99].	31
Figure 20 : Courbes de flexion suivant la longueur d'échantillon (a) et comportement courbure-moment fléchissant caractéristique d'un renfort (b) [BIL10]	31
Figure 21 : Schématisation de l'opération de tissage [CAP12b]	32
Figure 22 : Principe de l'enroulement filamentaire (a) et types d'enroulements (b)	33
Figure 23 : Etapes du procédé RTM classique [BAD08]	36
Figure 24 : Principe du RTM thermoplastique	37
Figure 25 : Mise en forme hémisphérique (a) [LI09] et (b) [BOI95] et (c) double dôme [KHA10]	37
Figure 26 : Défauts de bouclage et d'hétérogénéités générés sur carbone interlock G1151 [ALL14]	38
Figure 27 : Mesures de cisaillement sur carbone interlock G1151 [ALL14]	38
Figure 28 : Liste exhaustive des paramètres matière et procédé	41
Figure 29 : Apparence des plis observés par [HAA14]	42
Figure 30 : Apparences des plis observés par [BOI11] sur hémisphère	42
Figure 31 : Glissements du réseau de mèches observés par [GAT13]	43
Figure 32 : Glissements du réseau de mèches observés par [OUA13] sur renfort en lin	43
Figure 33 : Apparence des boucles observées par [OUA13] sur renfort en lin	43
Figure 34 : Exemples de dispositifs expérimentaux de mise en forme des renforts pour composites ..	44
Figure 35 : Banc expérimental de préformage des tissus	45
Figure 36 : Schéma du banc expérimental d'emboutissage des renforts secs [DUO08]	46
Figure 37 : Système de valves pour l'application des pressions serre-flan	46

Figure 38 : Matrice ouverte dans le cas d'une mise en forme tétraédrique.....	47
Figure 39 : Géométries de poinçon adaptable au banc expérimental.....	47
Figure 40 : Exemple de maintien serre-flan local.....	48
Figure 41 : Distribution des serres-flan pour un préformage tétraédrique. Dimensions en mm.	48
Figure 42 : Exemple de poinçon tétraédrique à crayons thermiques pour l'emboutissage à chaud	48
Figure 43 : Mesures de rotation polaire $\Delta\theta$ et angle de cisaillement $\Delta\gamma$ sur chaîne et trame lors d'un Bias-test [LOM08]	49
Figure 44 : Champs de déformation en cisaillement sur essai de Picture Frame et distribution des angles de cisaillement [LOM08]	49
Figure 45 : Champs de déplacement mesurés sur mèche lors d'un Bias-test dans deux zones différentes de l'échantillon [LOM08]	50
Figure 46 : Système double caméras (a), surface corrélée (b) et distribution des angles de cisaillement (c) [LOM08].....	50
Figure 47 : Caméras CCD utilisées	51
Figure 48 : Marquages d'un renfort sec	51
Figure 49 : Dispositif d'étalonnage pour une caméra [DUP06].....	52
Figure 50 : Définition de l'intensité seuil.....	53
Figure 51 : Reproduction de l'enveloppe 3D d'un renfort carbone [ALL07].....	53
Figure 52 : Renfort A (a) et mèche constituante (b).....	54
Figure 53 : Mèches sens trame et chaîne.....	54
Figure 54 : Renfort B (a) et mèche constituante (b).....	55
Figure 55 : Orientations 0° (a) et 90° (b) retenues pour l'emboutissage tétraédrique.....	56
Figure 56 : Désignation des différentes zones d'étude.....	57
Figure 57 : Préforme tétraédrique finale renfort A (a) et renfort B (b)	57
Figure 58 : Apparence des défauts de boucle sur le renfort A.....	58
Figure 59 : Renfort A - Orientation 0° - Défaut de boucle le long de l'arête BC à 2.5 bars (a) et 2 bars (b)	59
Figure 60 : Localisation des boucles pour les deux orientations du renfort A	59
Figure 61 : Renfort A - Orientation 0° - 2.5 bars - Boucles face A.....	59
Figure 62 : influence de l'orientation du renfort et des pressions appliquées sur les déplacements hors plan [OUA13].....	60
Figure 63 : Condition d'orientation des mèches pour l'apparition des boucles	60
Figure 64 : Principe de la mesure des angles de courbure [OUA13]	61
Figure 65 : influence de l'orientation initiale du renfort sur les angles de courbures [OUA13]	62
Figure 66 : Influence de la pression appliquée sur les angles de courbures pour une orientation 0° [OUA13].....	62
Figure 67 : Renfort A – 2.5bars en orientation 90° (a) et 0° (b).....	63
Figure 68 : Renfort B – 4 bars en orientation 90° (a) et 2.5 bars en orientation 0° (b)	63
Figure 69 : Rappel des désignations des différentes zones du tétraèdre.....	63
Figure 70 : Glissements renfort A – Face A – Orientation 0° - 2 bars (a) et 2,5bars (b).....	64
Figure 71 : Glissements observés au niveau du serre-flan	64
Figure 72 : Glissements observés base BC à 2,5 bars pour orientation 0° (a) et 90° (b)	65
Figure 73 : Glissements observés sur la face B/base AB à 2,5 bars pour une orientation de 90°	65
Figure 74 : Défauts observés le long de la mèche passant par le point triple à 2,5bars et une orientation de 0°	66

Figure 75 : Glissements renfort B, base BC à 5 bars et une orientation de 0°	66
Figure 76 : Glissements des points de marqueurs le long de la mèche passant par le point triple	67
Figure 77 : Avalement caractéristique d'un renfort lors du préformage tétraédrique	67
Figure 78 : Pli observés sur le renfort B	68
Figure 79 : Désignations des directions des mèches plates	69
Figure 80 : Mise en forme prismatique (a), pli (b) et tension induit par le point triple (c)	70
Figure 81 : Ancien et nouveau design de serre-flan [CAP14]	70
Figure 82 : Effet des géométries serre-flan sur la déformation de la mèche passant par le point triple pour un taffetas et pressions de 2 bars	71
Figure 83 : Corrections du défaut de boucles observées sur l'arête BC pour un taffetas (a) et sergé 2x2 (b)	71
Figure 84 : Positions des mèches et marqueurs utilisées pour la mesure de déformations	72
Figure 85 : Evolution des déformations des mèches verticales - Renfort A - orientation 0° et à 2 bars	72
Figure 86 : Evolution des déformations pour deux orientations différentes - Renfort A - 2bars	73
Figure 87 : Désondulation des mèches et influence sur la déformation observée	74
Figure 88 : Marqueurs sélectionnés pour tester l'uniformité en déformation d'une mèche (renfort A)	74
Figure 89 : Influence de la position de mesure sur la déformation en tension d'une même mèche (renfort A)	75
Figure 90 : Influence des pressions serres-flan sur la déformation des mèches pour une orientation 90°	75
Figure 91 : Influence des pressions serres-flan sur la déformation des mèches pour une orientation 0°	76
Figure 92 : Image caméra préforme finale orientation 0° à 2 bars (a) et 2,5 bars (b)	76
Figure 93 : Déformations des chaînes (a) et trames (b) pour différents rapports de déformation k_c	77
Figure 94 : Evolution des déformations des mèches verticales - Renfort B - orientation 0° et à 2 bars	78
Figure 95 : Marqueurs sélectionnés pour tester l'uniformité en déformation d'une mèche (renfort B)	78
Figure 96 : Influence de la position de mesure sur la déformation en tension d'une même mèche (renfort B)	79
Figure 97 : Influence des pressions serres-flan sur la déformation des mèches pour une orientation 0°	79
Figure 98 : Observations des boucles après mise en forme tétraédrique sur renfort en lin	81
Figure 99 : Boucles observées sur des renforts de différentes natures [DUO08]	83
Figure 100 : Visualisation de la face A (a) et C (b) du tétraèdre sans boucles pour un renfort NCF	83
Figure 101 : Visualisation des fortes tensions sur le prisme, sans boucles, pour un renfort Biotex (mèches torsadées)	84
Figure 102 : Mise en forme tétraédrique 3D interlock de verre et ligne de bouclage théorique	84
Figure 103 : Orientation du renfort sur poinçon tétraédrique et lignes de boucles	85
Figure 104 : Position des boucles (a) et boucles (b) observé sur renfort carbone G1151 (c) [DUO08]	85
Figure 105 : Boucles faces A (a), C (b), B (c) et arête BC (d) – Essai tétraédrique 4 couches, 1 bars [PRISME]	86
Figure 106 : Mise en place prismatique (a) et défaut de boucles observés (b) et (c) [ALL14]	86
Figure 107 : Zones de boucles observées sur mise en forme prismatique G1151, 4 couches, 1 bars [PRISME]	87
Figure 108 : Vues d'une même face sur un renfort Depestele 100% lin et ligne de bouclage	87
Figure 109 : Localisation des points de courbures	88

Figure 110 : Relevés des angles de cisaillement sur préforme prismatique – Face A (a) et tétraédrique - Face B (b) [ALL14].....	88
Figure 111 : Méthode de mesure des angles de courbure.....	89
Figure 112 : Exemple de mesures d’angles de courbure (par 3 points)	89
Figure 113 : Schématisation du mécanisme de flexion	89
Figure 114 : Schématisation des tensions.....	90
Figure 115 : Schématisation du principe du banc de bouclage	91
Figure 116 : Méthode du parallélogramme déformable	91
Figure 117 : Reproduction manuelle de la cinématique [GOR12].....	92
Figure 118 : Principe du “yarn pull-out test”: position initial du renfort (a), cisaillement du renfort avant glissement de la mèche (b) [BIL12a] et après glissement (c) [BIL13].....	92
Figure 119 : Analyse fonctionnelle du banc de boucles.....	93
Figure 120 : Représentation des axes de mise en tension du banc de boucles	94
Figure 121 : Système d’axes pivotants assurant la translation circulaire	94
Figure 122 : Vis de pression, mors et support mors	95
Figure 123 : Angles maximums atteints par la translation circulaire	95
Figure 124 : Définition de la hauteur de boucle	96
Figure 125 : Résolution relative des méthodes de mesures optiques de topographie [JAH99].....	97
Figure 126 : Exemple de montage d’interférométrie.....	97
Figure 127 : Schéma de projection de franges dans le plan de référence (a) et sur profil non plan (b)	98
Figure 128 : Réseau de franges dans le plan de référence (a) et déformé (b).....	99
Figure 129 : Schéma de calibration [HOL09]	99
Figure 130 : Image modulée (a), démodulée (b) et 3D (c) de l’objet.....	100
Figure 131 : Image vidéo de l’objet (a) et carte d’altitude en mm (b) [HOL09].....	100
Figure 132 : Mesure d’altitude (en mm) par interférométrie sur un sergé 2x2 de lin figé	101
Figure 133 : Schématisation de l’angle de déplacement	102
Figure 134 : Machine de traction/compression INSTRON (a) et courbes étalons caractéristiques (b).....	102
Figure 135 : Exemple d’acquisition webcam	103
Figure 136 : Interface d’acquisition Labview	103
Figure 137 : Montage expérimental instrumenté.....	104
Figure 138 : Géométries d’échantillon : carré plein (a) croix (b) et demi-croix (c).....	104
Figure 139 : Etat initial (a) et final (b) d’un essai avec géométrie croix	105
Figure 140 : Etat initial (a) et final (b) d’un essai avec géométrie demi-croix.....	105
Figure 141 : Profils d’altitude idéalisés renfort non bouclé (a) et bouclé (b).....	106
Figure 142 : Schématisation de l’angle de déplacement	106
Figure 143 : Orientation du renfort pour l’étude de profil	106
Figure 144 : Profil d’altitudes du renfort A à l’état initial (a) et final (b)	107
Figure 145 : Acquisitions webcam état initial (a) et final (b) du renfort A	108
Figure 146 : Evolution du profil du pic 2 (a) et 3 (b) sur l’intervalle d’angle de déplacement [0° - 28°]	108
Figure 147 : Evolution du profil du pic 2 (a) et 3 (b) sur l’intervalle d’angle de déplacement [28° - 42°]	109
Figure 148 : Schéma explicatif du phénomène d’écrasement observé.....	109
Figure 149 : Evaluation de l’altitude sur zone stable du renfort	110
Figure 150 : Orientations 0° et 90° du renfort sur le banc de bouclage	111

Figure 151 : Evolution des angles de déplacements pour une orientation 0° et 90°	111
Figure 152 : Localisation des boucles pour les deux orientations considérées du renfort A.....	112
Figure 153 : Profils initiaux et finaux pour une orientation 90° du renfort A.....	112
Figure 154 : Evolution du profil du pic 1 observé pour une orientation 90°.....	113
Figure 155 : Evolution du profil du pic 2 observé pour une orientation 90°.....	113
Figure 156 : Evolution de l'élévation maximale mesurée pour le pic 1 selon l'angle de déplacement (orientation 90°)	113
Figure 157 : Profils initiaux et finaux pour une orientation 0° du renfort A.....	114
Figure 158 : Evolution du profil du pic 1 observé pour une orientation 0°.....	114
Figure 159 : Evolution du profil du pic 2 observé pour une orientation 0°.....	114
Figure 160 : Evolution de l'élévation maximale mesurée pour les pics 1 et 2 selon l'angle de déplacement (orientation 0°)	115
Figure 161 : Comparaison des profils déformés finaux pour une orientation de 0° et 90°	115
Figure 162 : Comparaison de l'élévation maximale (pic 1) mesurée pour deux orientations différentes (0° et 90°)	116
Figure 163 : Acquisitions webcam orientation 90° (a) et 0° (b) à l'état final	117
Figure 164 : Observation de la perte de tension suivant l'axe Y.....	117
Figure 165 : Orientation et directions de mise en tension du renfort	118
Figure 166 : Evolution du profil du pic 2 observé dans le cas 2 de mise en tension du renfort A	118
Figure 167 : Evolution de l'élévation maximale mesurée pour les cas 1 et 2 de mise en tension du renfort A selon l'angle de déplacement.....	119
Figure 168 : Evolution de l'élévation maximale mesurée pour 3 cas de mise en tension du renfort A selon l'angle de déplacement.....	120
Figure 169 : Evolution des tensions dans le cas 3 de mise en tension du renfort A.....	120
Figure 170 : Evolution des tensions dans le cas 1 de mise en tension du renfort A.....	121
Figure 171 : Taffetas en fibres de lin Depestele avec équilibrage supérieur au renfort A	122
Figure 172 : Observations du défaut de boucles sur une mise en forme tétraédrique	122
Figure 173 : Orientation et directions de mise en tension du renfort	123
Figure 174 : Profils initiaux et finaux pour une orientation 0° et un cas 1 de mise en tension du renfort C	123
Figure 175 : Evolution du profil d'altitude dans le cas 1 de mise en tension du renfort A (a) et C (b)	124
Figure 176 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée entre le renfort C et A selon l'angle de déplacement pour le cas 1 de mise en tension.....	124
Figure 177 : Comparaison des efforts dans le cas 1 de mise en tension du renfort A et C	125
Figure 178 : Evolution des efforts dans le cas 2 de mise en tension du renfort C.....	126
Figure 179 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée dans le cas 1 et 2 de mise en tension du renfort C selon l'angle de déplacement	126
Figure 180 : Evolution des efforts dans le cas 3 de mise en tension du renfort C.....	127
Figure 181 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée pour trois cas de mise en tension du renfort C	127
Figure 182 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée entre le renfort C (cas 1 et 2) et le renfort A (cas 1) selon l'angle de déplacement	128
Figure 183 : Comparaison des efforts dans les cas 1 et 3 de mise en tension du renfort C.....	129
Figure 184 : Comparaison des efforts dans le cas 2 de mise en tension du renfort A et C	129
Figure 185 : Sergé 2x2 en fibres de lin Depestele.....	130

Figure 186 : Observations du défaut de boucles sur une mise en forme tétraédrique pour le sergé 2x2	130
Figure 187 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée dans le cas 1 d'une mise en tension des renforts A, C et sergé.....	131
Figure 188 : Echelles d'études des milieux fibreux [BAD08]	135
Figure 189 : architecture de renfort (a) et réseau de nœuds associé [AON94]	136
Figure 190 : Réseau de Tchébychev - Coordonnées cartésiennes des nœuds (a) et transformation sur la surface à draper (b) [YOU05].....	137
Figure 191 : Architecture déformée avec cisaillement ($x'=\xi$) [XUE03]	138
Figure 192 : Comparaison expérimental/numérique du comportement uniaxial et biaxial [XUE03].	140
Figure 193 : Système masses-ressorts de Ben Boubaker [BEN07].....	143
Figure 194 : Cellule élémentaire selon [SHA04]	143
Figure 195 : Modélisation discrète de Sherwood [SHE10].....	144
Figure 196 : Cellule unitaire décrite par [HAM09].....	145
Figure 197 : Connecteur AXIAL [ABAQUS].....	146
Figure 198 : Méthode de discrétisation du renfort	146
Figure 199 : Courbes de traction uniaxiale lin (a) et carbone G1151 (b) [NAJ12]	147
Figure 200 : Essai de traction uniaxiale et réponse effort/déplacement	148
Figure 201 : Schématisation de la décomposition de l'éprouvette de traction	148
Figure 202 : Décomposition polynomiale/linéaire de la réponse en traction	149
Figure 203 : Conditions limites et rigidités imposées	151
Figure 204 : Réponses expérimentales effort/déplacement chaîne et trame sur essais de traction uniaxiale.	151
Figure 205 : Courbes de détermination de la rigidité locale K_0	152
Figure 206 : Comparatif traction uniaxiale sens trame (expérimentale, numérique linéaire et non-linéaire).....	152
Figure 207 : Comparatif traction uniaxiale sens chaîne (expérimentale, numérique linéaire et non linéaire).....	153
Figure 208 : Influence du module de Young sur le comportement en traction des trames (modèle linéaire).....	153
Figure 209 : Influence du module de Young sur le comportement en traction des trames (modèle non-linéaire).....	154
Figure 210 : Influence du maillage en approche linéaire (a) et non-linéaire (b)	155
Figure 211 : Principe de l'identification inverse sur un essai de cisaillement.....	155
Figure 212 : Etat non-déformé (a) et déformé (b) de la simulation du Bias-test.....	155
Figure 213 : Effet de la variation du module de Young E sur les courbes effort-déplacement d'un Bias-test (modèle linéaire)	156
Figure 214 : Effet de la variation du module de Young E sur les courbes effort-déplacement d'un Bias-test (modèle non-linéaire).....	156
Figure 215 : Principe de la formulation cinématique [ABAQUS]	158
Figure 216 : Banc d'emboutissage hémisphérique GEMTEX	159
Figure 217 : Zone d'emboutissage	159
Figure 218 : Dimensions des différents outils du banc d'emboutissage hémisphérique	160
Figure 219 : Orientations d'études sur poinçon à géométrie hémisphérique	160
Figure 220 : Quadrillage (a) et zone de cisaillement (b) du renfort	161
Figure 221 : Mesure numérique de l'angle α	161

Figure 222 : Longueur considérée pour la mesure de l'avalement pour une orientation $0^\circ/90^\circ$	162
Figure 223 : Résultat global avec modèle linéaire (a) et modèle non-linéaire (b) pour une orientation $0^\circ/90^\circ$	163
Figure 224 : Zones expérimentales de mesures du cisaillement pour une orientation de $0^\circ/90^\circ$	164
Figure 225 : Zones de mesure d'avalement chaîne et trame pour une orientation $0^\circ/90^\circ$ (représentation modèle non linéaire)	165
Figure 226 : Profil d'avalement chaîne et trame dans le cas d'un modèle linéaire et non-linéaire	165
Figure 227 : Ligne de mesure du cisaillement orientation $0^\circ/90^\circ$	166
Figure 228 : Influence du modèle sur le cisaillement pour un effort serre-flan de 625N ($0^\circ/90^\circ$)	166
Figure 229 : Résultat global avec modèle linéaire (a) et modèle non-linéaire (b) pour une orientation $-45^\circ/+45^\circ$	167
Figure 230 : Portion d'avalement choisie pour une orientation $-45^\circ/+45^\circ$	167
Figure 231 : Comparaison entre les deux modèles d'une portion d'avalement	168
Figure 232 : Ligne de mesure du cisaillement orientation $-45^\circ/+45^\circ$	168
Figure 233 : Relevés expérimentaux des angles de cisaillement pour une orientation $-45^\circ/+45^\circ$	168
Figure 234 : Influence du modèle sur le cisaillement pour un effort serre-flan de 625N ($-45^\circ/+45^\circ$)	169
Figure 235 : Evolution de l'avalement pour un modèle linéaire et non-linéaire	170
Figure 236 : Ecart relevés entre modèles des avalements maximums mesurés dans les deux directions du renfort	170
Figure 237 : Profils d'avalement chaîne (a) et trame (b) pour différents efforts serre-flan (modèle linéaire)	171
Figure 238 : Profils d'avalement chaîne (a) et trame (b) pour différents efforts serre-flan (modèle non-linéaire)	171
Figure 239 : Comparatif, à effort équivalent, de la réponse en avalement donnée par le modèle linéaire et non-linéaire	172
Figure 240 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement en orientation $0^\circ/90^\circ$ (modèle linéaire)	172
Figure 241 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement en orientation $0^\circ/90^\circ$ (modèle non-linéaire)	173
Figure 242 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement dans la zone hémisphérique pour les deux modèles	174
Figure 243 : Comparatif, à effort équivalent, de la réponse en cisaillement donnée par le modèle linéaire et non-linéaire	174
Figure 244 : Profil d'avalement pour différents efforts serre-flan en orientation $-45^\circ/45^\circ$ (modèle linéaire)	175
Figure 245 : Profil d'avalement pour différents efforts serre-flan en orientation $-45^\circ/45^\circ$ (modèle non-linéaire)	175
Figure 246 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement en orientation $-45^\circ/45^\circ$ (modèle linéaire)	176
Figure 247 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement en orientation $-45^\circ/45^\circ$ (modèle non-linéaire)	176
Figure 248 : Part ABAQUS® importée depuis la CAO	178
Figure 249 : Configuration de la mise en forme tétraédrique	178
Figure 250 : Modélisation de la mise en forme tétraédrique	178

Tableau 1 : Comparatif des propriétés générales des fibres naturelles et fibres de verre [WAM03]	12
Tableau 2 : Propriétés des différentes fibres naturelles / fibres de verre [BAL05a, MAR03, WAM03]	12
Tableau 3 : Comparatif entre les différents procédés par injection [BAT09, OWE09].....	34
Tableau 4 : Présence ou non de glissements pour le renfort A pour différents paramètres procédés ...	64
Tableau 5 : Caractéristiques dimensionnelles des différentes techniques optiques sans contact [HOLO3]	97
Tableau 6 : Caractéristiques du renfort A.....	110
Tableau 7 : Comparaison des écrasements et élévations maximales finales mesurés pour une orientation 90°	116
Tableau 8 : Cas de mise en tension pour le renfort A.....	118
Tableau 9 : Cas de mise en tension pour le renfort C.....	123
Tableau 10 : Cas de mise en tension du sergé 2x2	131
Tableau 11 : Coefficients a_i des fonctions force/déplacement globales chaîne et trame (modèle non-linéaire).....	152
Tableau 12 : Paramètres connecteurs utilisés pour l'identification en cisaillement - Renfort C.....	156
Tableau 13 : Paramètres identifiés de l'élément coque	157
Tableau 14 : Propriétés du renfort C de lin	161
Tableau 15 : Paramètres de comportement identifiés pour une orientation 0°/90° - Renfort C.....	162
Tableau 16 : Comparatif de l'avalement maximal expérimental et numérique mesuré pour une orientation 0°/90°.	163
Tableau 17 : Comparatif du cisaillement expérimental et numérique mesuré pour une orientation 0°/90°.....	164
Tableau 18 : Paramètres identifiés pour une orientation -45°/45° - Renfort C	167
Tableau 19 : Avalement maximal (en mm) mesuré pour une orientation 0°/90° et différents efforts serre-flan.....	170

Introduction

L'intégration des composites dans le milieu industriel connaît une forte croissance depuis ces trente dernières années. Cet engouement pour les matériaux composites vient des nombreux atouts qu'ils possèdent vis-à-vis des matériaux plus conventionnels. Ils ont notamment de nombreux avantages en termes de fonctionnalités que ce soit pour leur légèreté, leur résistance mécanique ou chimique qui accroît leur durée de vie ou encore leur capacité à être mis en forme.

C'est un marché en pleine expansion, de l'ordre moyen de 8 % en volume de production, selon une étude du groupe JEC de 2011 [JEC11], qui s'impose de plus en plus dans le secteur industriel notamment le domaine des transports. En règle générale, les matériaux composites sont classés en deux catégories selon leurs degrés de performances [BER01].

- Les composites dits à **hautes performances**, ce qui est le cas du secteur aéronautique, qui utilise massivement le carbone, mécaniquement très intéressant mais induisant des coûts importants par rapport au nombre de pièces sorties. Les renforts sont plutôt des fibres longues et le taux volumique de fibre est supérieur à 50%.
- Les composites dits de **grande diffusion**, à l'exemple du secteur automobile, qui est contraint par le ratio coûts/cadences, utilise massivement les fibres de verre, plus économiques que celles de carbone mais pour des performances moindres. Les matériaux de grande diffusion représentent environ 95% des matériaux composites.

Les applications futures de cette thèse sont orientées vers le secteur automobile qui présente pour les années à venir des enjeux multiples [MAN04, PIC11].

Enjeux environnementaux

L'un des enjeux du secteur automobile est de réduire les émissions de CO₂ de leurs véhicules afin de réduire leur impact sur l'environnement. Une des solutions apportée passe par l'allègement des structures automobiles, en intégrant une plus grande part de composite dans ces dernières. Mais pour que l'effet soit plus important, il faut également maîtriser le cycle de production du véhicule, de la conception au recyclage, aux vues du nombre de véhicules mis en circulation. Pour amener cette industrie à y œuvrer, une directive européenne [EURLEX14], de 2000, vise à ce que d'ici 2015, 95% de la masse des véhicules hors d'usage soit recyclée et revalorisée. Cela nécessite donc pour les industriels de mettre en place toute une filière de recyclage et de penser à l'éco-conception de leurs produits.

Enjeux économiques

L'allègement des véhicules n'a pas qu'un seul effet. Il permet également de réduire les coûts de fabrication. Dans l'automobile les gains sont de l'ordre de 2 €/kg [MAN04] ce qui reste faible par rapport aux gains obtenus dans l'aéronautique ou le secteur spatial (100 à 1000

€/kg) [BRA04] mais en se situant sur des grandes échelles de production, ces économies ne sont plus négligeables. L'allègement permet également de réduire la consommation de carburant qui est proportionnelle à la masse embarquée. Ces matériaux ont donc une place de choix pour contribuer à la maîtrise des dépenses énergétiques. Enfin, à l'heure actuelle, en Europe, le marché automobile est très disputé avec la multiplication des marques et des modèles, entraînant des changements fréquents de véhicule. Il est donc nécessaire pour les constructeurs automobile de mettre en place des procédés de fabrication ou de mise en forme modulables les plus rapides possibles.

Enjeux techniques

Les performances des fibres utilisées à l'heure actuelle, comme les fibres de carbone et de verre, sont connues mais la recyclabilité des pièces élaborées à partir de ces fibres est mal maîtrisée et en contradiction avec l'aspect durable recherché d'où l'orientation vers d'autres constituants des matériaux composites, notamment les composites à base de fibres naturelles (**Tableau 1**).

Fibre	Densité	Coût	Renouvelable	Recyclabilité	Consommation d'énergie	Neutralité carbone	Risques santé
Naturelle	Basse	Bas	Oui	Oui	Basse	Oui	Non
Verre	> naturelles	Bas	Non	Non	Haute	Non	Oui

Tableau 1 : Comparatif des propriétés générales des fibres naturelles et fibres de verre [WAM03]

Les fibres naturelles, de par leurs propriétés environnementales et physiques [JOS04] semblent, dans une première approche, convenir pour remplacer les fibres de verres de l'industrie automobile tout en répondant aux objectifs industriels. Le coût et l'effet de mode ne devant pas devenir une priorité sur le développement de ces nouveaux matériaux. Le **Tableau 2** met en comparaison les propriétés des fibres de verre et celles des principales fibres naturelles. Beaucoup de travaux traitent spécifiquement du comportement en tension de ces différentes fibres [ALA09, BOD08, KIM10].

	Fibres						
Propriétés	Verre-E	Chanvre	Jute	Ramie	Coir	Sisal	Lin
Densité (g/cm ³)	2.55	1.48	1.46	1.5	1.25	1.33	1.4
Résistance à la traction (MPa)	2400	550-900	400-800	500	220	600-700	800-1500
Module E (GPa)	73	70	10-30	44	6	38	60-80
Elongation a rupture (%)	3	1.6	1.8	2	15-25	2-3	1.2-1.6
Absorption d'humidité (%)	-	8	12	12-17	10	11	7

Tableau 2 : Propriétés des différentes fibres naturelles / fibres de verre [BAL05a, MAR03, WAM03]

Ces propriétés montrent qu'il est raisonnable d'envisager les fibres naturelles comme une alternative aux fibres de verre. Leur densité favorise un allègement plus important et leurs propriétés mécaniques, malgré une certaine variabilité, approchent celles du verre.

Cet attrait récent pour les fibres naturelles est marqué par une croissance plus forte du nombre de travaux publiés sur les fibres naturelles comparé aux fibres synthétiques (**Figure 1**). Cette tendance est appuyée par le fait que le travail sur la maturité de ces matériaux reste à faire et que leur part de marché reste mesurée dans les domaines techniques [BAL14].

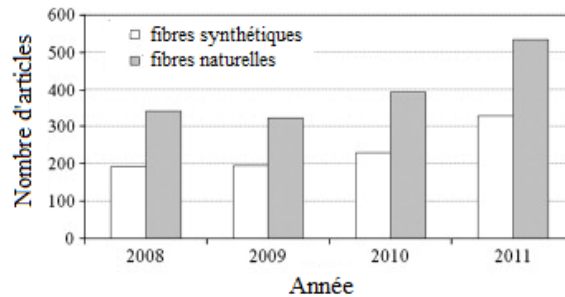


Figure 1 : Tendance 2008-2011 des travaux publiés sur les fibres synthétiques et naturelles [SHA13a]

Un point important sur la possibilité d'utiliser les fibres naturelles comme renfort pour composite concerne la production de ces dernières, qui doit être suffisante pour couvrir le marché des composites mais également les marchés existants. Au niveau européen, le lin et le chanvre dominent la production de fibres. En France, le lin représente 75 % des surfaces européennes implantées et 56 % en ce qui concerne le chanvre, faisant de la France le plus grand producteur de fibres naturelles en Europe et de fibres de lin dans le monde [MEI11]. Cet aspect des fibres naturelles n'est pas à négliger et nous montre qu'il faut tenir compte des règles et contraintes du monde agricole en parallèle des attentes industrielles :

- L'orientation vers des applications techniques doit être au moins aussi rentable pour le producteur que dans les autres secteurs.
- De plus, étant des plantes annuelles, les volumes sortants doivent être anticipés et sont soumis aux conditions climatiques.
- Disponibilité des ressources par rapport à la multiplication des secteurs visés (surface agricole disponible et compétition avec l'alimentation).

Le secteur automobile montre un très grand intérêt dans l'intégration des fibres naturelles dans leurs produits depuis les années 2000 [KAR00]. Cette tendance montre que les grands groupes automobiles sont prêts à s'intégrer dans cette phase d'éco-conception. Néanmoins, les applications actuelles ne concernent pas les éléments structuraux. L'utilisation de fibres naturelles pour ce type d'éléments, qui doit résister à des sollicitations particulières et répondre à certaines normes, est actuellement verrouillée par les limites de connaissances sur leur adaptabilité à être mis en forme et leur comportement mécanique final.

Des enjeux à la thèse

Ce travail de recherche entre dans le cadre d'un cofinancement entre l'ADEME (Agence De l'Environnement et de la Maîtrise de l'Energie) et la Région Centre et s'inscrit dans la thématique de l'allègement de pièces semi-structurale et structurales pour les industries automobiles par l'introduction d'une part plus importante de matériaux composites. Ce sujet

se situe par ailleurs dans une logique de recyclabilité des pièces en se focalisant sur des matériaux composites dits bio-sourcés, qui dans le cas de cette étude concernera des renforts à fibres naturelles.

Soixante-dix pourcents des pièces actuelles de l'automobile sont métalliques et concernent les pièces structurales et semi-structurales. Concernant ces pièces structurales fortement sollicitées, il est essentiel que les matériaux composites remplaçant les matériaux existants disposent d'un fort taux de renfort afin de maximiser les performances. Dans ce cas, des renforts bidirectionnels à fibres longues peuvent être utilisés et associés aux procédés de fabrication des pièces composites par imprégnation de résine, de manière similaire à la démarche conduite dans l'aéronautique, au travers des programmes Airbus.

Les objectifs de cette thèse sont de caractériser le comportement mécanique des renforts à fibres naturelles et notamment de lin et d'analyser leur formabilité afin d'être en mesure d'optimiser le processus de mise en œuvre du composite.

Le manuscrit s'organise en quatre chapitres :

Le **chapitre I** aborde quelques aspects généraux des renforts pour composites à base de fibres de lin aux différentes échelles du matériau. Un état de l'art sur le comportement des renforts tissés et leur mise en forme lors du procédé RTM sera présenté.

Le **chapitre II** est consacré à l'étude expérimentale de la déformabilité de différents renforts tissés de lin lors de l'étape de mise en forme sur poinçon à géométrie tétraédrique. L'influence des paramètres procédés et matériaux sera étudiée. Dans un premier temps sur le comportement global du renfort au travers des défauts générés au cours de la mise en forme puis sur le comportement local du renfort par la mesure optique des déformations des mèches. Le lien entre les états de déformations des mèches, les paramètres d'étude et les défauts générés (localisation et amplitude) sera explicité.

Le **chapitre III** est dédié à la mise en place d'un dispositif expérimental pour l'étude du défaut de boucles, observé lors de la mise en forme. La conception du prototype et l'instrumentation associée seront détaillées. Les premiers résultats expérimentaux seront présentés sur différents renforts et une étude paramétrique sera proposée afin de dégager un ou plusieurs critères d'apparition du défaut de boucles.

Le **chapitre IV** aborde la simulation de la mise en forme des renforts fibreux et plus particulièrement l'importance de la prise en compte des non-linéarités en tension observés pour les renforts à base de fibres de lin sur les résultats. Une validation sur géométrie hémisphérique sera proposée ainsi qu'une étude de sensibilité des paramètres.

Le **dernier chapitre** reprend les conclusions et développe les perspectives à la suite de ces travaux

Chapitre I : Renfort pour composites et comportement des tissés

Ce premier chapitre est une introduction à l'étude du comportement des renforts tissés de composites lors de leur mise en forme. Un état de l'art sur le comportement aux différentes échelles (fibre, mèche et renfort) du matériau et les différents moyens de mise en œuvre seront présentés.

I. Introduction aux matériaux composites et à leurs procédés d'élaborations

I.1. Définition d'un matériau composite

Par définition, un matériau composite est un matériau issu de la combinaison d'au minimum deux matériaux non miscibles. Le matériau possède des propriétés mécaniques supérieures à ses constituants pris indépendamment. Un matériau composite se définit comme un matériau résistant qu'on appelle renfort, noyé dans une matrice dont la résistance mécanique est beaucoup plus faible.

Le développement d'un matériau composite répond généralement à un besoin spécifique et dépend du procédé de fabrication utilisé. C'est pour cette raison qu'il peut être classé selon la nature du renfort ou de la matrice [BER98]. Cette classification est aussi et surtout fonction de l'objectif recherché par son utilisation.

Renfort : assure la tenue mécanique de la pièce (résistance et rigidité). Constitué de fibres de différentes origines :

- Minérale : fibre de verre (E, R), fibre de carbone
- Organique : fibre d'aramide comme le kevlar
- Métallique : Bore, aluminium
- Naturelles : lin, jute, chanvre, ...

Matrice : assure la cohésion de la structure, conserve la disposition géométrique du renfort et lui transmet les sollicitations auxquelles est soumise la pièce.

- Métallique : alliages d'aluminium, titane
- Minérale : carbure de silicium
- Organique : résines thermoplastiques (d'origines fossiles ou biosourcées) ou thermodurcissables

Dans le cadre de cette thèse, on s'intéresse principalement au comportement des renforts à base de fibres de lin et à leur déformabilité lors des procédés d'élaborations. Si les limites du comportement et les défauts propres à la préforme influent sur l'étape d'imprégnation [CAP14, OUA13], celle-ci ne fait pas l'objet de ces travaux.

En tenant compte du **Tableau 2**, les fibres de lin ont été retenues du fait que la France est le premier producteur mondial de lin et représente 75 % de la production européenne, un atout pour l’approvisionnement et l’économie locale, mais également retenues pour leur propriétés mécaniques proches de celles des fibres de verre, des densités plus faibles, offrant la perspective d’un allègement plus important, et de leur comportement vis-à-vis de l’environnement (renouvelable, recyclable et bilan carbone nul). De plus le laboratoire PRISME dispose de liens avec différents producteurs de lin, notamment le Groupe Depestele (France), offrant un point de vue en amont des applications techniques. Enfin, comparativement aux fibres de verre, les fibres de lin sont plus rentables (soumis à la variabilité du marché) [DIT12, JOS04].

I.2. Renforts de matériaux composites : une approche multi-échelle

La compréhension du comportement des renforts de matériaux composites s’appuie sur des phénomènes physiques à des échelles très différentes [BAD08].

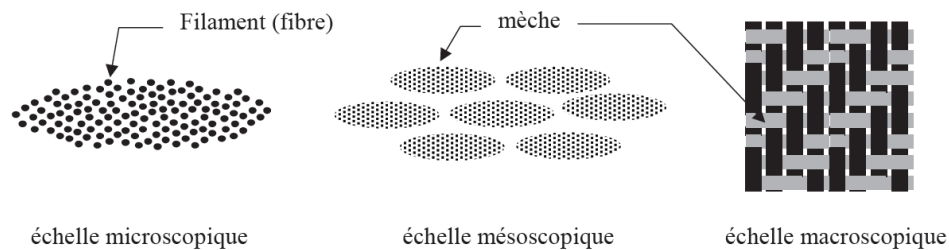


Figure 2 : Les échelles caractéristiques d’étude des matériaux composites

- Une échelle **microscopique** : celle des fibres ($\varnothing \approx 10\mu\text{m}$) qui tient compte de leurs mouvements et de leurs interactions mutuelles.
- Une échelle **mésoscopique** : celle des mèches qui tient compte de leurs mouvements et des interactions entre les fils constituant la mèche. Une mèche est un assemblage de plusieurs milliers de fibres.
- Une échelle **macroscopique** : celle de la pièce. La nature de cette pièce ou renfort peut être :
 - A fibres courtes (0.1-1mm) : fibres sans orientations préférentielles pour des applications à faibles sollicitations mécaniques.
 - A fibres longues (1-50mm) : fibres avec orientations préférentielles adaptées pour répondre à des sollicitations plus importantes.

Le comportement des fibres (rigidité forte en traction et faible en flexion), assemblées sous forme de mèches (alignement plus ou moins vérifié, interactions fibre-fibre), qui vont ensuite constituer la préforme (par tissage, tressage ou tricotage) de renfort (interactions mèche-mèche), va conditionner le comportement du matériau à l’échelle macroscopique. La

différenciation entre ces différentes échelles est alors essentielle. La thèse s'inscrit sur une approche macroscopique des renforts pour composites.

I.3. De la fibre au renfort

I.3.1. L'échelle microscopique : la fibre

I.3.1.a. Généralités sur la fibre de lin

Les fibres de lin, par comparaison avec les autres fibres végétales, sont parmi les plus fines (diamètre moyen de 20 μm) et les plus longues (de 5 à 80 mm et 30 mm en moyenne) [SUM10a SUM10b].

Le rapport L/d élevé est un paramètre important à prendre en compte lorsqu'il s'agit de fabriquer un composite unidirectionnel car la continuité du renfort est essentielle au même titre que la surface de contact entre la matrice et les fibres pour assurer un bon transfert de charge. La composition naturelle des fibres de lin a été décrite par plusieurs auteurs [BOS04, LEW06, LIL99].

Les fibres de lins sont composées principalement de cellulose, d'hémicellulose et de lignine. Ces composants créent une structure assimilable à celle d'un matériau composite avec l'hémicellulose jouant le rôle de la matrice et la cellulose celui du renfort. La constitution sous forme de parois est décrite **Figure 3**.

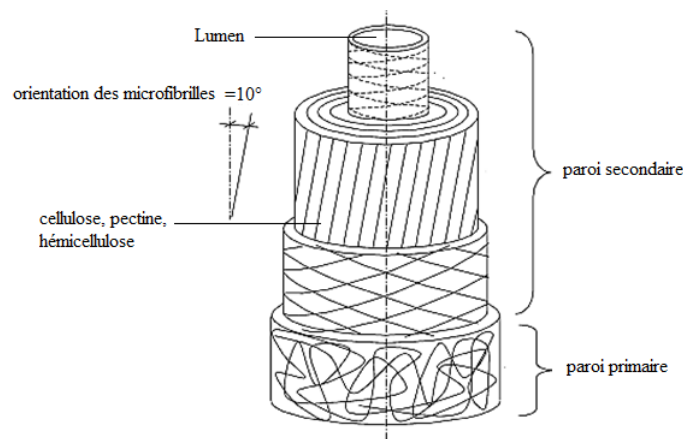


Figure 3 : Schématisation d'une fibre de lin [BAL02, STA01]

- Au centre : le lumen qui est une cavité qui contribue à la circulation de l'eau et sa taille permet de déterminer la qualité et le degré de maturité de la fibre
- Autour du lumen se trouve la paroi secondaire qui constitue la majorité du volume de la fibre et qui est divisée en 3 couches différentes. La couche centrale est la plus épaisse et est constituée de lamelles concentriques de cellulose parallèles entre elles dans une matrice de pectine. L'interphase matrice-lamelles est l'hémicellulose (*liant*). Dans ces lamelles, il y a des micro-fibrilles qui possèdent de bonnes propriétés mécaniques.

- La couche externe ou primaire est une paroi très poreuse, élastique et continue. Ses constituants principaux sont des pectines et quelques micro-fibrilles de cellulose orientées aléatoirement.

1.3.1.b. Propriétés mécaniques de la fibre de lin

Plusieurs auteurs préconisent l'usage de fibres de lin dans des applications structurales et de nombreuses études ont déjà été menées à l'échelle de la fibre sur le comportement mécanique des fibres de lin [BAL02, BAL05a, BAL05b, BAL12, BOD07, BOS02, BOS04, BOS06, CHA07, CHA09, CHA11a, CHA11b, CHA11c, GOU03, GOU06, GOU07]. Ces études ont révélé des propriétés mécaniques en traction très prometteuses à partir des courbes effort-déplacement (module de Young, résistance à la traction et densité). Ces propriétés ont été répertoriées dans le **Tableau 2**.

Des essais cycliques en traction [BAL00, BAL02] ont montré une augmentation de la rigidité de la fibre et une disparition de la non-linéarité caractéristique en début de cycle. Ce phénomène est attribué à la réorganisation irréversible de la structure de la fibre qui passe par la modification de l'angle micro fibrillaire [BAL02].

Il a été remarqué que la fibre de lin pouvait être considérée comme étant un matériau composite composé de cellulose (micro fibrilles) et de pectine (matrice). Baley [BAL02] et Charlet [CHA08] ont montré qu'à partir des propriétés des différents constituants (module d'élasticité et fraction massique moyenne), il était possible d'estimer le module d'élasticité de la fibre. Bergander [BER02] a mis en évidence le fait que le module d'élasticité de la cellulose détermine majoritairement celui de la fibre et McLaughlin [McL80] et Gassan [GAS01] que la teneur en cellulose ainsi que l'angle micro fibrillaire influence la rupture en traction de la fibre.

Certaines études ont également montré que les propriétés mécaniques de la fibre pouvaient être influencées par plusieurs facteurs liés à la structure de la fibre (diamètre du lumen), à la teneur en eau ou encore à la température.

1.3.1.c. Défauts des fibres de lin

De manière générale, les défauts conditionnent les propriétés mécaniques des matériaux. Or comme le montre [BAL02], il existe de nombreux défauts appelés nœuds ou dislocations (**Figure 4**) au sein même de la fibre qui apparaissent lors de la croissance ou de la récolte [DIT12] de cette dernière et qui influence les propriétés internes de la fibre (% de cellulose par exemple). Ces défauts correspondent généralement aux zones de ruptures de la fibre lors d'essais de traction. Difficilement prévisibles et irréversibles, ils sont la cause de la grande dispersion dans la mesure des propriétés mécaniques de la fibre [YAN14], ces défauts étant différents d'une fibre à l'autre.

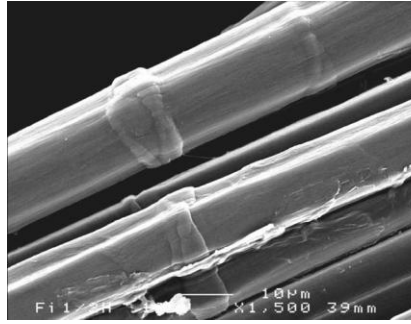


Figure 4 : Exemple de défaut de type nœud ou dislocation [BAL02]

L'impact de la variété de lin sur les propriétés mécaniques de la fibre (module de Young, déformation et contrainte à rupture) a été étudié par [BOU13], mettant en évidence le lien entre la composition chimique de la fibre et leurs propriétés mécaniques. Cette composition chimique est influencée par les conditions de croissance de la fibre comme le souligne également [DIC14]. L'influence de divers traitements chimiques de surface est abordé par [AZW13] et [KAB12] qui font également état de la sensibilité des fibres aux traitements thermiques et à l'absorption d'humidité. Une synthèse des différents facteurs influençant les propriétés en tensions des fibres est présentée par [YAN14]. Les conditions expérimentales auxquels s'ajoutent les traitements de surface changent les propriétés des fibres et l'augmentation de l'humidité relative conduit à une chute des modules des fibres. De plus, en réduisant les longueurs de fibres [PAN97, YAN14], la probabilité de trouver des défauts critiques est beaucoup plus faible et par conséquent la résistance des fibres augmente.

I.3.2. L'échelle mésoscopique : la mèche

A l'échelle macroscopique, un renfort est constitué de plusieurs mèches assemblées entre elles.



Figure 5 : Stratofil ou Roving (a) et Retors (b)

Ces mèches sont elles-mêmes des assemblages de fibres et/ou de filaments dont la structure varie selon la méthode de fabrication :

Stratofil (ou roving) : ces mèches résultent de l'assemblage par juxtaposition des fibres sans torsion (**Figure 5-a**) dont la cohésion est assurée par ensimage. Le comportement de cette architecture à l'échelle des mèches est encore peu exploré, que ce soit sur les propriétés de cohésion de l'ensimage et son influence sur la mise en œuvre du composite. Ces différents aspects ont été abordés par Moothoo [MOO13] dans le cadre du développement d'une structure composite par enroulement filamentaire. Leur déformabilité à la mise en forme sous forme de renfort a été également éprouvée sur des géométries complexes [OUA12].

Retors (ou twistées) : ces mèches résultent de l'assemblage de fils retordus (**Figure 5-b**) dont la cohésion est assuré par adhérence fibre-fibre.

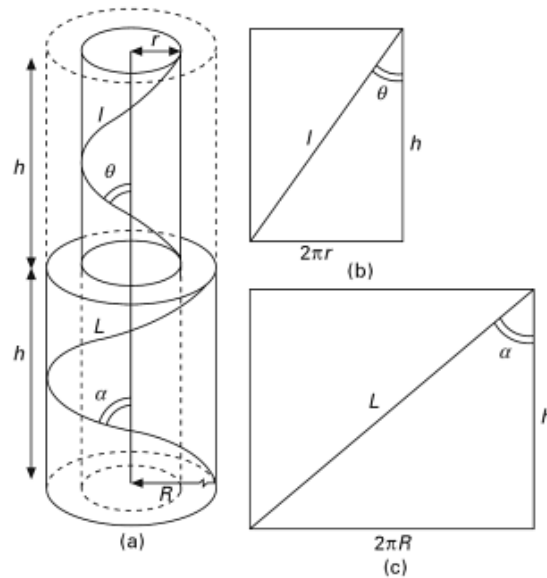


Figure 6 : Géométrie hélicoïdale d'une mèche twistée (a) sur un rayon r (b) et sur la surface de la mèche (c) [HEA59]

Les fibres qui constituent les mèches twistées sont caractérisées (**Figure 6**) par un angle de twist θ suivant le rayon r qu'elles décrivent ($r=R$ sur la surface extérieure de la mèche) et le twist T (en tr/m) [HEA59, SHA13b]. L'Équation 1 fait le lien entre ces différents paramètres.

$$\tan(\theta_r) = \frac{2\pi r}{h} = 2\pi r T \quad \text{Équation 1}$$

Comparativement au roving, l'effet de torsion imposé engendre une modification du comportement non-linéaire lorsque la mèche est sollicitée en traction. La mèche perd alors sa torsion, conduisant à son allongement. Le rayon de la mèche s'en retrouve diminué, induisant une augmentation de la fraction volumique de fibres.

Goutianos [GOU06] a montré que cette architecture de mèche diminuait la perméabilité de la mèche et ne favorisait pas son imprégnation. Cette conclusion n'est pas anodine, puisqu'il s'agit de critères déterminant pour la mise en œuvre des composites. Il a également montré [GOU03] que l'augmentation du twist de la mèche, au-delà d'une certaine limite, réduisait sa résistance à la traction. Gu [GU13] s'est intéressé à l'optimisation de la trajectoire des fibres par un modèle de mèche twistée idéalisée conduisant à la définition d'un facteur optimal d'orientation de fibre de Krenchel. Mustata [MUS10] s'est intéressée aux propriétés mécaniques en traction de mèches twistées en fibres de lin et de chanvre dans un état sec et humide. Les conditions de ruptures associées à ces mèches ont notamment été déterminées. Enfin, l'inconvénient d'une telle architecture est que les propriétés mécaniques des fibres ne sont pas totalement exploitées de part leur non-alignement avec l'axe de la mèche.

Comélées : ces mèches résultent du mélange à l'état solide de fibres renfort et de résine thermoplastique également sous forme de fibres. Les résines PP (Polypropylène), PE (Polyéthylène) et les résines biodégradables PLA (Polylactic acid) sont actuellement à l'étude, notamment dans le cadre de composites à base de fibres de lin [ZHU13]. Oksman [OKS03] a par ailleurs investigué le comportement mécanique en traction sur fibres pures PLA et PP, ainsi que sur mèches comélées PLA/lin et PP/lin, montrant de meilleures propriétés avec une considération PLA. Au final, cette technologie doit garantir une meilleure répartition de la matrice au sein de la mèche.

Pré-imprégnée (ou Prepreg) : ces mèches constituent un composé mixte de fibres et de résine dans un état de pré-polymérisation. On trouve aujourd'hui des produits bio-sourcés à base de fibres de lin et de résine (PA11) elles-mêmes bio-sourcées (TWINFLAX P-PREG).

I.3.3. L'échelle macroscopique : le renfort

L'agencement des mèches pour former un renfort n'est pas unique. On distingue plusieurs classes de renforts [AIM07, BER98, CHO92, ELH06, NGU11a].

- Les mats (Figure 7-a) sont des renforts qui résultent d'un enchevêtrement aléatoire de fibres continues ou discontinues dans le plan, maintenues les unes aux autres par ensilage. Cette absence d'orientation conduit à un comportement mécanique isotrope.
- Les renforts 1D (unidirectionnels dits UD) (Figure 7-b): Les mèches sont orientées dans une seule direction et maintenues par des mèches de faibles sections. Les propriétés mécaniques du composite sont fortement dépendantes de cette orientation et l'effet d'ondulation est grandement réduit.
- Les Non-Crimp Fabrics (NCF) sont un assemblage par fils de couture de nappes d'unidirectionnels, orientées différemment les unes par rapport aux autres. Ce type d'architecture ne présente aucune ondulation, le rendant très rigide en traction dans les directions des nappes.
- Les renforts 2D sont des renforts qui résultent de l'entrelacement de mèches (chaîne et trame) pour former une surface à deux directions. On distingue les structures tressées, tissées et tricotées (Figure 7-c et d).
- Les renforts 3D : On parle de renforts 3D (Figure 7-e) lorsqu'on intègre des mèches dans la direction verticale (ou épaisseur) des renforts 2D, assurant la résistance dans les trois directions. De même que pour les renforts 2D, on retrouve des structures tressées, tricotées, tissées mais également cousues.

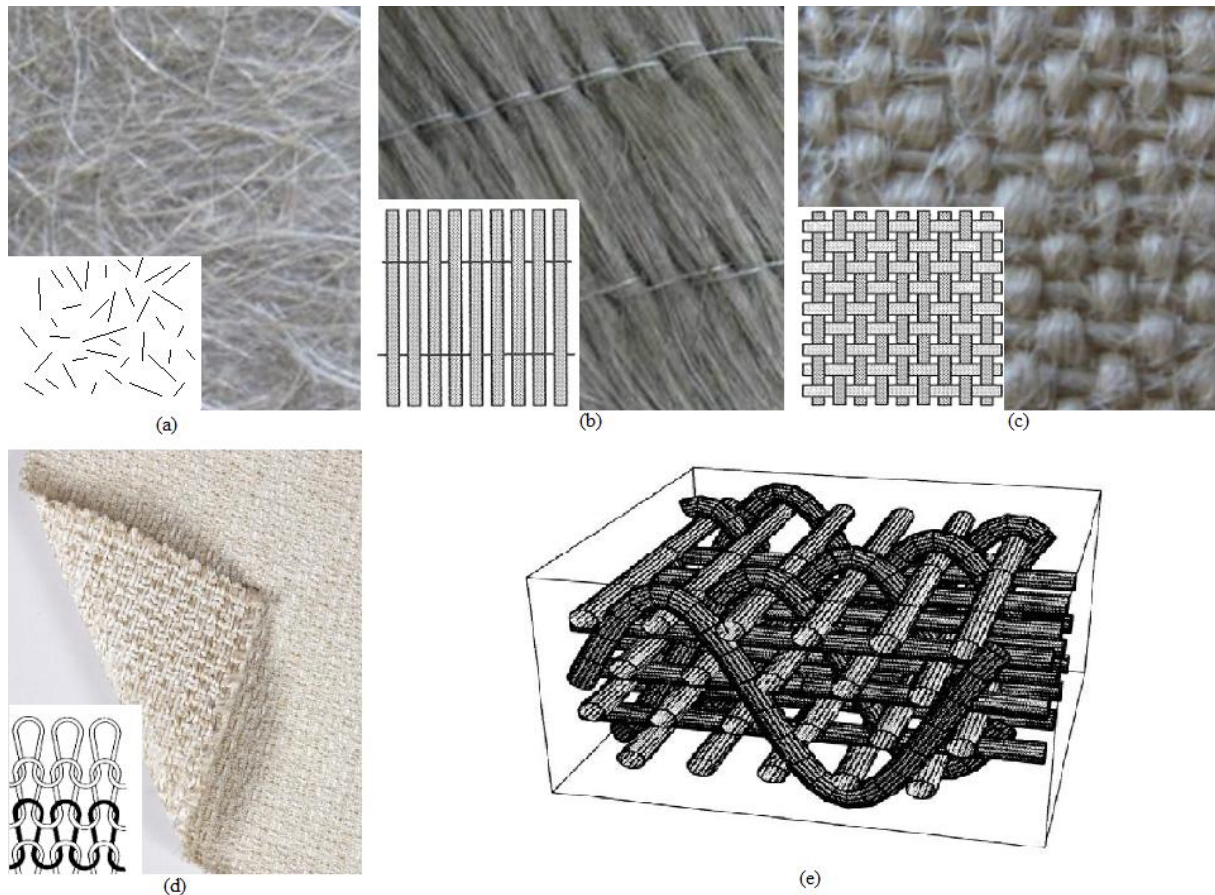


Figure 7 : Exemples d'architectures de renfort – mat (a), UD (b), tissé 2D (c), tricot 2D (d), 3D (e)

A l'heure actuelle, les applications composites automobiles à bases de fibres naturelles concernent essentiellement les pièces d'habillage (pièces non structurales), à l'exemple des panneaux d'intérieurs [YAL13] ou pour des éléments isolants (thermiques et acoustiques) [FAG13]. Elles sont majoritairement élaborées à partir de renforts non-tissés (architectures mats) [CAR13]. Cependant dans le développement de pièces semi-structurales ou structurales, ces architectures ne répondent pas aux attentes, présentant des propriétés mécaniques moindres que les renforts orientés comme les unidirectionnels [VAN03] ou les tissés.

Dans le cadre de cette thèse, un intérêt a été porté sur les renforts à fibres orientées, notamment les renforts tissés, plus aptes à répondre à cette problématique structurale.

I.4. Notions sur les renforts tissés

L'armure du tissu résulte de l'entrecroisement de fils disposés dans le sens de la chaîne et de fils dans le sens de la trame.

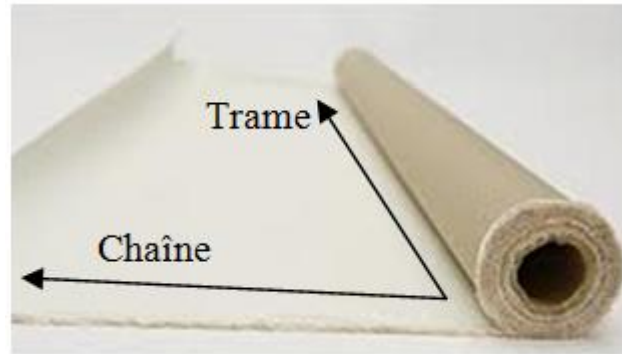


Figure 8 : Convention trame et chaîne

Chaîne : ensemble des fils parallèles au sens d'avancement du tissu en cours de fabrication.

Trame : ensemble des fils perpendiculaires aux fils de chaîne, nommé aussi duites.

Suivant l'armure considérée, on définit un rapport d'armure qui constitue le plus petit motif répétitif dans le tissu (nombre de trames x nombre de chaînes).

Dans le cas des structures tissées les mèches présentent une ondulation. Cette ondulation est quantifiée par l'embuvage et le retrait exprimé en pourcentage et calculé à partir des longueurs de mèches et de tissu [AIM07] suivant l'Équation 2.

$$\text{embuvage ou retrait} = \frac{\text{longueur de la mèche} - \text{longueur du tissu}}{\text{longueur du tissu}} \times 100 \quad \text{Équation 2}$$

Embuvage : différence entre la longueur de fil de chaîne extrait du tissu à l'état tendu et la longueur de ce même fil inséré dans le tissu.

Retrait : différence entre la longueur de fil de trame extrait du tissu à l'état tendu et la longueur de la même trame insérée dans le tissu.

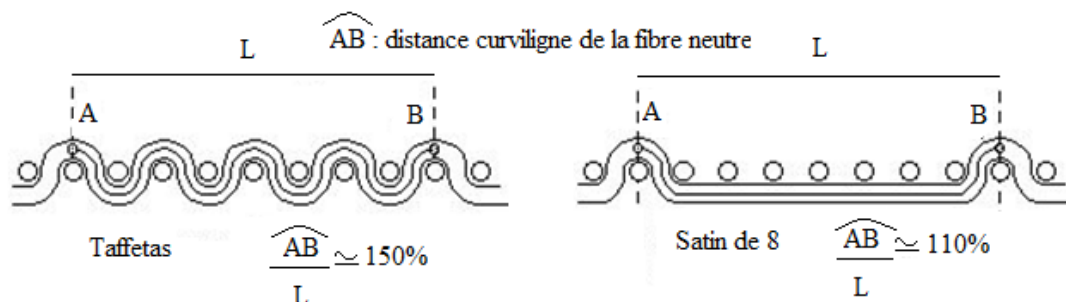


Figure 9 : Principe de mesure de l'embuvage des structures tissées 2D

L'embuvage et le retrait seront d'autant plus élevés que l'état d'ondulation du tissu sera important (**Figure 9**). Ce phénomène entraîne une modification du comportement du tissu comparativement à celles des fils constitutifs.

Les mèches sont caractérisées par leur densité linéique, correspondant à la masse par unité de longueur [BER98]. Cette mesure est donnée par le **tex**, correspondant à la masse d'une mèche de 1 000 mètres :

$$1 \text{ tex} = 1 \text{ g/km}$$

On introduit également la notion d'équilibre du renfort. Cet équilibre sera d'autant plus grand que les propriétés géométriques et mécaniques, dans les deux directions du renfort, seront identiques. Cet équilibre repose sur :

- Ratios *nombre de chaîne/renfort* et *nombre de trame/renfort* se rapproche de 50% alors on contribue à l'équilibre du renfort.
- Comportement mécaniques des chaînes et des trames
- Densités de fibres des chaînes et des trames
- Des dimensions (épaisseur et largeur) des chaînes et des trames
- L'armure du renfort tissé

I.5. Architecture de l'étude

Les renforts qui nous intéressent plus particulièrement dans le cadre de l'étude sont les renforts tissés 2D. Ce type de renfort est obtenu par entrelacement perpendiculaire de mèches. On appelle chaîne le fil placé dans le sens de la longueur du tissu, et trame celui entraîné transversalement par la navette pour former le motif du tissage. Leurs motifs ou armures de tissage sont très variables (**Figure 10**) :

- **La toile ou taffetas** : le fil de trame passe alternativement au-dessus puis au-dessous de chaque mèche de chaîne.
- **Le sergé nxm** : le fil de trame passe au dessus de **m** fils de chaîne, chacun passant à son tour sur **n** fils de trame. Les points de liage successifs forment une diagonale.
- **Le satin de n** : chaque fil de trame flotte au dessus de (**n-1**) fils de chaîne. Les points de liage ne sont pas consécutifs.

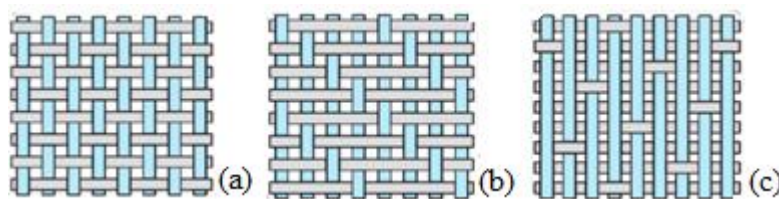


Figure 10 : Armures pour un renfort tissé 2D. Taffetas (a) Sergé 3x1 (b) et Satin de 8 (c)

En règle générale, plus on réduit les entrelacements de mèches, plus le renfort va gagner en souplesse et en déformabilité. C'est le cas des architectures satin qui sont très souples et qui sont plus à même de convenir à la mise en forme de pièces à surfaces complexes. Les taffetas, au contraire, sont très rigides. Leur embuvage important réduit les propriétés mécaniques du renfort [BRO14]. Le sergé s'adapte bien au cisaillement plan, lui donnant une forte drapabilité [LON05].

I.6. Comportement mécanique des renforts tissés

Les études antérieures menées entre autre sur les renforts de carbone, ont montré que les déformations lors du préformage de renforts sont complexes et sont une combinaison de plusieurs phénomènes [LON07] : traction biaxiale, cisaillement plan, traction dans les mèches, mais également de la compaction et du frottement lors d'essais de préformage de multiplis et de la flexion.

I.6.1. Essais de traction

L'un des mécanismes forts lors de la mise en forme des renforts tissés concerne leur comportement en traction dans les deux directions de mèches induit par les méthodes de maintien (serre-flan). Ce comportement est dit biaxial car le comportement dans une direction sera influencé par l'état de tension dans l'autre direction [LON05].

Ce comportement est caractérisé par la machine de traction biaxiale présentée **Figure 11**.

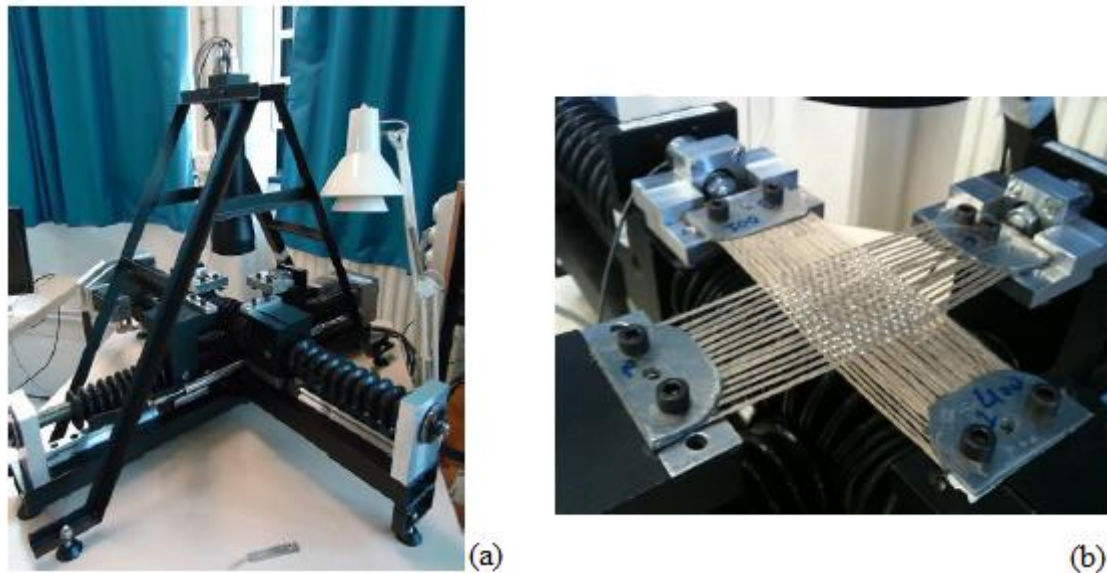


Figure 11 : Machine de traction biaxiale (a) et échantillon caractéristique (b)

La géométrie des éprouvettes est présentée **Figure 12**. Le principe de l'essai de traction biaxiale consiste à imposer un déplacement indépendant suivant les deux directions (chaîne et trame) via deux axes pilotés en vitesse.

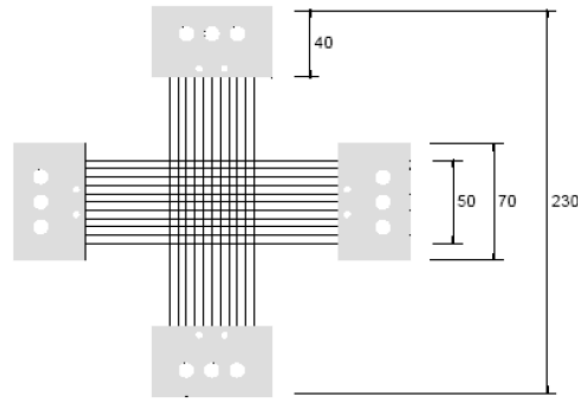


Figure 12 : Dimensions des éprouvettes biaxiales [DUO08]

On définit alors un rapport de vitesses de sollicitation du renfort dans le sens chaîne et le sens trame (**Équation 3**) qui induit un rapport de déformation dans chacune de ces directions.

$$k_c = \frac{V_{chaîne}}{V_{trame}} \text{ et } k_t = \frac{V_{trame}}{V_{chaîne}} \quad \text{Équation 3}$$

Le comportement caractéristique des renforts tissés pour différent k peut être décrit par la **Figure 13**. A la différence du comportement en traction des mèches seules considéré comme linéaire, une non-linéarité, plus ou moins marquée, est observé en début d'essai.

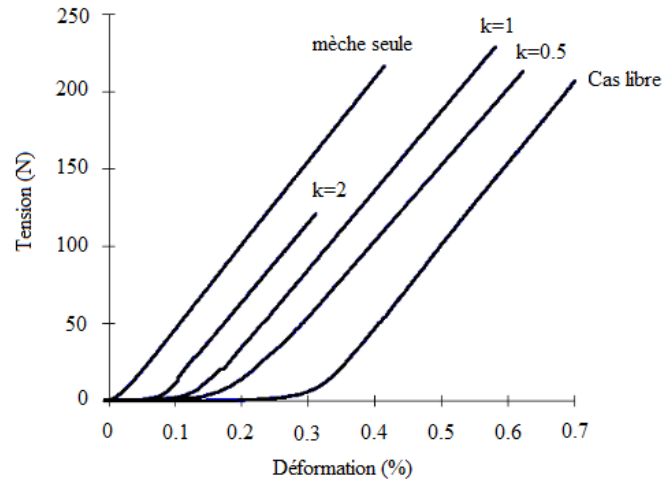


Figure 13 : Courbes caractéristiques biaxiales des renforts à différent rapport de déformation k [BUE98]

Cette non linéarité, caractéristique d'une rigidification progressive, provient de l'embuvage du tissé, c'est-à-dire de l'ondulation naturelle des mèches, due au tissage, dans les deux directions du renfort.

Lorsque le chargement du renfort débute, l'état d'ondulation des mèches est modifié et ces dernières tendent vers un état rectiligne.

Dans le cas d'un essai uniaxial ($k=0$), les mèches soumises à l'effort en tension vont se désonduler et les mèches transverses, libres de se déplacer, vont fortement s'onduler. La désondulation achevée, le comportement devient linéaire et tend vers celui de la mèche [BOI04, BUE98].

Dans le cas d'un essai biaxial, les deux réseaux de mèches vont subir une désondulation jusqu'à un état d'équilibre géométrique où un phénomène de compression transverse apparaîtra, entraînant une rigidification du renfort (comportement linéaire) [BOI04]. La non-linéarité est moins marquée que pour un essai uniaxial car la désondulation est moindre et la rigidité demeure inférieure à celle de la mèche.

I.6.2. Essais de cisaillement

Le mécanisme de cisaillement correspond à une rotation des mèches autour de leurs intersections. Associé à une faible résistance en flexion, la capacité d'un matériau à se cisailer permet de générer les formes tridimensionnelles sans froisser ni plisser le renfort. Ce mécanisme est l'un des modes de déformation principal qui s'opère lors du préformage des renforts.

Deux protocoles sont classiquement utilisés pour identifier le comportement en cisaillement d'un renfort tissé [BOI04, CAO08] :

- L'essai de cadre également appelé "Picture Frame"
- L'essai de tension à 45° appelé "Bias-test".

Le Bias-test est une des expérimentations existantes permettant de caractériser le comportement du tissu en cisaillement [BUE01, LAU08, LEE08, LON05, SHA03, ZHU07]. Il consiste à effectuer un essai de traction sur un renfort tissé. L'orientation entre la direction de sollicitation et l'orientation du réseau est de $\pm 45^\circ$.

Si le rapport de dimensions (correspondant au rapport entre la longueur et la largeur initiale de l'éprouvette) est au moins égal à 2, trois zones peuvent par conséquent être distinguées après déformation [LAU08] comme représenté **Figure 14** :

- Une zone en cisaillement pur (**Zone A**) : les deux directions de mèches sont libres (non maintenues par les mors). On parle de cisaillement pur du fait qu'il n'existe en théorie aucune tension des mèches dû à leur liberté.
- Une zone en demi-cisaillement (**Zone B**) : l'angle de cisaillement correspond à la moitié de l'angle de la zone en cisaillement pur. Une direction de mèche est maintenue par les mors, l'autre reste libre.
- Une zone sans cisaillement (**Zone C**) : les deux directions de mèches sont maintenues par les mors, empêchant toute déformation.

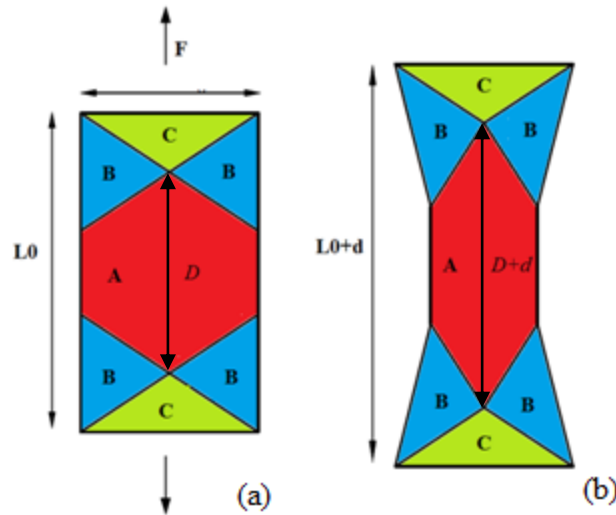


Figure 14 : Comportement théorique d'un essai de cisaillement. Etat initial (a) et déformé (b)

En se basant sur la géométrie déformée de l'éprouvette, dans la zone de cisaillement pur, l'angle de cisaillement peut être calculé analytiquement par l'Équation 4 :

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2\arccos\left(\frac{D+d}{\sqrt{2}D}\right) \quad \text{Équation 4}$$

Avec D et d sont respectivement la longueur de diagonale de la zone A et le déplacement de mors mobile de la machine de traction.

L'influence du cisaillement sur la fraction volumique de fibres a été étudiée [BIC97] et une relation, valable dans le cas du cisaillement pur et donné par l'Équation 5, a été établie pour déterminer la fraction volumique de fibres après cisaillement :

$$V_{f\gamma} = \frac{V_{f0}}{\cos\gamma} \quad \text{Équation 5}$$

Avec V_{f0} la fraction volumique de fibres avant cisaillement et γ l'angle de cisaillement.

Enfin, il a été montré [BOI11] que la mise en forme de structures complexes, à double courbures ou plus, nécessitait des renforts favorisant le cisaillement aux grands angles. Les renforts actuels atteignent des angles limites de l'ordre de 40° à partir desquels des problèmes de mise en forme peuvent apparaître. On emploie alors le terme d'angle de blocage (Figure 15).

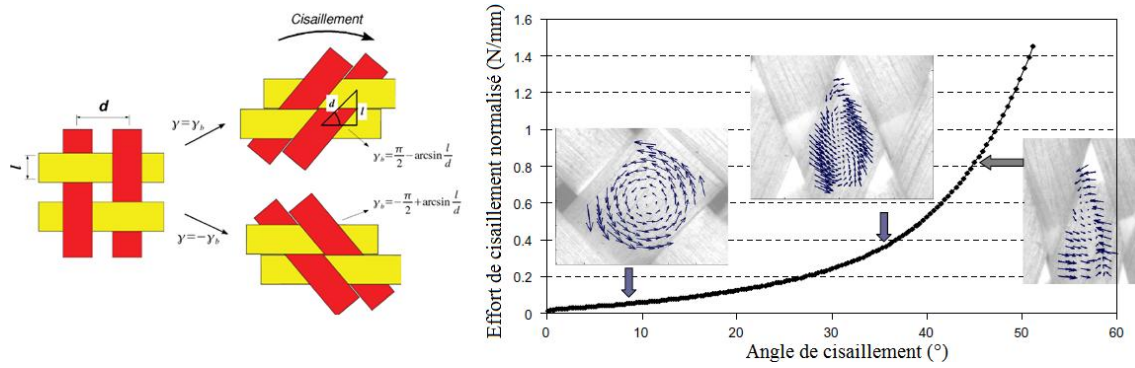


Figure 15 : Angle de blocage [AGO11] et courbe caractéristique de cisaillement [LAU08]

Le Picture Frame permet également de caractériser le comportement en cisaillement d'un tissu. Ce tissu est théoriquement sollicité en cisaillement pur sur toute sa surface au travers d'un cadre articulé comme le montre la **Figure 16**.

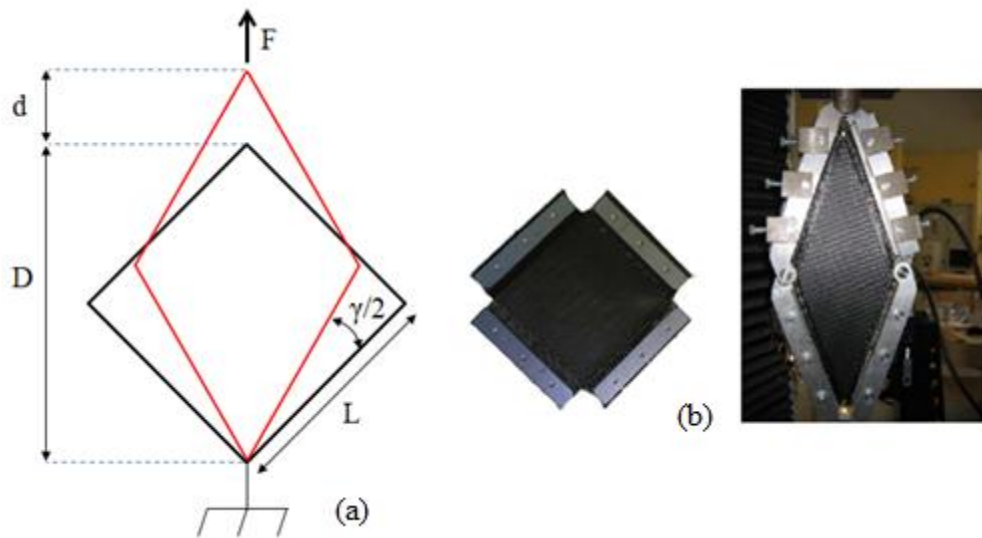


Figure 16 : Principe du Picture Frame (a), éprouvette à l'état initial et dispositif (b) [GAT10]

Comme pour le Bias-test, l'angle de cisaillement peut être calculé [McG98] via l'Équation 6.

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2\arccos\left(\frac{\sqrt{2} + d}{2L}\right) \quad \text{Équation 6}$$

Cependant, ce type d'essai présente certaines contraintes par rapport au Bias-test :

- L'alignement initial des mèches par rapport aux bords du cadre modifie le comportement en cisaillement. Si cette condition n'est pas respectée, des tensions peuvent parasiter les mesures de cisaillement [WIL08].
- Il a été mis en évidence par [LAU08] l'influence des tensions dans les directions chaîne et trame lors de l'essai du Picture Frame. La suppression de ces tensions amène à des résultats proches de ceux obtenus avec le Bias-test.

Dans le cadre de cette étude, seuls des essais de cisaillement à l'aide du bias-test ont été réalisés, car plus simples expérimentalement à mettre en place.

I.6.3. Essais de frottement

Lors de la mise en forme des renforts monoplis, les propriétés de contact entre l'outil et le renfort sont essentielles. Dans le cadre de mise en forme multiplis, le contact renfort/renfort doit être également pris en compte. Ce comportement a été étudié sur banc dédié avec des renforts de verre et de carbone [ALL12, HIV12, NAJ14]. Des variations importantes du coefficient de frottement ont été mesurées. Quelques exemples sont donnés **Figure 17**.

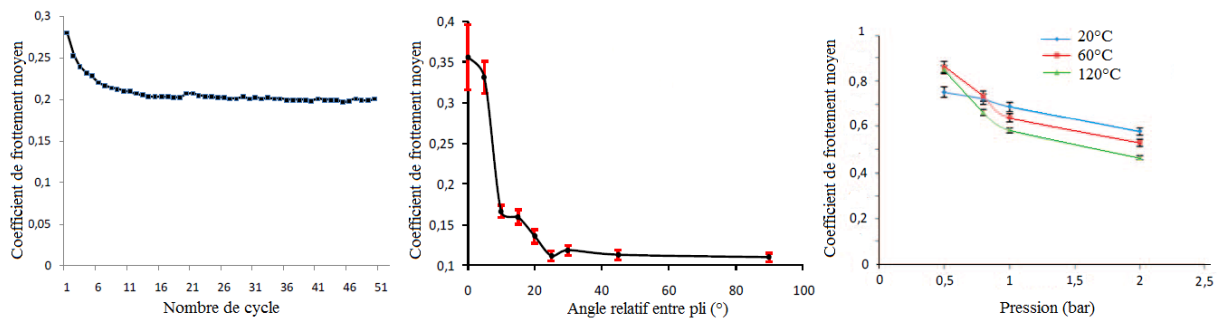


Figure 17 : Influence du nombre de cycle [HIV12], de l'angle entre pli [ALL12] et de la température [NAJ14] sur le coefficient de frottement

L'orientation et le déplacement relatif entre deux renforts ou encore le nombre de cycle de frottement participent à cette tendance. Le coefficient de frottement dépend alors des contacts entre mèche suivant toutes les directions (chaîne/chaîne, trame/trame et chaîne/trame). Le positionnement entre deux plis va alors être déterminant (**Figure 18**).

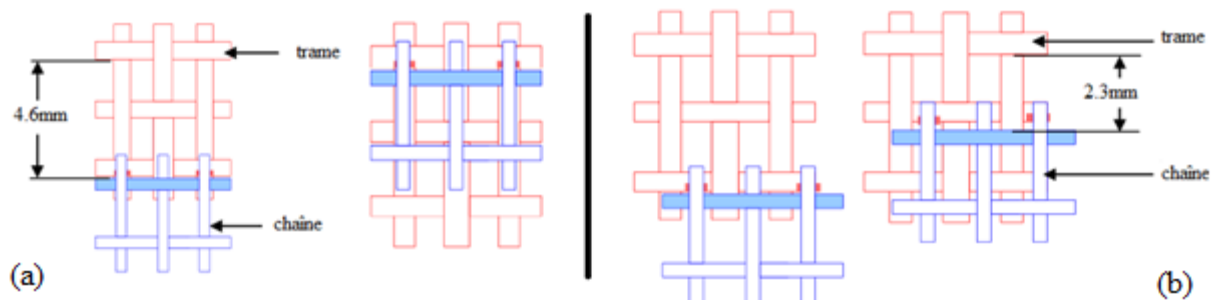


Figure 18 : Influence du positionnement entre plis - alignés (a) et décalés (b) [HIV12]

I.6.4. Essais de compaction

La mise en forme des renforts tissés fait apparaître un phénomène de compaction suivant l'épaisseur du renfort (compression transverse), entraînant une augmentation du volume de fibres. La porosité du matériau est alors modifiée et influe sur la perméabilité du renfort lors de l'étape d'injection.

Les essais de compaction sur renfort [NGU11b, ROB99] consistent à étudier l'influence de l'effort transverse et du nombre de plis sur le taux de fibres ou l'épaisseur du renfort (**Figure 19**).

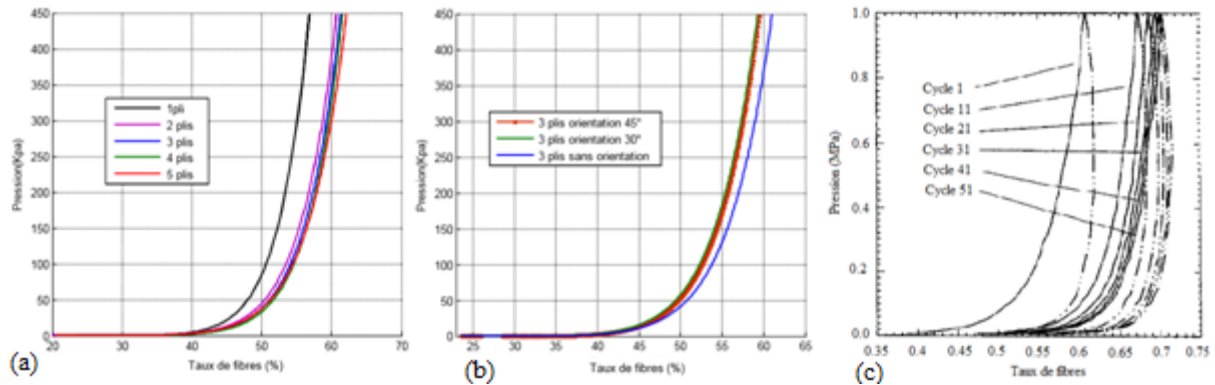


Figure 19 :Influence de la pression sur le taux de fibres suivant le nombre de plis (a), l'orientation des plis (b) [NGU11b] et le nombre de cycles (c) [ROB99].

I.6.5. Essais de flexion

Le comportement en flexion et notamment sa rigidité est un facteur important dans la formation du plissement du renfort au cours de la mise en forme. Ce comportement est caractérisé par une relation moment-courbure fléchissant introduite par [KAW80, PEI30]. Un essai cantilever adapté aux renforts épais et plus rigides a été proposé [BIL10] où le renfort est mis en flexion par son propre poids, sur différentes longueurs.

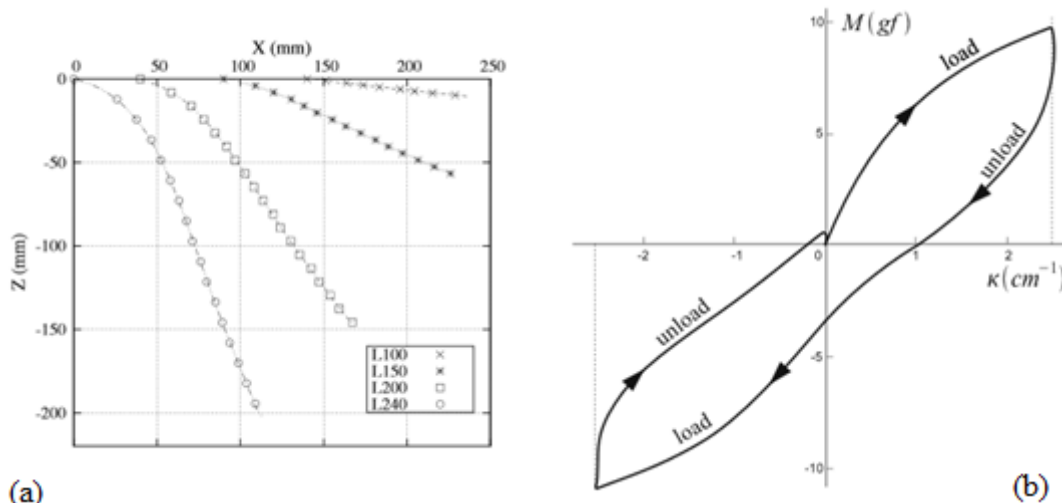


Figure 20 : Courbes de flexion suivant la longueur d'échantillon (a) et comportement courbure-moment fléchissant caractéristique d'un renfort (b) [BIL10]

Une thèse, débutée en 2012 au sein du laboratoire PRISME d'Orléans par Amal Bassoumi, s'inscrit dans l'étude du comportement en flexion de mèche et renfort en fibres de lin. L'influence de la composition du renfort et le taux d'humidité sur la rigidité a pu être investigué [BAS13].

I.6.6. Défauts des renforts

Des défauts tout au long de la chaîne de fabrication vont entraîner une variabilité conséquente sur les propriétés mécaniques. A l'échelle de la fibre lors des différentes étapes de récolte, du rouissage (étape de macération de la plante) au peignage [BAL14b, MAR14]. De plus, lors du tissage des renforts, les chaînes sont mises en tension pour permettre le passage des trames (Figure 21). La manipulation mécanique et les frottements induits conduisent à une dégradation des propriétés mécaniques des fibres et à des écarts de propriétés entre chaînes et trames plus ou moins importants.

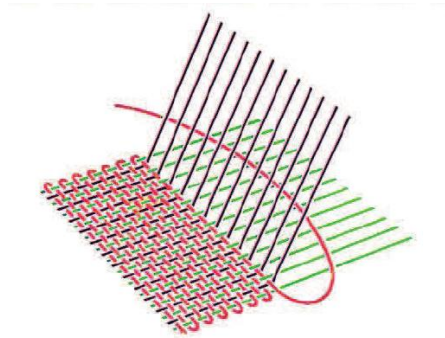


Figure 21 : Schématisation de l'opération de tissage [CAP12b]

La thèse débutée en 2012 par Emilie Capelle doit amener à l'optimisation du procédé de tissage des renforts en lin afin de limiter les dégradations infligées aux fibres et pour générer des renforts sur-mesure qui doivent répondre à des problématiques de drapabilité.

I.7. Mise en forme des renforts tissés

Le développement des composites à fibres de lin a principalement été fait sur la base de renforts de type mats (fibres disposées aléatoirement). Cependant ce type de renfort ne permet pas de générer des composites à applications semi-structurales ou structurales où l'orientation des fibres tient toute son importance. A l'heure actuelle, les composites à base de fibres de lin sont employés dans des applications non-structurales variées [ECOTECHNILIN14, LELIN14, LINEO14] :

- **Automobiles** : tablettes arrières, fond de coffre, passage de roues, plancher de bord (*Opel Astra et Zafira*), panneaux de porte (*Citroën C5, Peugeot 607*)
- **Sports** : raquette de tennis *Artengo* (10 à 25% lin intégré), vélo *Museeuw MF5* (80% lin intégré)
- **Loisirs** : bateau *Mini Transat 6.50 'Araldite'* (50% lin intégré), kayak de mer développé par la société française *Plasmor*.
- **Design** : mobilier en lin composite (marque *Saintluc*)

Afin d'étendre leur champs d'application, un grand travail sur l'architecture des mèches et des renforts est alors nécessaire.

Un autre enjeu repose sur la maîtrise des procédés de fabrication. Il est nécessaire de définir et caractériser mécaniquement ces nouveaux matériaux, soumis à des procédés de mises en forme adaptés à l'industrie de grand rendement, pour conformer ou non leur intégrité en termes de performances.

I.7.1. Etat de l'art sur les procédés de mise en forme et de dépose des renforts

Le choix de ces procédés intervient notamment lorsque des exigences technico-économiques en terme de cadences, de complexité de formes et d'investissements apparaissent.

I.7.1.a. Le drapage

Ce procédé constitue la méthode de base pour mettre en œuvre les composites. Le principe consiste à placer manuellement des couches successives de renforts sur un moule puis à les imprégner de résine. Après durcissement de la résine, la pièce est démoulée. Très facile à mettre en œuvre et peu coûteux, le drapage nécessite une main-d'œuvre qualifiée et permet de faire des pièces variées mais pour de petites séries.

I.7.1.b. L'enroulement filamentaire

L'enroulement filamentaire [ABD07, COMPOSITEC14] est également un procédé de mise en forme des renforts composites, spécifiques à la réalisation de corps creux. C'est un procédé automatisé qui permet d'enrouler un renfort autour d'un mandrin, généralement un roving (bobine), préalablement passé dans un bain de résine (**Figure 22-a**). Le système de guidage de la nappe se déplace le long du mandrin par un mouvement de va-et-vient. Le réglage de cette vitesse de déplacement par rapport à la vitesse de rotation du mandrin permettra d'obtenir différents types d'enroulement (**Figure 22-b**)

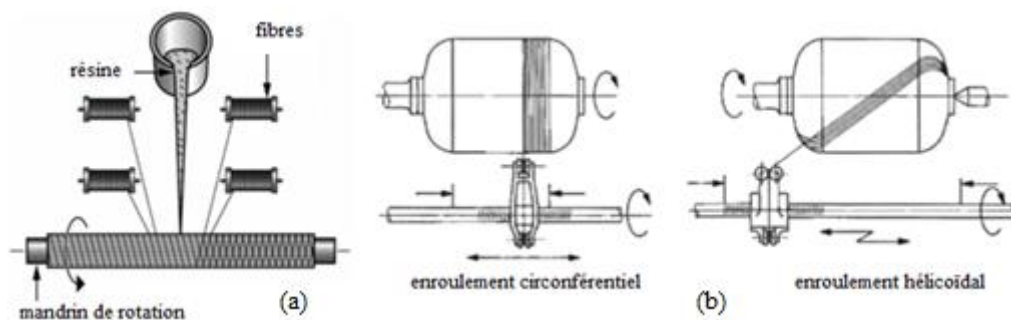


Figure 22 : Principe de l'enroulement filamentaire (a) et types d'enroulements (b)

Ce type de procédé permet d'obtenir des renforts avec de très bonnes propriétés mécaniques, offrant la possibilité de faire des pièces de grandes dimensions aux surfaces internes lisses. Néanmoins les formes adoptées sont restreintes et demandent des investissements importants.

I.7.1.c. Les procédés LCM

Parmi les procédés de fabrication employés pour les composites, les procédés de moulage par transfert de résine dits « *Liquid Composite Molding* » (LCM) présentent un excellent potentiel

pour produire en grande série, d'où leur intérêt croissant [BAT09, BER97]. L'infiltration de résine par injection et celle par infusion sont les deux grandes familles constituant la gamme des procédés LCM :

Infiltration de résine par injection :

Elle constitue une famille de procédés de mise en forme des composites, dans lesquels un renfort est placé dans un moule fermé et dans lequel une résine liquide est injectée, en un ou plusieurs points, en appliquant un gradient de pression. Ensuite, la résine thermodurcissable réticule dans le moule avec l'élévation de la température pour former la matrice. La pièce peut être démoulée une fois cette phase de cuisson terminée [BER98, OWE09].

- **moulage par transfert de résine (« Resin Transfer Molding » ou RTM) :** fermeture du moule à pressions comprises entre 2 et 11 bars et imprégnation de la résine réalisée à basses pressions. Cette configuration nécessite des moules massifs (métalliques).
- **moulage par transfert de résine « light » (« Resin Transfer Molding Light » ou RTM-Light) :** la fermeture du moule est assistée par le vide. L'aspiration engendrée facilite l'écoulement de la résine par gravitation et les plus basses pressions permettent d'utiliser des moules à conception plus légère (semi-rigides, en général en composite).
- **moulage par transfert de résine sous vide (« Vacuum Assisted Resin Transfer Molding » ou VARTM) :** utilisation du vide engendré dans le moule pour imprégner le renfort en résine à plus basses pressions. Pour un tel procédé, il existe plusieurs conceptions de moule et de méthodes d'alimentation en résine.

Les avantages du procédé RTM et de ses variantes sont nombreux, ce qui explique son utilisation croissante dans la majorité des secteurs de l'industrie des matériaux composites et notamment le secteur des transports (**Tableau 3**) :

	RTM classique	RTM Eco-light	VARTM
Taille des pièces	0.5 à 20 m ²	0.5 à 100 m ²	-
Taux des renforts	12 à 50 % en volume	-	Jusqu'à 60 % en volume
Productivité	4 pièces/h	2 à 4 pièces/j	2 pièces/h
Série	1 000 à 20 000 pièces	100 à 150 pièces	-
Investissements	Modérés	< VARTM	< RTM classique
Avantages	Adaptable à différents types d'industries Mise en forme d'une grande diversité de renforts et de matrices Pièces profondes et de grande taille réalisables avec maîtrise de la qualité géométrique Travail en moule fermé : sécurité et hygiène Procédé automatisable Produit de bel aspect sur les deux faces		
Limites	Modification moule difficile et onéreuse	Cycles thermiques plus longs Moule non chauffé Faibles cadences	Moyennes cadences

Tableau 3 : Comparatif entre les différents procédés par injection [BAT09, OWE09]

Infiltration de résine par infusion:

La différence avec les procédés d'injection, vient du fait qu'on a seulement un demi-moule et un sac à vide servant de contre-moule [WAN10]. De plus, au lieu d'être poussée, la résine va être tirée par dépression.

- « ***Vacuum Assisted Resin Infusion*** » ou **VARI** : vide réalisé dans la cavité du moule et la résine est infusée dans la pièce sous l'effet de la pression atmosphérique.
- « ***FAST Remotely Actuated Channeling*** » ou **FASTRAC** : infusion assistée par un réseau de canaux préférentiels actionnés à distance
- « ***Liquid Resin Infusion*** » ou **LRI** [WIL96] **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** : utilisation d'un tissu drainant très perméable. Il permet de réaliser une couche de résine au-dessus de la préforme. L'ensemble du système est enfermé dans un sac à vide. Un contre moule perforé peut être utilisé pour améliorer la qualité de surface de la pièce finale. Le différentiel de pression entre l'arrivée de résine, située au niveau du drainant, et l'évent, situé sur la base de la préforme, provoque l'infusion de la résine dans le drainant puis à travers l'épaisseur de la préforme sèche.
- « ***Resin Film Infusion*** » ou **RFI** [ANT03, QI99] : une couche de résine solide est placée en dessous de l'empilement de la préforme. Un tissu de pompage est utilisé pour absorber les éventuels excès de résine. Différents films en plastique permettent d'isoler le composite de l'appareillage et notamment de placer l'ensemble sous vide. En appliquant un cycle de température, la viscosité de la résine décroît. Cette baisse de la viscosité et l'action du cycle de pression permettent l'infusion de la résine à travers l'épaisseur de la préforme.

Les procédés LCM par infusion réduisent considérablement les coûts de par l'utilisation de bâches plastiques pour la fermeture de l'outillage. Mais en contrepartie, le matériel n'est pas réutilisable, limitant ce procédé aux petites séries. De plus, le procédé d'infusion nécessite uniquement, contrairement au procédé RTM classique, de la pression exercée sur la pièce par l'air ambiant. Le niveau de compactage varie en fonction du système assurant la pression ainsi que la régularité de la distribution de l'effort exercée sur les différentes parties de la pièce. On atteint des taux de renfort supérieur à ceux obtenus en RTM.

I.7.2. Le procédé de mise en forme RTM

Comme il a été présenté, les procédés de mise en forme de composites sont très nombreux. Dans le cadre de cette thèse, nous nous sommes tournés vers le procédé de mise en œuvre RTM (Resin Transfer Molding) dont le principe est rappelé **Figure 23**.

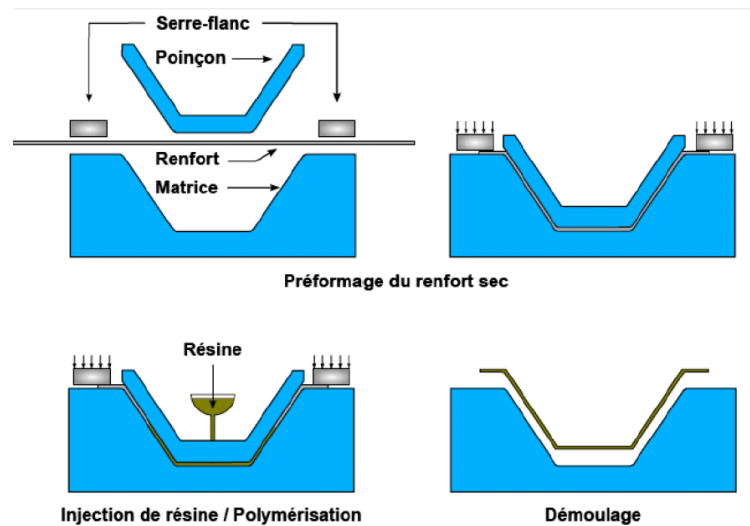


Figure 23 : Etapes du procédé RTM classique [BAD08]

La fabrication des composites par RTM se détaille classiquement en plusieurs étapes :

- **Préparation** : Cette étape consiste à nettoyer le moule pour enlever les particules accrochées à l'outillage après le démoulage de la pièce précédente. L'application d'une couche d'un démoulant évite l'accroche de la pièce au moule et facilite son extraction.
- **Mise en forme** : Cette étape consiste à disposer le renfort et la matrice à la surface de l'outillage. La mise en forme de la matière peut se faire d'un seul coup ou en plusieurs étapes jusqu'à constituer l'architecture complète du produit.
- **Compactage** : Une pression vient s'appliquer afin d'obtenir le taux volumique de fibres souhaité. Selon le mode d'application de cette pression de compactage, le taux volumique est plus ou moins régulier dans la pièce.
- **Polymérisation (ou réticulation ou cuisson)** : La cuisson de la pièce doit être assurée afin d'atteindre l'état final du produit par la solidification de la matrice. Selon les applications et le type de matrice, l'étape de polymérisation peut se faire à différentes températures.
- **Démoulage** : Après solidification, la pièce est retirée du moule. Généralement elle nécessite peu d'opérations additionnelles afin d'arriver au stade fini. Le plus souvent le bord de la pièce doit être enlevé par détourage sauf pour un nombre restreint de procédés qui permettent la réalisation de pièces nettes de détourage.

Une limite du procédé RTM classique est que les cadences atteintes sont de l'ordre de 3 pièces/heure, ce qui est trop long pour la production automobile [AZO10]. La solution qui est envisagée est de s'orienter vers le RTM thermoplastique, où le renfort est pré-imprégné en résine et est fondue par un système moule/contre-moule chauffés directement pendant la phase d'emboutissage (

Figure 24).

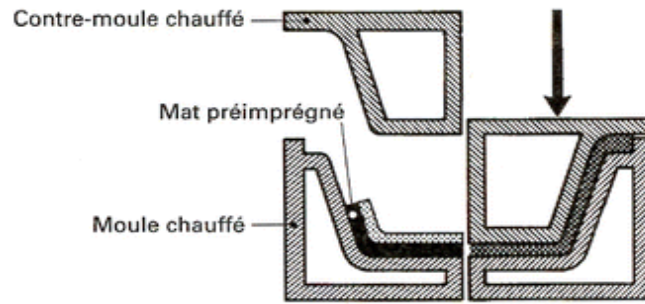


Figure 24 : Principe du RTM thermoplastique

Avec un tel dispositif, des cadences de mise en forme de l'ordre de 60 à 350 pièces/heure peuvent être envisagées, ce qui est plus en adéquation avec les exigences de production [IQP11]. De plus, c'est un procédé automatisable et qui permet de faire des pièces profondes et de formes complexes. Il reste néanmoins à maîtriser l'étape de préformage et ses conséquences sur le comportement de la pièce finale.

La thèse s'inscrit dans le cadre de l'étude de la déformabilité de renfort à fibres de lin lors de l'étape de mise en forme. La partie injection/polymérisation (ou chauffage) n'est pas prise en considération. L'étude s'appuie sur un banc d'essai expérimental qui reproduit l'étape de préformage décrite dans le procédé RTM et qui sera présenté dans le Chapitre 2.

I.7.3. Etape de mise en forme

L'analyse de la déformabilité des renforts tissés lors de leur mise en forme est étudiée dans la littérature, notamment sur des géométries simples de faibles dimensions comme l'hémisphère [BOI95, LI09, ROZ00] ou le double dôme [KHA10, PEN11, VAN09] (Figure 25).

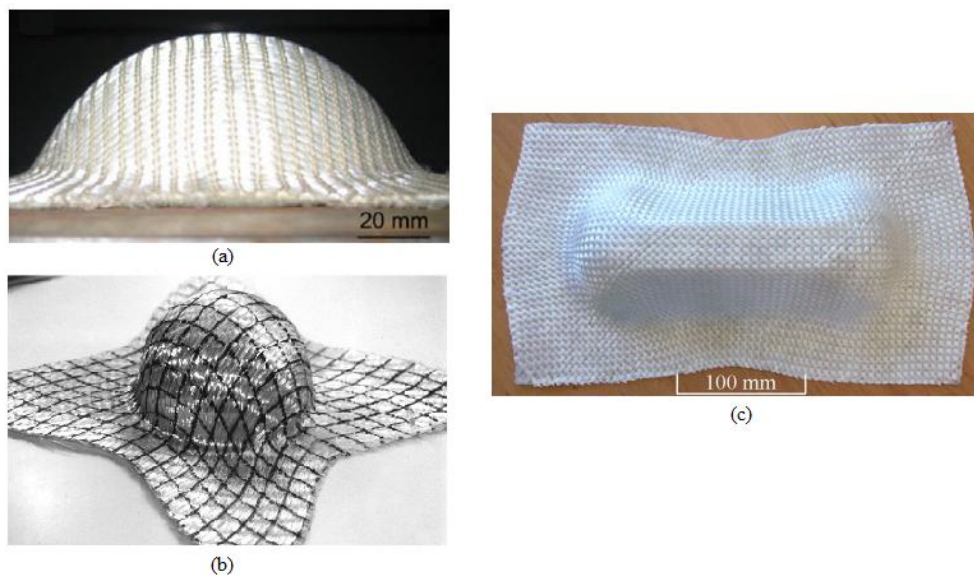


Figure 25 : Mise en forme hémisphérique (a) [LI09] et (b) [BOI95] et (c) double dôme [KHA10]

Néanmoins ces travaux traitent de l'aspect cisaillement et défaut du renfort mais n'abordent pas ou peu l'aspect déformation en tension. Ces études ont montré que ce type de géométrie amenait à de forts angles de cisaillement, pouvant aller jusqu'à 50° pour l'hémisphère et 60° pour le double dôme.

Plus récemment, des géométries plus complexes ont été développées. Le tétraèdre et le prisme en font partis. Les mêmes études que sur géométries simples ont été conduites [ALL14]. Elles ont mis en évidence des défauts altérant la qualité de la pièce. Des flambements locaux (déformation hors plan), des hétérogénéités en taux de fibres ou encore des plissures ont pu être observés (**Figure 26**)

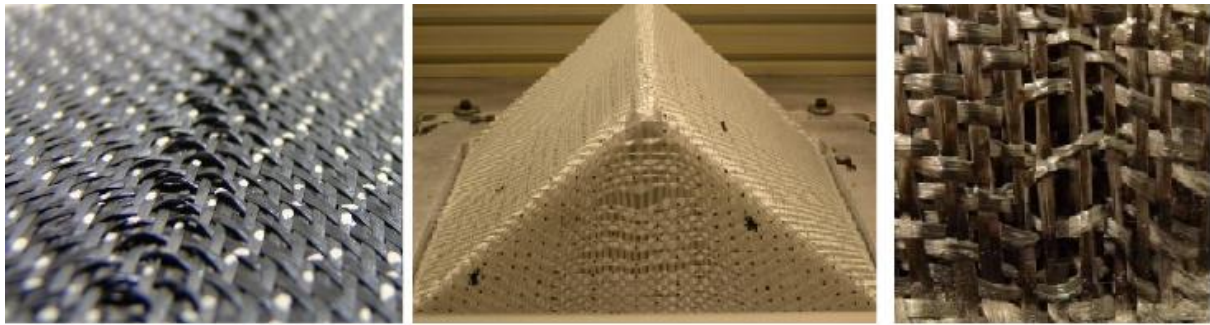


Figure 26 : Défauts de bouclage et d'hétérogénéités générés sur carbone interlock G1151 [ALL14]

Le comportement en cisaillement à pu être étudié par mesure optique (**Figure 27**). La géométrie de la préforme et l'orientation conditionnent la répartition et les valeurs des angles mesurés.

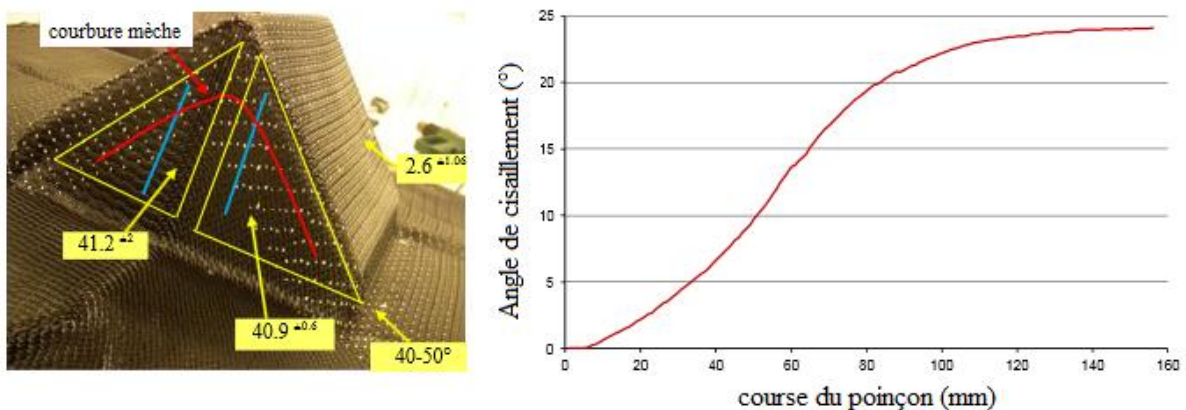


Figure 27 : Mesures de cisaillement sur carbone interlock G1151 [ALL14]

Les études actuellement réalisées portent sur les composites à base carbone ou verre. Très peu de travaux portent sur la déformabilité des renforts à base de fibres de lin. De plus, la mise en forme des renforts pour composites nécessite de prendre en compte un nombre non négligeable de paramètres, liés au procédé mais également au renfort. Cette multiplication des paramètres complexifie le contrôle sur cette étape de mise en forme.

II. Conclusion du chapitre I

Ce premier chapitre a permis d'introduire le sujet de ces travaux, dédié à l'analyse du comportement des renforts lors du préformage et notamment de le positionner relativement à la littérature.

Le procédé RTM est une technique prometteuse mais pas encore maîtrisée pour la mise en œuvre des composites à renfort tissé. L'étude de l'étape de mise en forme de ces renforts est alors nécessaire pour en éprouver la faisabilité. La compréhension des défauts générés, que ce soit par les paramètres renfort ou procédé, est primordiale pour assurer l'intégrité de la pièce finale. On a ainsi développé dans ce premier chapitre que si de nombreuses publications traitent de cette démarche de compréhension pour des fibres synthétiques (verre, carbone), la complexité à différentes échelles des renforts à base de fibres naturelles nécessite de mettre en place une démarche expérimentale. La caractérisation des allongements de mèches, des angles de cisaillement ou de l'orientation des mèches complète l'analyse de la qualité de la préforme. Associée à cette approche expérimentale sur le banc de préformage, comme l'a souligné cette introduction, il est nécessaire pour comprendre la potentialité de la déformabilité de ces renforts de mener des essais de caractérisations, indépendamment du procédé de préformage.

Le chapitre II est dédié à l'approche expérimentale du préformage de renforts en lin sur un banc spécifique utilisant des géométries complexes (multi-courbures). L'influence des paramètres matériaux et procédés sera exposée.

Chapitre II : Mises en forme expérimentales des renforts secs en fibres de lin

Ce second chapitre s'intéresse à la déformabilité des renforts secs à base de fibres de lin lors de leur mise en forme sur poinçon à géométrie complexe. De la présentation des moyens expérimentaux et des renforts testés, découlera une étude paramétrique (procédé et matériau) sur le comportement à la mise en forme de ces renforts. Cette étude portera à la fois sur les défauts générés, caractérisant de manière globale le renfort mis en forme, ainsi que sur la mesure locale de déformation des mèches au cours du procédé.

I. Introduction sur les défauts lors de la mise en forme

La mise en forme des renforts fibreux est un procédé complexe à mettre en œuvre car la qualité de la pièce finale est fortement influencée à la fois par les paramètres matière et procédé. Ces paramètres sont multiples et sont, à un certain degré, maîtrisable (**Figure 28**).

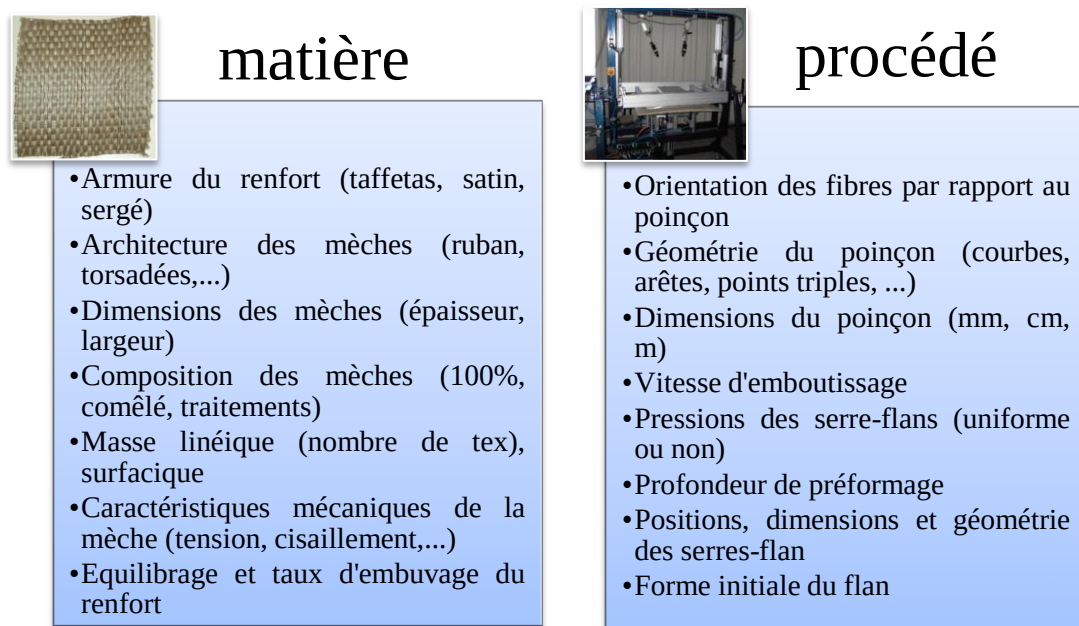


Figure 28 : Liste exhaustive des paramètres matière et procédé

Le jeu de paramètres qui résulte va contribuer ou non à la faisabilité de préformer les renforts à base de fibres de lin en accord avec les attentes qui sont liées à la pièce finie, que ce soit leurs caractéristiques mécaniques ou géométriques. De plus, cette qualité va conditionner la durée de vie du produit.

Or, il n'est pas rare qu'un certain nombre de défauts, observables visuellement, soient générés au cours de l'emboutissage. Certains de ces défauts sont connus et en plus de ne pas être spécifiques aux renforts en lin, n'ont pas forcément été caractérisés.

Des défauts de plis ont par exemple été observés par [HAA14] sur la mise en forme de renforts unidirectionnels en fibre de carbone et verre comme le montre la **Figure 29**. Il a par ailleurs démontré par mesures optiques le lien entre ces défauts et la capacité des renforts à se cisailer.

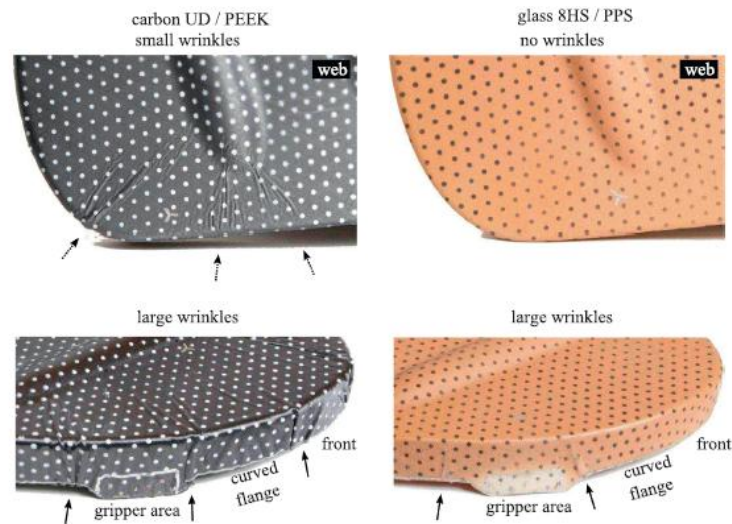


Figure 29 : Apparence des plis observés par [HAA14]

Ces défauts ont également été observés par [BOI11] sur des mises en forme hémisphériques (**Figure 30**). Les mêmes observations ont été faites par [ZHU11] sur une géométrie conique excentrée. Le critère de formation de pli, déterminé par méthode énergétique, a été proposé et validé par [ZHU11].

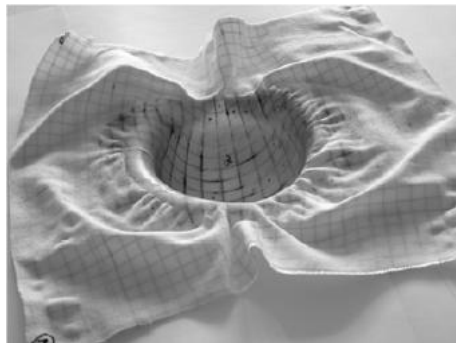


Figure 30 : Apparences des plis observés par [BOI11] sur hémisphère

Une perte de cohésion de la structure tissée (glissements du réseau de mèches) a été constatée par [GAT13] sur géométrie hémisphérique (**Figure 31**). Ce défaut est généralement attribué aux tensions importantes dans les mèches.



Figure 31 : Glissements du réseau de mèches observés par [GAT13]

Les travaux de [OUA13] font également état de glissements du réseau de mèches (**Figure 32**) et de plis pour différents paramètres procédés, notamment sur les pressions de maintien appliquées, lors de mises en forme tétraédriques.

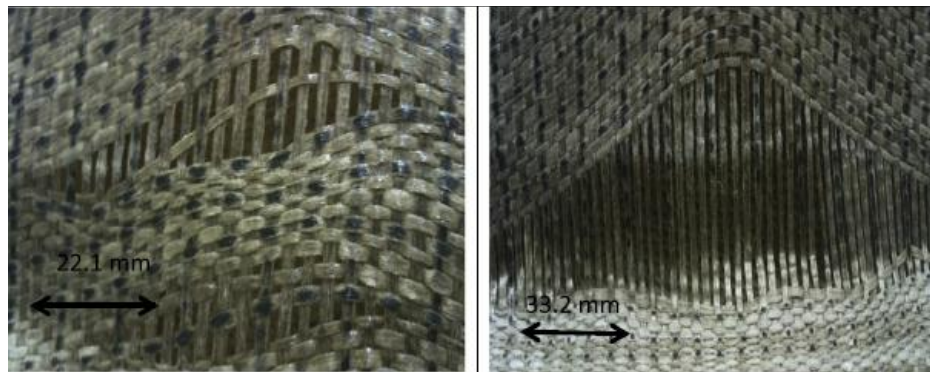


Figure 32 : Glissements du réseau de mèches observés par [OUA13] sur renfort en lin

Des défauts de boucles y sont aussi abordés ainsi que dans les travaux de [CAP14]. L'aspect de ce défaut est présenté **Figure 33**. Des mesures expérimentales ont été menées pour déterminer les déplacements hors plan induit par ce défaut. La courbure induite par la géométrie et l'orientation du renfort, sous différentes pressions de maintien, a également été évaluée.

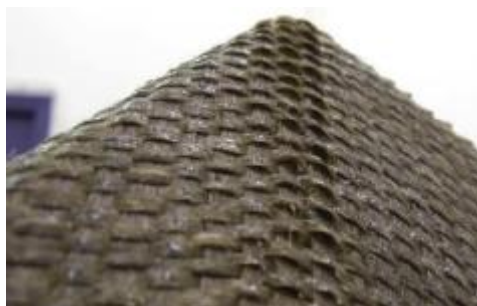


Figure 33 : Apparence des boucles observées par [OUA13] sur renfort en lin

Harrison [HAR13] s'est intéressé à la quantification du cisaillement par mesures optiques et a mis en évidence l'existence de glissements entre couches de renfort orientées $0^\circ/90^\circ$, lors de mises en forme sur double dôme, par comparaison des contours finaux de ces différentes

couches. La mesure des angles de cisaillement sur cette géométrie à également été abordée par [KHA10] et [VAN09] en utilisant la corrélation d'images 3D.

Actuellement, les études de défauts portent essentiellement sur les plis et les glissements du réseau de mèches mais peu traitent des défauts de boucles. Dans le cas des renforts tissés, les défauts les plus récurrents sont les défauts de forme qui apparaissent sous forme de plis, de boucles (flambement) et de glissements entre mèches plus ou moins importants [OUA10, OUA11, OUA13]. Des défauts structuraux comme la rupture de fibres sont également possibles.

Les conséquences de ces défauts sont supposées mais restent encore à être investiguées, que ce soit sur la phase d'injection ou sur les propriétés finales du composite. De plus la qualification de *défaut* dépend grandement du cahier des charges imposé.

II. Banc expérimental de préformage des tissus

A l'heure actuelle, il n'existe pas de normes pour caractériser les renforts secs notamment lors de leur mise en forme sur géométrie complexe (des formes simples telles les géométries hémisphériques ont été étudiées [BOI06, BOI95, KHA10, LEE07, LI09, ROZ00]).

De plus les nombreux dispositifs expérimentaux (**Figure 34**) permettant la mise en forme de renforts et disposant de paramètres procédés qui leur sont propre montrent que les combinaisons possibles de ces paramètres sont multiples et leur optimisation complexe.

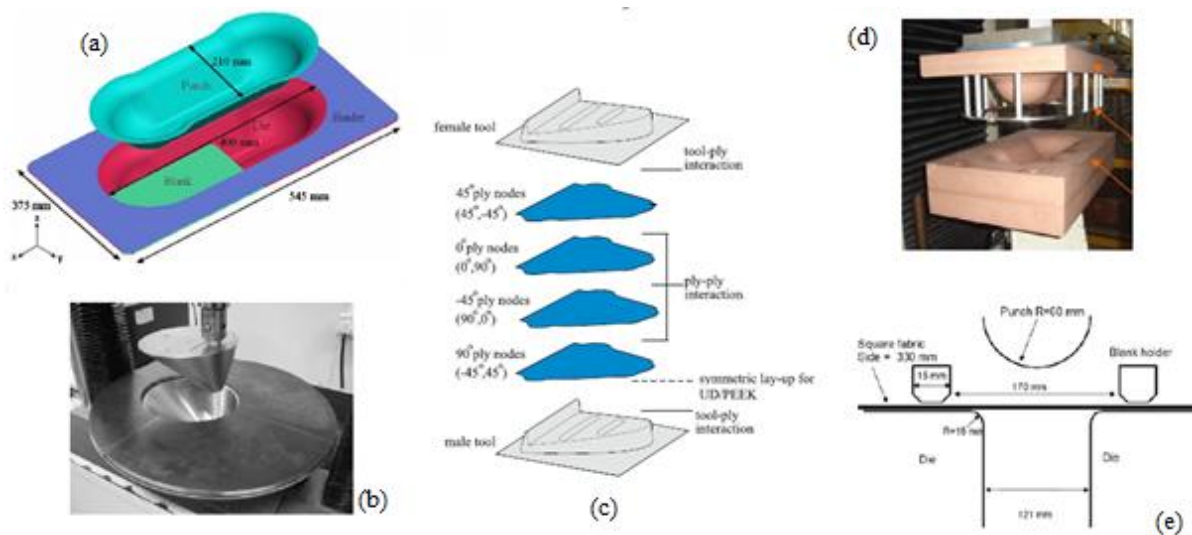


Figure 34 : Exemples de dispositifs expérimentaux de mise en forme des renforts pour composites [PEN11] (a), [ZHU11] (b), [HAA14] (c), [KHA10] (d), [BOI11] (e)

S'ajoutent également les paramètres renforts présenté **Figure 28** qui complexifient encore plus l'approche de la mise en forme. En effet les renforts existants sont nombreux et il s'en développe de plus en plus. Par conséquent les propriétés qu'ils présentent sont différentes et il est très difficile d'extrapoler un comportement à la mise en forme d'un renfort à l'autre.

Or, cette étape de préformage est une étape qu'il est nécessaire de maîtriser car elle conditionne le comportement mécanique du renfort mais également la phase d'injection qui la succède.

En 2008, une collaboration entre EADS et le laboratoire PRISME, dans le cadre d'un contrat européen de recherche intitulé "Integrated tool for simulation of textile composites" (ITool) [ITool], a permis de mettre en place un banc spécifique (**Figure 35**), breveté en 2008, permettant de préformer ces renforts sur géométries complexes et d'analyser les déformations lors du procédé par mesure sans contact [ALL08, ALL11, ALL14, DUO08, OUA11, OUA12, OUA12b, SOU09].



Figure 35 : Banc expérimental de préformage des tissus

Cet outil doit permettre dans un premier temps d'analyser la capacité d'un renfort à être mis en forme par des géométries présentant au moins une double courbure.

Il a également pour intérêt de servir de banc de validation des simulations numériques de mises en forme à géométries complexes [ALL11]. Cette approche numérique est essentielle pour réduire les temps de développement des pièces composites. Mais l'approche expérimentale l'est tout autant car elle permet d'éprouver les résultats fournis par l'approche numérique.

II.1. Principe de fonctionnement

Le démonstrateur pour le préformage des renforts secs peut être décomposé en deux parties. Une première partie, mécanique, qui reproduit l'étape d'emboutissage et une deuxième partie, optique, qui permet l'acquisition continue d'images du renfort en cours de préformage. Un schéma d'ensemble est présenté **Figure 36**.

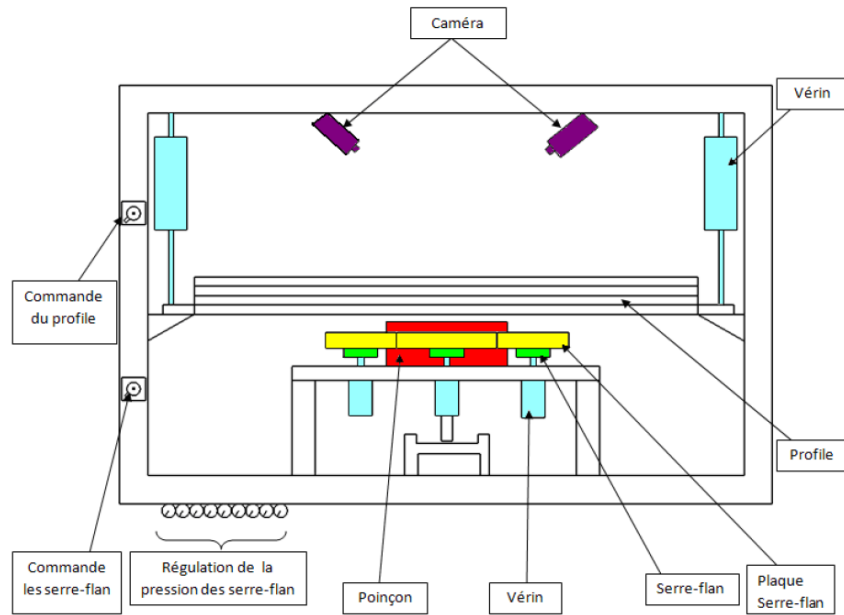


Figure 36 : Schéma du banc expérimental d'emboutissage des renforts secs [DUO08]

II.2. Partie mécanique

Le principe de cet outil se base sur celui d'emboutissage des tôles. Le renfort est maintenu en position contre la matrice (profil) à l'aide d'un système de serre-flan dont la pression de maintien est contrôlée par des vérins pneumatiques (**Figure 37**). Cette pression peut être appliquée individuellement sur chaque serre-flan, permettant de tester plusieurs configurations de maintien.



Figure 37 : Système de valves pour l'application des pressions serre-flan

La matrice utilisée est ouverte (**Figure 38**). L'objectif d'une telle matrice est de permettre l'acquisition d'images en cours de préformage des renforts. La géométrie de l'ouverture de la matrice est spécifique à celle du poinçon utilisé.

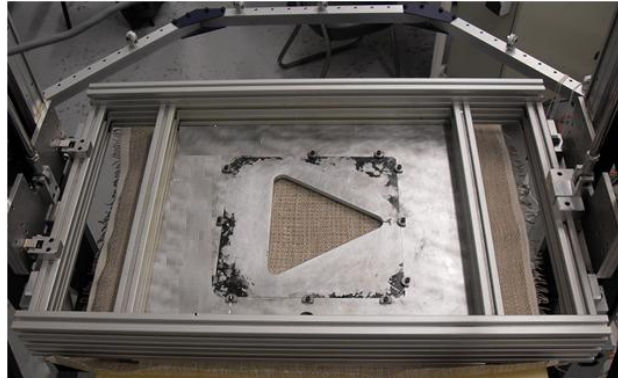


Figure 38 : Matrice ouverte dans le cas d'une mise en forme tétraédrique

Les poinçons disponibles peuvent être considérés comme ayant une géométrie complexe. Le tétraèdre, le prisme et la boîte en font partie (**Figure 39**). La complexité vient du fait que ces géométries imposent au renfort des modifications conséquentes d'orientation de par les courbures induites par les différentes arêtes. Les points triples (points de jonction de trois arêtes) génèrent également des difficultés de préformage.



Figure 39 : Géométries de poinçon adaptable au banc expérimental

Ces poinçons sont des formes dites non-développables. Contrairement aux formes développables qui ne présentent qu'une seule courbure (hémisphère par exemple) et dont la mise en forme associée peut avoir lieu sans déformation dans le plan du renfort, les formes non-développables, qui présentent au moins deux courbure, nécessitent une déformation membranaire du renfort lors de la mise en forme. Les renforts tissés sont adaptés à ces formes non-développables car déformable dans leur plan, ce qui n'est pas le cas des renforts unidirectionnels, limités aux formes développables [BOI04].

Les poinçons utilisés induisent des profondeurs d'embouti pouvant aller jusqu'à 200 mm. Les poinçons ne représentent pas d'applications particulières mais simulent des conditions sévères de mise en forme.

Le poinçon est mis en mouvement ascendant vertical par un vérin électrique dont la vitesse peut être paramétrée (logiciel Drive). Cette mise en mouvement se fait en général à vitesse faible pour maintenir au maximum l'intégrité du renfort. Le poinçon vient ensuite imposer sa forme au renfort, maintenu tout le long de cette phase de préformage par serres-flan (**Figure 40**).



Figure 40 : Exemple de maintien serre-flan local

La configuration des serres-flan est adaptée à chaque type de poinçon afin de maintenir au mieux leurs contours (**Figure 41**).

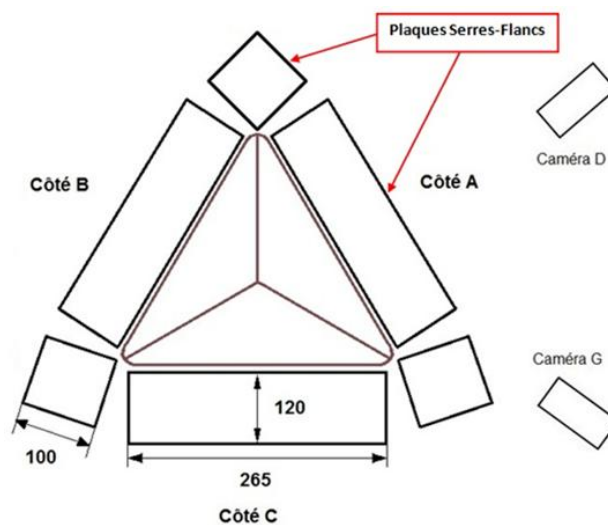


Figure 41 : Distribution des serres-flan pour un préformage tétraédrique. Dimensions en mm.

Enfin, travaillant sur des renforts secs, leur emboutissage a été réalisé à froid. Cependant il existe des poinçons équipés de *crayons thermiques* pour la réalisation d'emboutissage à chaud (**Figure 42**).

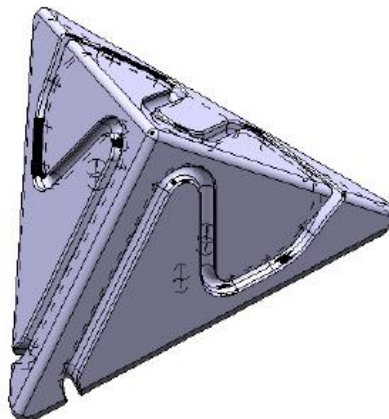


Figure 42 : Exemple de poinçon tétraédrique à crayons thermiques pour l'emboutissage à chaud

II.3. Partie optique : suivi de marqueurs 3D

II.3.1. Méthodes optiques pour la caractérisation des renforts

Les techniques optiques sont de plus en plus utilisées pour étudier la déformabilité des renforts pour composites. Elles permettent de réaliser des mesures sans contacts. Selon si les déformations hors plan peuvent être négligées ou pas, la corrélation d'images 2D ou 3D est employée pour la mesure des champs de déformation (déformations en tension et angle de cisaillement), dans le plan du renfort (2D) ou dans le plan tangentiel d'un point de la surface du renfort (3D).

Les travaux de [LOM08] donnent un aperçu de ces méthodes optiques utilisées, que se soit :

- Pour la caractérisation de renforts sur Picture Frame, Bias-test (**Figure 43**) et en traction uniaxiale/biaxiale. Ces mesures sont macroscopiques et le renfort est considéré comme un matériau continu.

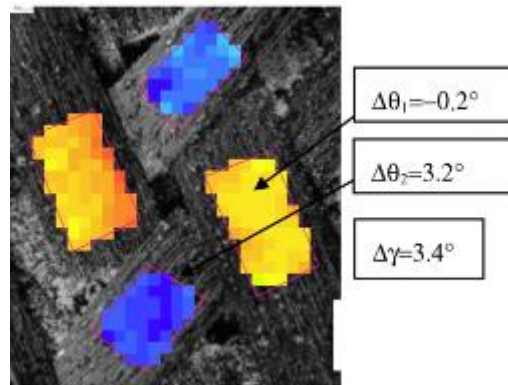


Figure 43 : Mesures de rotation polaire $\Delta\theta$ et angle de cisaillement $\Delta\gamma$ sur chaîne et trame lors d'un Bias-test [LOM08]

- Pour contrôler l'homogénéité des déformations des échantillons comme le présente la **Figure 44**.

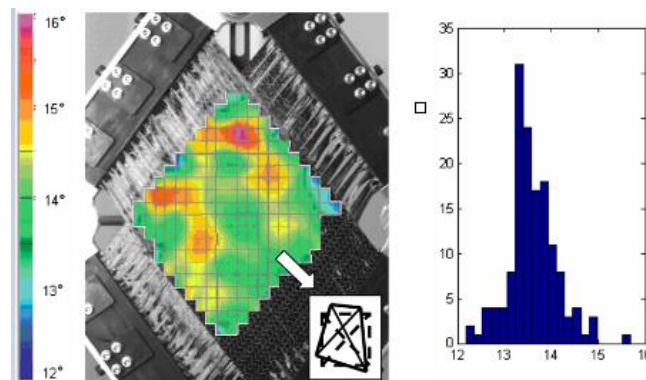


Figure 44 : Champs de déformation en cisaillement sur essai de Picture Frame et distribution des angles de cisaillement [LOM08]

- Pour la mesure de champs de déformation à l'échelle mésoscopique (échelle de la mèche). Cette mesure contribue à montrer que la déformation des mèches est différente de celle mesurée pour le renfort. Un exemple d'analyse est présenté **Figure 45**.

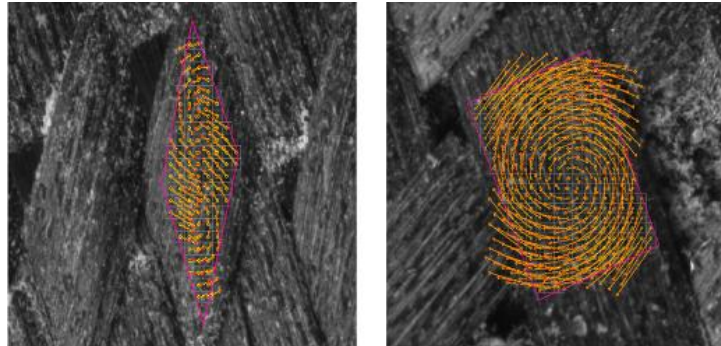


Figure 45 : Champs de déplacement mesurés sur mèche lors d'un Bias-test dans deux zones différentes de l'échantillon [LOM08]

- Pour la mesure des déformations et des orientations locales lors de la mise en forme. Une distribution des angles de cisaillement sur une mise en forme de type double dôme est présentée **Figure 46**. Le système de corrélation d'images permet de remonter aux déplacements des points de croisement d'une grille préalablement attachée au renfort.

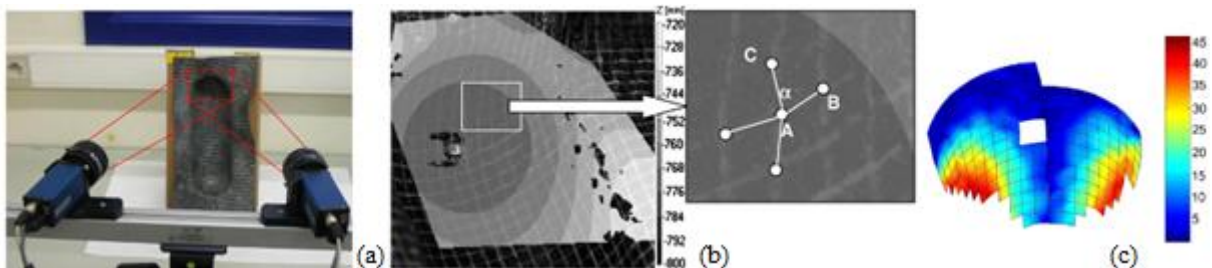


Figure 46 : Système double caméras (a), surface corrélée (b) et distribution des angles de cisaillement (c) [LOM08]

Les outils optiques sont devenus indispensables lorsqu'il s'agit d'observer et comprendre les mécanismes de déformation des renforts soumis à diverses sollicitations. Ces outils, qui s'appuient en majeure partie sur la coloration naturelle des renforts pour la mesure des champs de déformations, présentent donc un intérêt pour l'étude des renforts.

II.3.2. Partie optique de l'étude

La partie optique est constituée de deux caméras CCD (**Figure 47**), orientables et placées au-dessus du démonstrateur. L'objectif d'un tel dispositif est de suivre en temps réel le comportement des mèches qui constituent le renfort par un suivi de marqueurs.



Figure 47 : Caméras CCD utilisées

Comme il a été dit, un système optique de deux caméras a été couplé au banc de préformage afin d'effectuer par suivi de marqueurs des mesures de déplacements ou de déformations sur mèche [ALL07].

Le principe [BRE05, GAR02] consiste à marquer préalablement un renfort de points de peinture réguliers, en ciblant la zone que l'on veut observer (**Figure 48**). Le placement (centre des mèches), l'homogénéité, le contraste et la taille des points sont des facteurs à ne pas négliger sur la qualité des résultats obtenus. La taille des échantillons est de 900mm x 1000 mm.

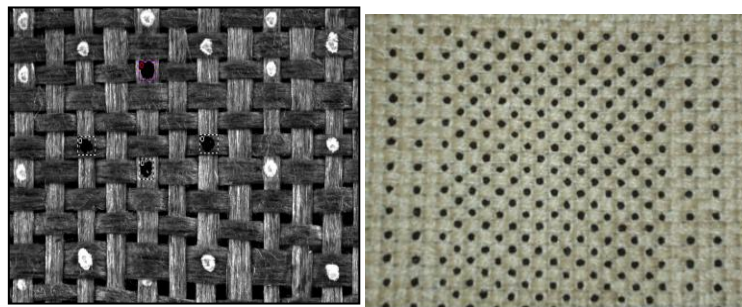


Figure 48 : Marquages d'un renfort sec

Considérant une géométrie 3D de préformage, la technique consiste à calculer la position 3D des marqueurs disposés sur le renfort à partir d'un réseau étalon de marqueurs dont les positions (x , y , z) sont connues dans le référentiel (X_R , Y_R , Z_R) (**Figure 49**). La mesure des positions au cours du préformage est réalisée grâce à un logiciel développé au sein du Laboratoire de Mécanique des Solides [DUP06].

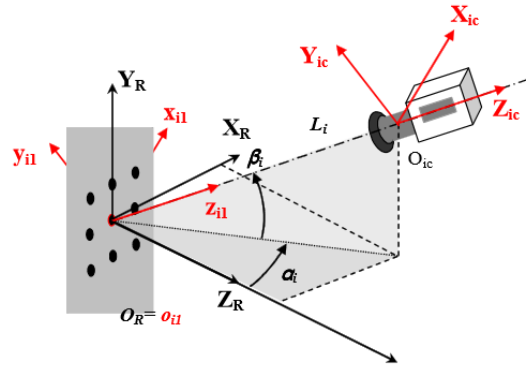


Figure 49 : Dispositif d'étalonnage pour une caméra [DUP06]

L'analyse du suivi de marqueurs peut être résumée en deux étapes [GER09] :

- 1^{ère} étape : repérage de chaque marqueur sur les images obtenues par les deux caméras. C'est-à-dire associer par paire les marqueurs entre les images des différentes caméras.
- 2^{nde} étape : calcul des coordonnées dans l'espace ($\underline{X}_R$) de chaque marqueurs connaissant leurs positions calculées suivant les deux caméras. Pour cela le système d'**Équation 7** doit être résolu.

$$R_i \underline{X}_R = \underline{X}_i \text{ et } \underline{X}_i = G_i(\underline{X}_i) \underline{X}_{ic} \quad (i = 1, 2) \quad \text{Équation 7}$$

R_i : matrice de rotation et $G_i(\underline{X}_i)$: matrice de passage pixel/mm

$$\underline{X}_i = (X_{ic}, Y_{ic}, L_i) \text{ et } \underline{X}_R = (X_R, Y_R, Z_R)$$

Les coordonnées réelles de chaque marqueur sont obtenues connaissant les caractéristiques des caméras (dimension des pixels, focale) et leurs positions et orientations (L , α , β). Les coordonnées des marqueurs dans l'image sont obtenues à partir du calcul du centre géométrique pondéré par l'intensité lumineuse. C'est pourquoi les points de marqueurs doivent présenter le meilleur contraste avec la teinte du renfort. Les positions sont données par l'**Équation 8**.

$$x_g = \frac{\sum_i x_i (I_i - I_s)}{\sum_i (I_i - I_s)} \quad \text{et} \quad y_g = \frac{\sum_i y_i (I_i - I_s)}{\sum_i (I_i - I_s)} \quad \text{Équation 8}$$

$i=1,2$: indice de la caméra 1 et 2

I_s : intensité seuil de la zone étudiée permettant de définir si un pixel appartient aux marqueurs ou fait partie du fond continu de l'image (**Figure 50**).

I_i : intensité lumineuse du pixel d'indice i de coordonnées (x_i, y_i) .

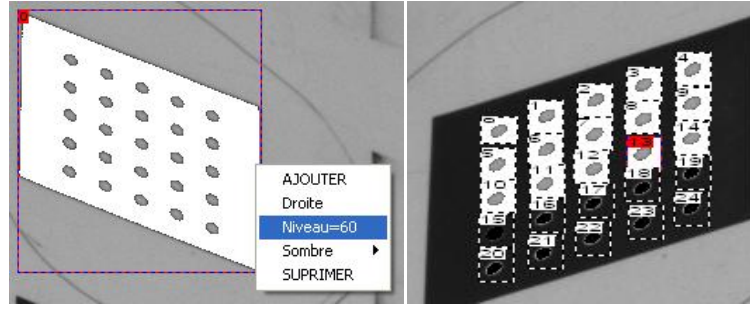


Figure 50 : Définition de l'intensité seuil

Les positions des différents points de marqueur sont déterminées pour chaque acquisition d'image. On a alors une information sur le déplacement de chaque point et on peut ainsi retracer l'enveloppe de la préforme à un instant t (**Figure 51**).

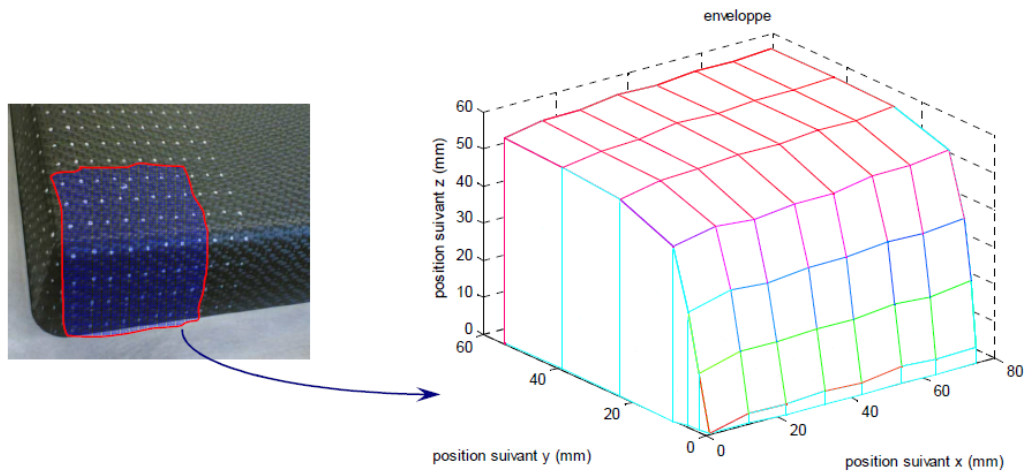


Figure 51 : Reproduction de l'enveloppe 3D d'un renfort carbone [ALL07]

On peut également remonter aux déformations locales des mèches au cours de l'emboutissage. Pour les calculer, la détermination la norme du vecteur $\overrightarrow{mire(A) - mire(B)}$ (**Équation 9**) pour chaque état est nécessaire.

$$\|\overrightarrow{AB}\| = \sqrt{(x_B - x_A)^2 + (y_B - y_A)^2 + (z_B - z_A)^2} \quad \text{Équation 9}$$

En se plaçant dans l'hypothèse des grandes déformations, l'**Équation 10** est utilisée pour déterminer les déformations entre deux mires à un instant t donné.

$$\varepsilon (\%) = \ln \left(1 + \frac{L_t - L_{t0}}{L_{t0}} \right) \times 100 \quad \text{Équation 10}$$

Où L_t et L_{t0} correspondent respectivement aux normes mire-mire à l'instant t et à un instant de référence t_0 qu'il faut fixer pour chaque essai.

III. Paramètres étudiés

Dans cette section, une description des renforts étudiés et des paramètres procédés jugés pertinents va être abordée.

III.1. Renforts étudiés

Le renfort A de lin (**Figure 52-a**) utilisé dans le cadre de cette étude est fabriqué par le Groupe Depestele (France) [DEPESTELE14]. Il s'agit d'un taffetas dont la masse surfacique est de l'ordre de 262 g.m^{-2} . Il n'est pas comélé.

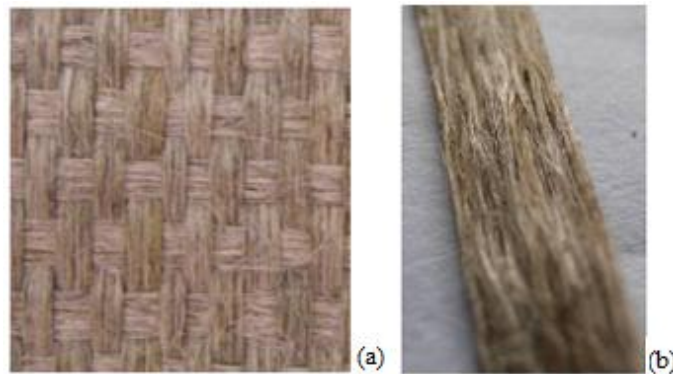


Figure 52 : Renfort A (a) et mèche constituante (b)

Les mèches qui le composent sont continues. Elles sont obtenues en étirant un roving de fibres sous la forme d'un ruban dans lequel est intégré un liant (**Figure 52-b**). C'est la cohésion apportée par ce liant qui va conditionner la résistance à la traction de la mèche. Cette architecture de mèche permet d'obtenir une mèche où les fibres qui la composent sont en grande partie alignées dans l'axe longitudinal.

Les caractéristiques géométriques des mèches dans les deux directions ne sont pas les mêmes comme le montre la **Figure 53**. Une variabilité de la largeur le long de la mèche et entre mèche peut être observée. Cette variabilité participe au non-équilibre de ce renfort.



Figure 53 : Mèches sens trame et chaîne

Le tissage présente des espacements entre mèches différents dans les deux directions. De $1,59 \pm 0,09 \text{ mm}$ dans le sens chaîne et $0,26 \pm 0,01 \text{ mm}$ dans le sens trame. Cette différence liée au tissage contribue également au déséquilibre du renfort. La masse linéique d'une mèche est de $494 \pm 17 \text{ g/km}$.

Le renfort B de lin (**Figure 54-a**) utilisé dans le cadre de cette étude est de conception Biotex. Il s'agit d'un taffetas dont la masse surfacique est de l'ordre de 508 g.m^{-2} . Sa composition est 60% LIN et 40% PLA.

La composante PLA (*Poly-Lactic Acid* = *acide polylactide*) est une résine thermoplastique biosourcée (issue de ressource renouvelable végétale).

Le tissage présente des espacements entre mèches différents dans les deux directions. De $0,84 \pm 0,1 \text{ mm}$ le sens chaîne et $0,6 \pm 0,07 \text{ mm}$ dans le sens trame (plus équilibré géométriquement que le renfort A).



Figure 54 : Renfort B (a) et mèche constituante (b)

Les mèches sont obtenues par filage. Elles se présentent sous la forme de fils retordus (**Figure 54-b**). La cohésion de la mèche est assurée par un phénomène d'adhérence entre fibres. Cette architecture en hélice induit leur allongement et la réduction de leur diamètre lors de leur sollicitation en traction.

Il a également été montré [GOU06] que ce type de mèche générerait des composites avec des propriétés mécaniques moins intéressantes et des perméabilités plus basses que les mèches sous forme de ruban.

III.2. Paramètres procédés

Il a été montré précédemment que les renforts choisis n'avaient pas les mêmes propriétés dans les deux directions du tissage. Un des aspects à envisager est le positionnement du renfort par rapport à la géométrie du poinçon, aspect qui peut influencer son comportement au préformage. Nous parlerons alors d'orientation du renfort. De part la multitude d'orientations possibles, deux seulement ont été retenues (**Figure 55**).

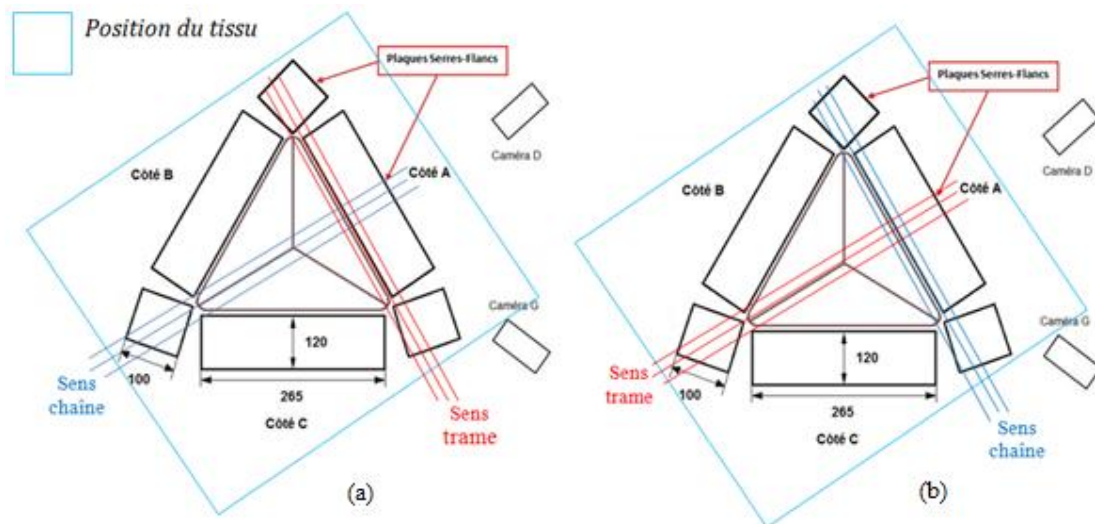


Figure 55 : Orientations 0° (a) et 90° (b) retenues pour l'emboutissage tétraédrique

La première orientation (0°) est une configuration où les chaînes sont alignées avec une des arêtes du tétraèdre. La seconde orientation (90°) est une configuration où ce sont les trames qui sont alignées avec une des arêtes du tétraèdre.

Un deuxième aspect à prendre en compte concerne les efforts imposés au niveau des différents serre-flan disposés autour du poinçon. La modification des pressions n'a pas pour but d'optimiser le préformage des renforts mais pour investiguer leur influence sur le comportement matériau à l'emboutissage. Le positionnement et les dimensions des différents serre-flan sont visibles **Figure 55**.

Le troisième aspect tient sur la géométrie du poinçon. L'exploration de plusieurs configurations *orientation/pressions* relativement aux quantités de renfort disponibles ont conduit à n'envisager qu'une seule géométrie de poinçon. La géométrie retenue est le tétraèdre.

Enfin le poinçon est commandé via une interface numérique. Cette interface permet de connaître le déplacement du poinçon et d'imposer la vitesse de montée et descente de celui-ci. L'ensemble des essais s'effectuera à une vitesse de 500 $\mu\text{m/s}$ qui correspond à des temps d'emboutissage de quelques minutes. Les déformations de mèches seront traitées en fonction de la course du poinçon, c'est-à-dire de la distance parcourue par le poinçon entre l'instant t_0 et l'instant t (**Équation 11**).

$$\text{course (mm)} = \text{temps (s)} \times 0,5 \quad \text{Équation 11}$$

Les essais expérimentaux de préformage sont réalisés sur des monoplis, c'est-à-dire avec une seule nappe de renfort.

III.3. Désignation des zones observées

Pour situer les éventuels défauts et les zones d'analyses, les différentes zones de la préforme ont été désignées de la manière suivante (**Figure 56**).

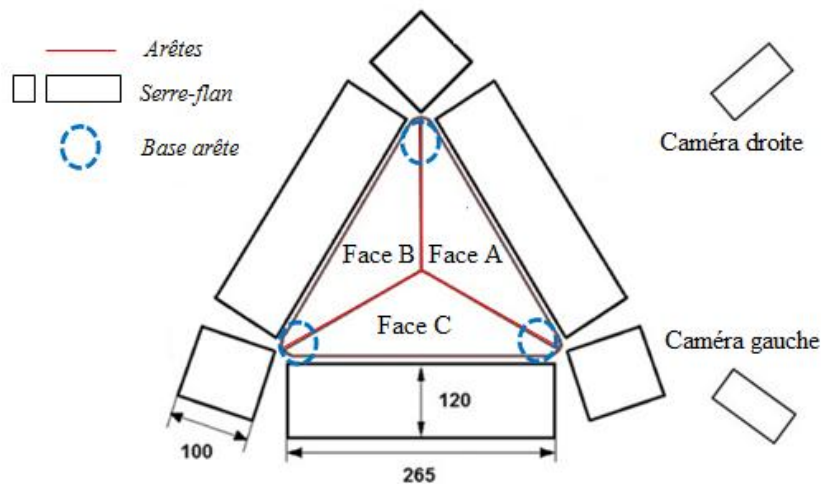


Figure 56 : Désignation des différentes zones d'étude

Ces désignations sont :

- *Face A, Face B et Face C* : faces principales du tétraèdre
- *Arête AB, arête AC, arête BC* : arêtes communes aux faces A et B, A et C, B et C
- *Base AB, base AC, base BC* : bases dans la continuité des arêtes AB, AC et BC.
- *Point triple* : point de convergence des arêtes AB, AC et BC

Concernant le suivi de marqueurs et étant donné qu'il n'est pas possible d'observer la totalité de la préforme, la zone ciblée est la face A désignée précédemment.

IV. Analyse macroscopiques des préformes

Cette première approche vise à identifier la déformabilité des différents renforts lors du préformage tétraédrique. D'une manière générale, la préforme tétraédrique est obtenue (**Figure 57**). Cependant cette dernière n'est pas parfaite et certains défauts apparaissent. Un aperçu des défauts générés pour différentes configurations *pressions serre-flan/orientation renfort* va être présenté.

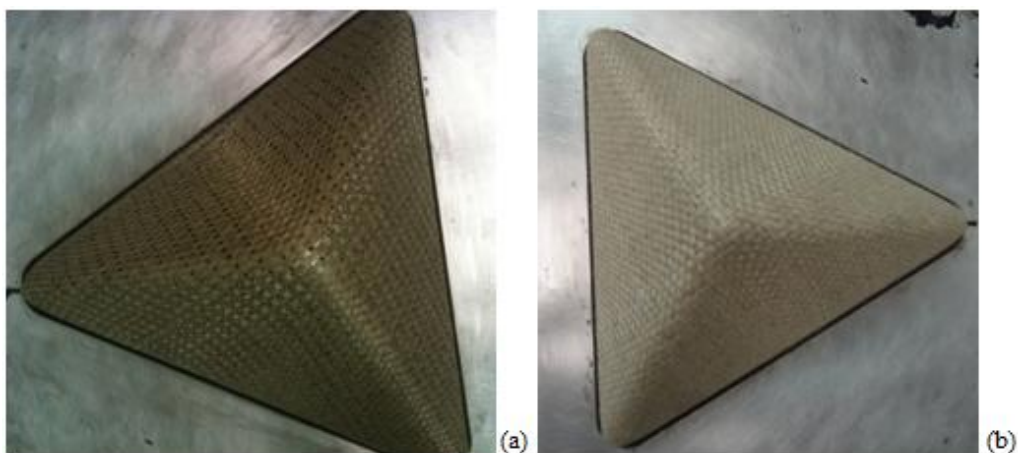


Figure 57 : Préforme tétraédrique finale renfort A (a) et renfort B (b)

Pour le renfort A, des essais à 2 et 2,5 bars ont été réalisés pour les deux orientations. Pour le renfort B, des essais à 1, 2, 2.5, 4 et 5 bars ont été réalisés pour une orientation 0° et à 4 bars pour une orientation 90° .

IV.1. Déformation hors plan : défaut de boucle

IV.1.1. Boucles et sur-épaisseurs

Localement, des sur-épaisseurs de matière apparaissent au centre de certaines faces et le long de certaines arêtes de la préforme tétraédrique (**Figure 58**). Ce phénomène crée alors une inhomogénéité en épaisseur de la préforme. Des mesures manuelles ont évalué des hauteurs de boucles de l'ordre de quelques millimètres (relevés maximums à 3mm).

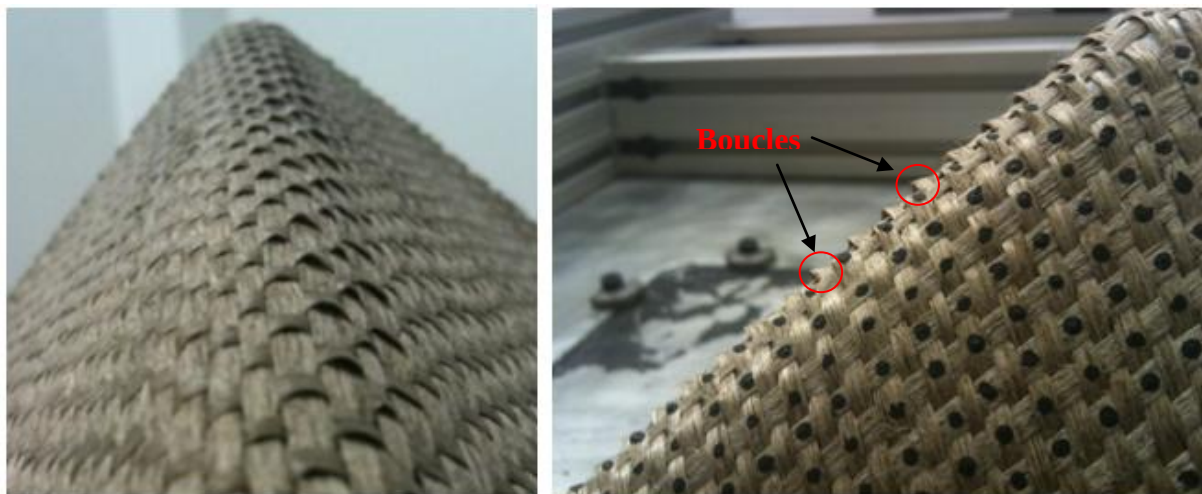


Figure 58 : Apparence des défauts de boucle sur le renfort A

Parmi les deux renforts testés, seul le renfort A génère ce type de défaut. Cette différence provient probablement de l'architecture des mèches qui constituent les deux renforts. En simplifiant l'apparition du phénomène, les boucles apparaissent au niveau des points de flexion des mèches qui subissent ce défaut. Dans un cas, les mèches sont plates (renfort A) et la flexion imposée contraint ces dernières à minimiser l'énergie de déformation en sortant du plan (apparence de boucle). Dans le second cas (renfort B), la torsion des mèches leur confère plus de degrés de liberté pour s'adapter à la flexion.

Visuellement il est très difficile d'observer une influence des efforts serre-flan comme le montre la **Figure 59**. Néanmoins l'apparition du défaut n'est pas aléatoire et se retrouve, pour une orientation identique, localisée sur les mêmes zones.

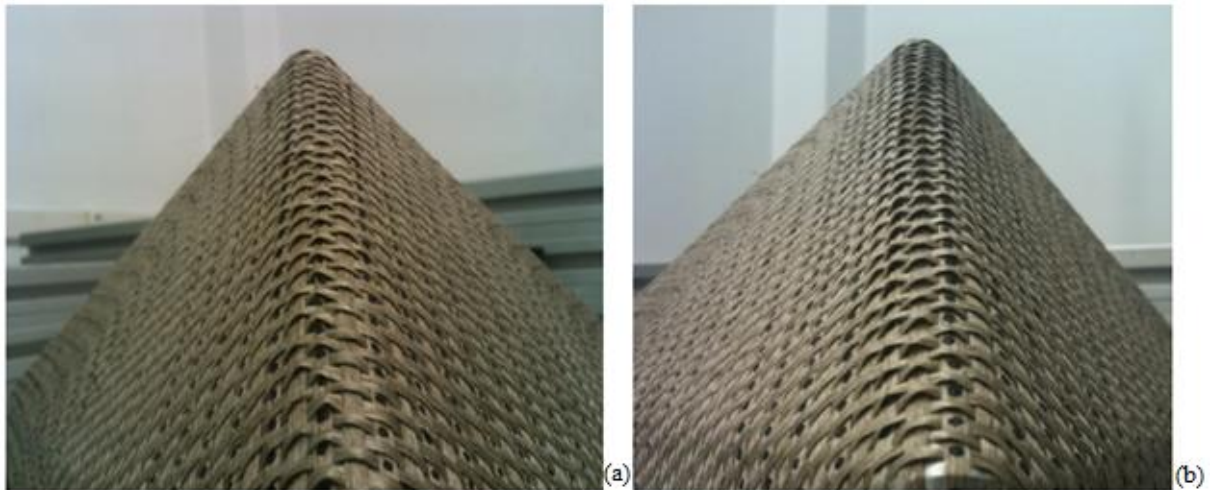


Figure 59 : Renfort A - Orientation 0° - Défaut de boucle le long de l'arête BC à 2.5 bars (a) et 2 bars (b)

De plus, il est constaté que la localisation des boucles dépend de l'orientation initiale du renfort (0° ou 90°). La **Figure 60** situe ces zones de boucles.

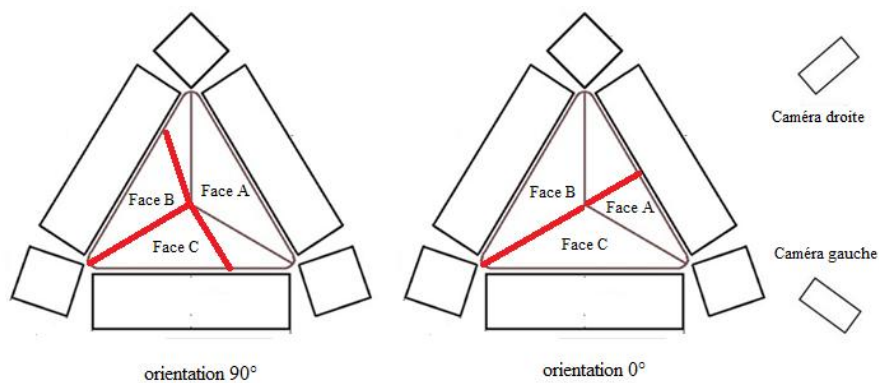


Figure 60 : Localisation des boucles pour les deux orientations du renfort A

En regardant de plus près, il peut être remarqué que les lignes de bouclage convergent du bord du renfort vers le point triple du tétraèdre (**Figure 61**). Or la tension, induite par la géométrie du poinçon, semble être la plus forte sur ces lignes de boucles.

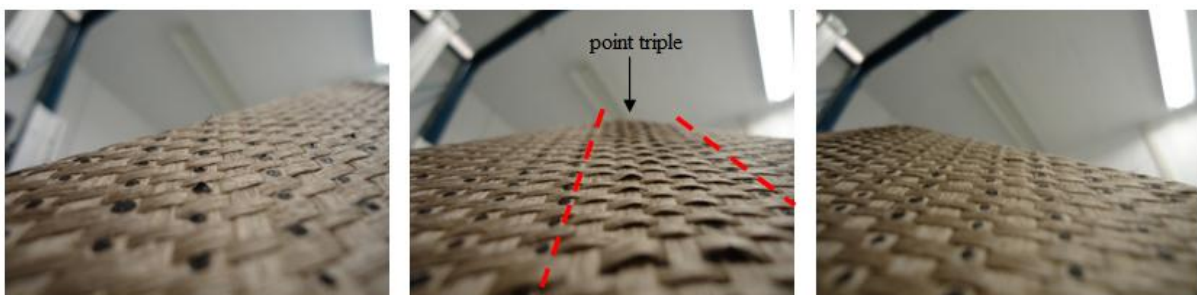


Figure 61 : Renfort A - Orientation 0° - 2.5 bars - Boucles face A

Si la tension joue un rôle dans ce phénomène, l'embuvage du renfort est alors un paramètre à prendre en compte pour ce type de défaut, sachant qu'un embuvage important modifie la

sollicitation en traction des renforts (désondulation plus importante donc mise en tension moins rapide) et génère des extensions plus importantes (toujours dues à la désondulation).

Expérimentalement, les déplacements hors plan ont été quantifiés directement sur préforme par [OUA13]. L'influence de l'orientation initiale du renfort et de la pression exercée par les serre-flan est représentée par la **Figure 62**. Ces résultats montrent une influence des pressions significative sur les déplacements mesurés sur l'arête BC. Ils permettent également de donner un ordre de grandeur du défaut.

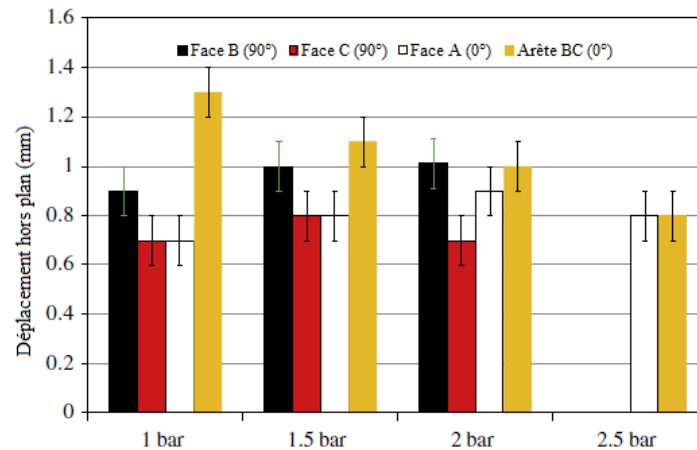


Figure 62 : influence de l'orientation du renfort et des pressions appliquées sur les déplacements hors plan [OUA13]

IV.1.2. Génération des lignes de boucles

Si on s'attarde sur les lignes de boucles et plus spécifiquement sur la localisation des mèches concernées, on constate à chaque fois que ce sont les trames qui bouclent. En schématisant, on a des boucles qui se forment lorsqu'on a la situation décrite sur la **Figure 63**.

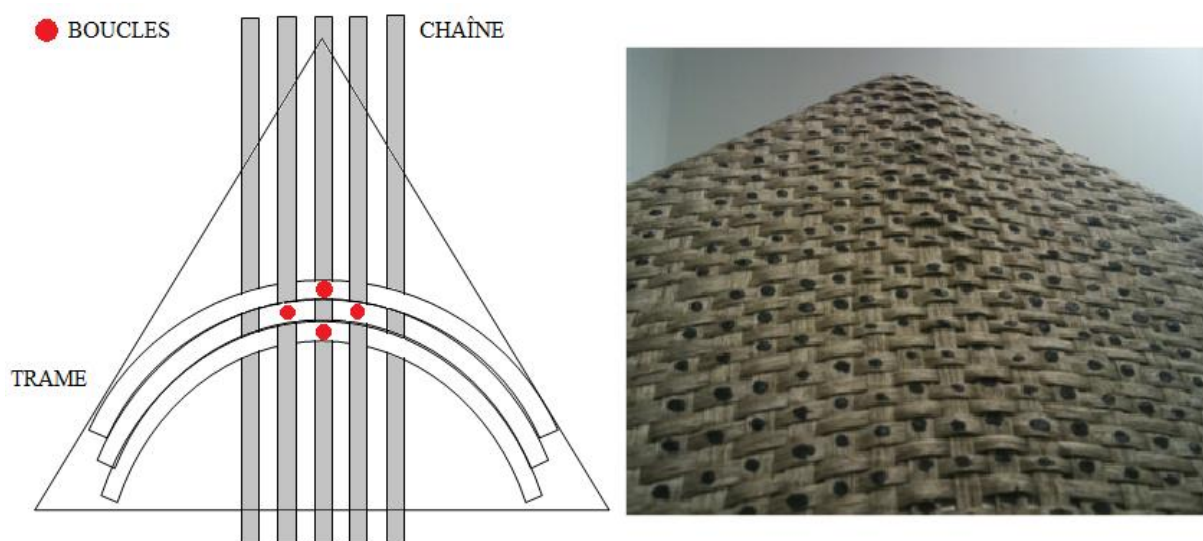


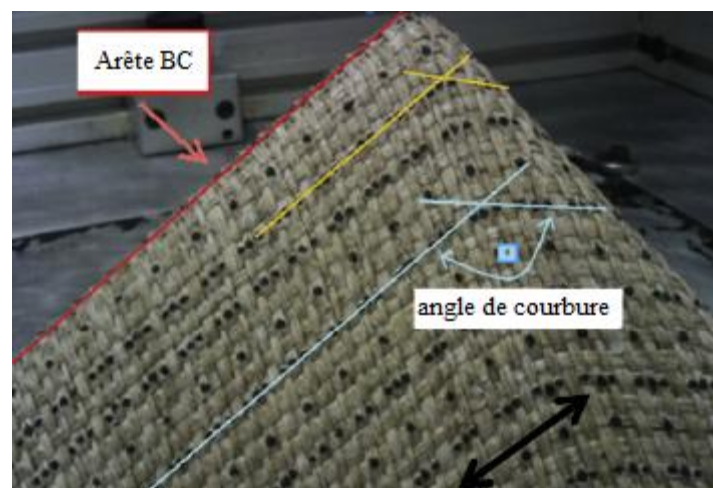
Figure 63 : Condition d'orientation des mèches pour l'apparition des boucles

A proprement parler, l'apparition des boucles semble lié aux écartements entre mèches. Lorsque les trames sont verticales, le mouvement des chaînes est restreint par le serrage dans le sens trame (peu d'espace entre les mèches), ce qui empêche la formation des boucles. Dans le cas contraire présenté **Figure 63**, les espacements entre chaînes favorisent la mobilité des trames qui bouclent.

L'architecture du renfort et notamment le contrôle du serrage du renfort est un point clé dans l'apparition du défaut. En se basant sur les observations faites précédemment, un renfort sans espacements entre mèches dans les deux directions contribuerait à la réduction voire la suppression du bouclage. Enfin les boucles apparaissent lorsqu'une courbure des mèches est observée (**Figure 63**).

Ce type de défaut ne doit pas être négligé car il apparaît dans la zone utile de la préforme et ses conséquences sont encore inconnues sur le comportement final du composite. De plus des essais d'emboutissages ont par la suite été effectués sur d'autres architectures de renfort telles que des sergés 2x2 [CAP12] ou des taffetas équilibrés géométriquement et sans espacements entre mèches dans le cadre de la thèse débutée en 2012, au laboratoire PRISME d'Orléans, par Emilie Capelle. Il est apparu que le sergé favorisait la création du défaut et que les taffetas optimisés contribuent à l'annihilation des boucles.

Expérimentalement, [OUA13] s'est intéressé à la quantification des angles moyens de courbure sur les différentes faces de la préforme finale. La méthode de mesure est présentée **Figure 64**.



La **Figure 65** montre que l'orientation initiale du renfort influe peu sur les angles mesurés.

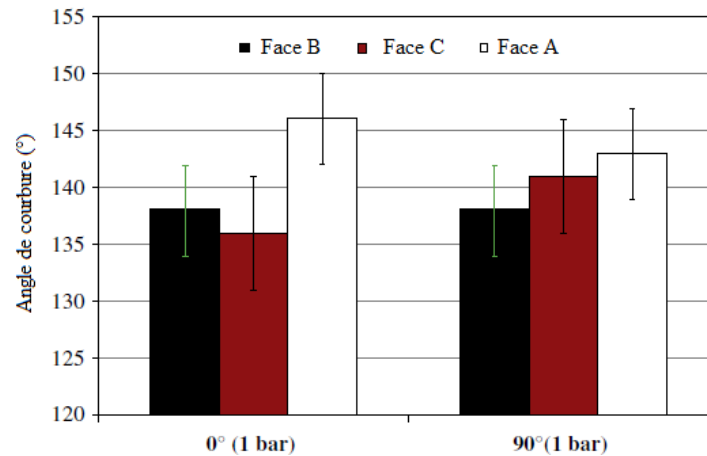


Figure 65 : influence de l'orientation initiale du renfort sur les angles de courbures [OUA13]

Cependant, la **Figure 66** met en évidence l'influence de la pression imposée par les serre-flan sur les angles de courbure mesurés sur la face A du renfort. Une hypothèse est que l'augmentation des pressions entraîne une augmentation de la tension des mèches passant par le point triple conduisant au déplacement des mèches qui présentent le défaut de boucle. Les fortes dispersions observées pour les faces B et C ne permettent pas de conclure sur un possible contrôle des courbures par les pressions serre-flan.

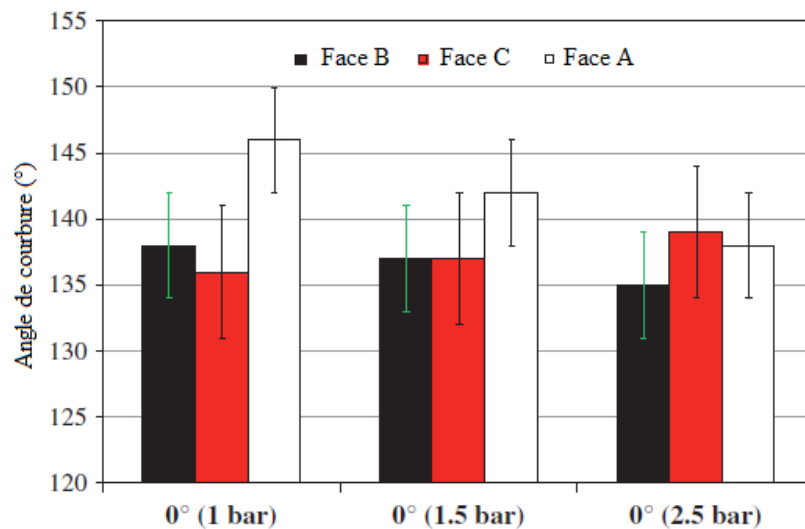


Figure 66 : Influence de la pression appliquée sur les angles de courbures pour une orientation 0° [OUA13]

IV.2. Glissements du réseau de mèches

Un autre phénomène observé lors du préformage des renforts se rapporte aux glissements entre les réseaux de mèches. Il est observé à différents endroits de la préforme.

Le premier endroit se situe au niveau du point triple de la préforme. On observe un écartement des mèches laissant entrevoir le sommet du poinçon. L'amplitude de cet écartement est prononcé dans le cas du renfort A (**Figure 67**), quelque soit l'orientation et la pression appliquées. Le renfort B ne présente pas cette caractéristique (**Figure 68**).

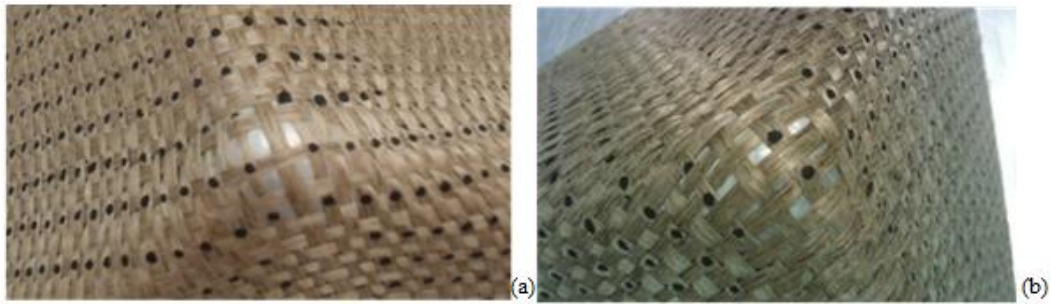


Figure 67 : Renfort A – 2.5bars en orientation 90° (a) et 0° (b)

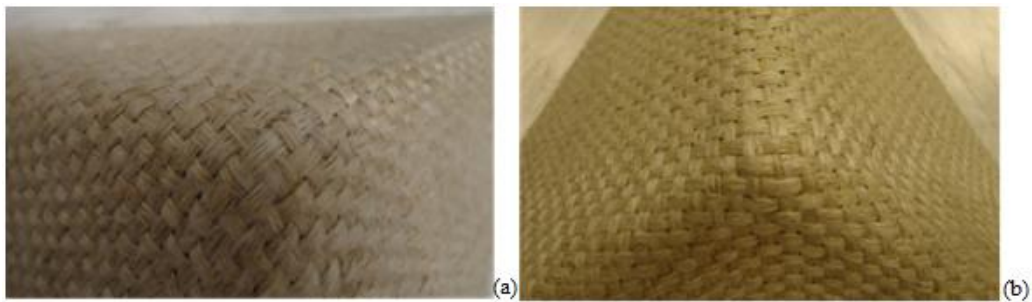


Figure 68 : Renfort B – 4 bars en orientation 90° (a) et 2.5 bars en orientation 0° (b)

A pression équivalente, le renfort B a une meilleure tenue sur la zone du point triple. Une nouvelle fois, la notion d'équilibre géométrique (espacements entre mèches) entre en jeu. Le renfort B présente un équilibrage plus grand que le renfort A. En augmentant la cohésion du réseau par la réduction des espaces entre mèches, on limite les glissements car les mèches n'ont pas la place de bouger.

Le second endroit se situe au niveau des maintiens serre-flan et sur la partie basse de la préforme. Le phénomène observé est beaucoup plus sévère et étendu qu'au niveau du point triple.

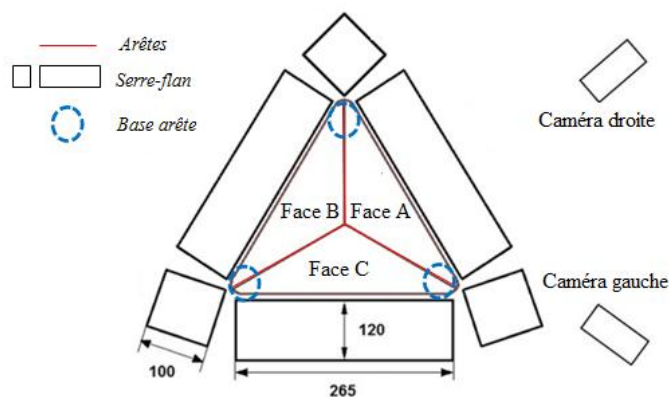


Figure 69 : Rappel des désignations des différentes zones du tétraèdre

Le **Tableau 4** répertorie uniquement les zones d'apparition du défaut pour le renfort A.

Zone	Paramètres (Orientation-Pression)			
	0°- 2 bars	0°- 2,5 bars	90°- 2 bars	90°- 2,5 bars
Face A	Oui	Oui	Non	Non
Face B	Non	Oui	Oui	Oui
Face C	Non	Oui (très faible)	Non	Oui
Base AB	Non	Non	Non	Oui
Base BC	Oui	Oui	Oui	Oui
Base AC	Non	Non	Non	Non

Tableau 4 : Présence ou non de glissements pour le renfort A pour différents paramètres procédés

Une première observation montre l'influence de la pression exercée par les serres-flan. L'augmentation de cette dernière conduit à une augmentation du nombre de zones de défaut. Elle a également le même effet sur l'amplitude du glissement comme le montre la **Figure 70**.

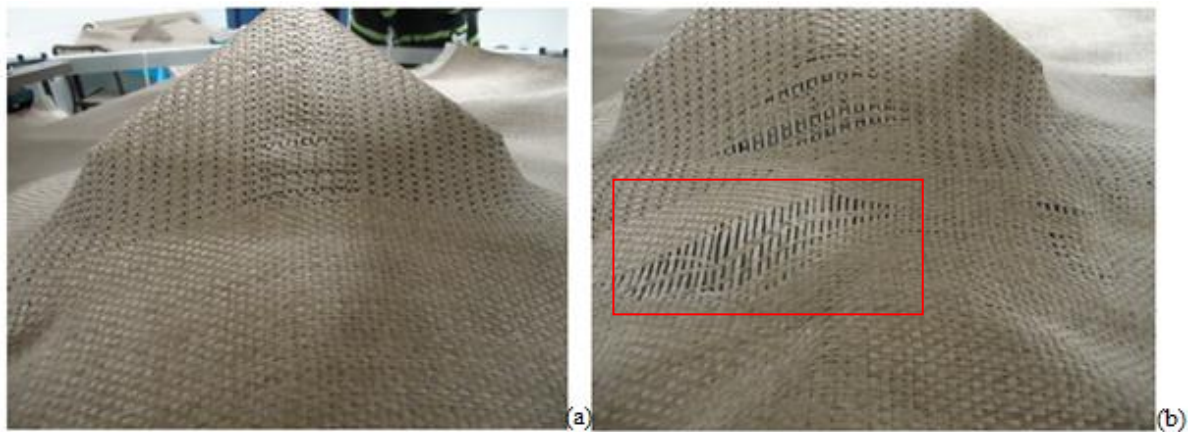


Figure 70 : Glissements renfort A – Face A – Orientation 0° - 2 bars (a) et 2,5bars (b)

En s'intéressant à l'encadré de la **Figure 70-b**, on remarque que le glissement se situe au niveau du serre-flan (**Figure 71**). Cela montre qu'à partir d'une pression de l'ordre de 2,5 bars, on a un blocage complet du renfort entre le serre-flan et la matrice conduisant à la création du défaut.

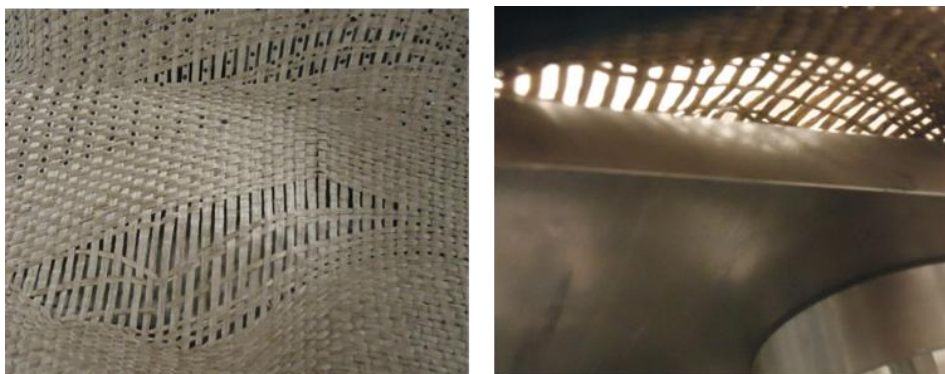


Figure 71 : Glissements observés au niveau du serre-flan

Une autre observation concerne l'effet de l'orientation. Si on se réfère au **Tableau 4**, on constate que la base BC subit toujours des glissements au cours du préformage pour les différentes configurations testées. Cependant l'orientation 0° amène à des défauts plus critiques (plus étendue) sur cette zone du renfort (**Figure 72**).

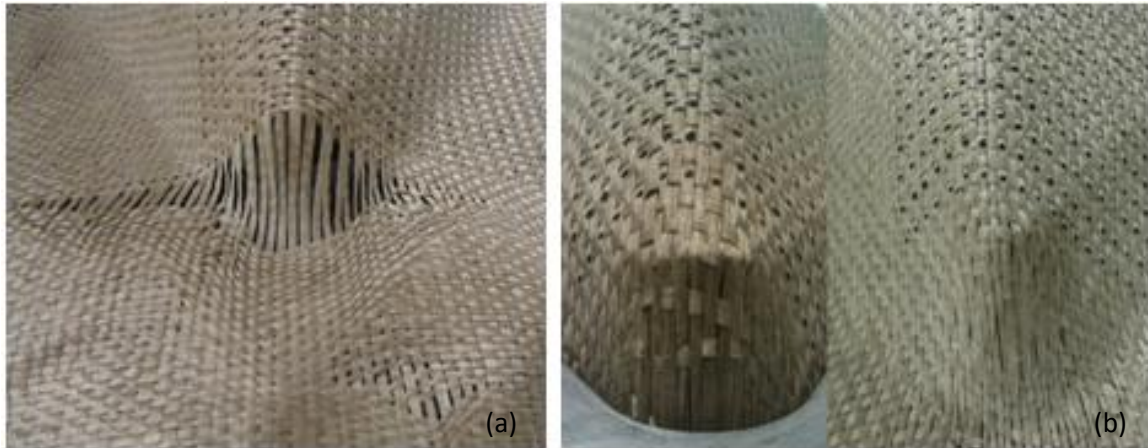


Figure 72 : Glissements observés base BC à 2,5 bars pour orientation 0° (a) et 90° (b)

Le glissement observé sur la base AB pour la configuration $90^\circ/2,5$ bars (**Figure 73**) n'est en réalité que la continuité du glissement observé sur la face B.



Figure 73 : Glissements observés sur la face B/base AB à 2,5 bars pour une orientation de 90°

Globalement, on remarque que les glissements sont plus prononcés lorsqu'on se trouve avec une orientation des mèches décrite **Figure 63**. Cette orientation de mèches est plus favorable au glissement des trames de part les espaces entre chaînes que l'inverse.

En comparant les zones de glissements et celles de bouclage, il ressort que ces deux défauts se situent le long des mèches passant le point triple du poinçon (**Figure 74**).

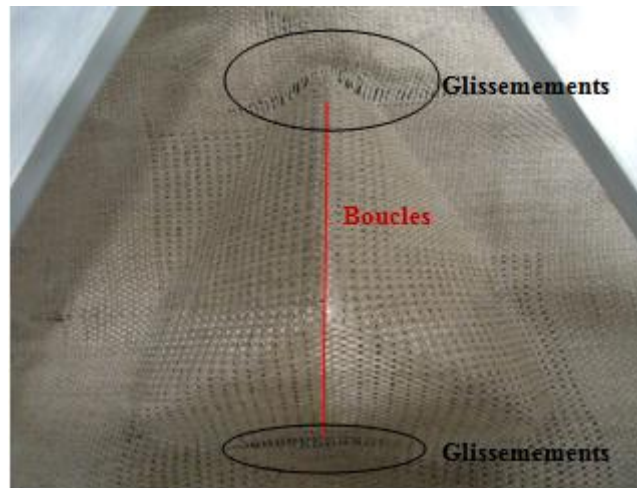


Figure 74 : Défauts observés le long de la mèche passant par le point triple à 2,5bars et une orientation de 0°

Au niveau du renfort B, aucun glissement de mèches n'est observé en dessous de 5 bars. Au-delà, on amorce le défaut au niveau de la base BC uniquement (**Figure 75**).



Figure 75 : Glissements renfort B, base BC à 5 bars et une orientation de 0°

Néanmoins, d'un point de vue global, le renfort B par rapport au renfort A et pour des configurations identiques, gère mieux ce phénomène de glissement.

A noter que ce défaut correspond à une modification irréversible de la structure tissée. Il n'est évidemment pas acceptable pour la conformité de la pièce finale, créant des zones sans fibres difficilement injectable.

De plus l'étude de la mise en forme des renforts tissés fait l'objet d'hypothèses très fortes notamment celle du non glissement du réseau de mèches (entre chaînes et trames) [BOI97]. On constate ici que cette hypothèse n'est pas satisfaisante

Enfin, les points de marqueurs préalablement placés sur les mèches verticales passant par ou proche du point triple glissent sous les mèches transverses au cours de l'emboutissage (**Figure 76**). Ce qui n'est pas le cas des mèches plus éloignées. Cet aspect marque une tension plus importante sur ces mèches induite par la géométrie du poinçon.

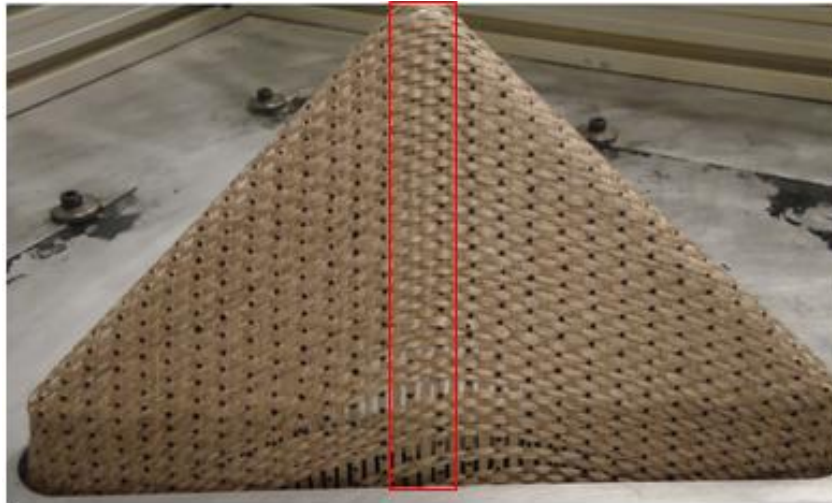


Figure 76 : Glissements des points de marqueurs le long de la mèche passant par le point triple

Ceci concorde avec le profil des contours, également nommé avalement, des renforts en dehors de la zone utile (**Figure 77**).

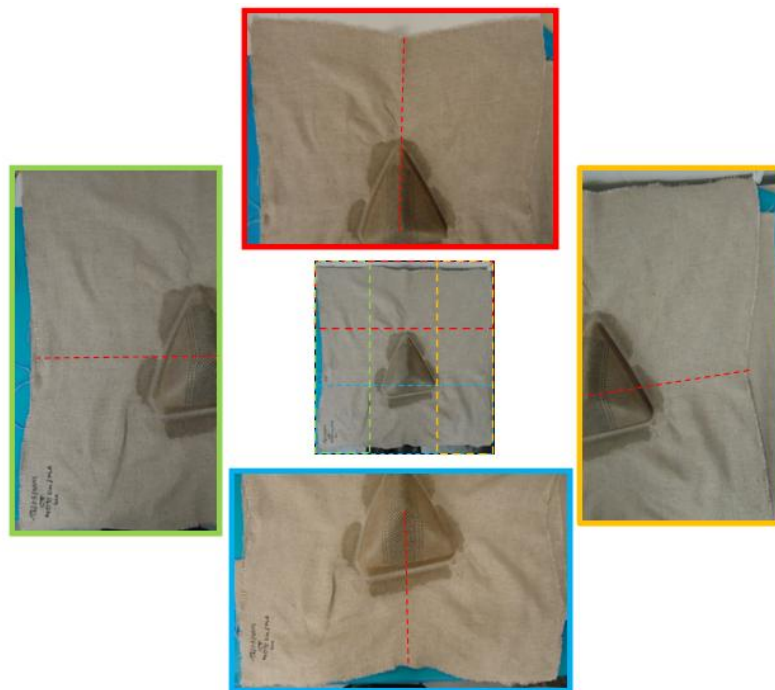


Figure 77 : Avalement caractéristique d'un renfort lors du préformage tétraédrique

On observe un avalement maximal pour chaque bord au niveau des différentes mèches passant par le point triple.

Ces glissements du réseau de mèches ont été observés par [GAT13] sur d'autres géométries de poinçon et pour des renforts à base de fibres de verre. Traités comme une perte de cohésion du tissage, leur apparition est la cause de fortes tensions dans les mèches et de la faible cohésion du renfort. L'étude menée sur le renfort A appuie ces observations.

IV.3. Plis et rupture de fibres

Les défauts de pli apparaissent lorsque le renfort n'est pas suffisamment mis en tension, ne lui permettant pas d'épouser parfaitement la forme du poinçon ou quand le cisaillement du renfort dépasse un angle limite (angle de blocage) créant des sur-épaisseurs de matière [BOI11].

Sur les essais réalisés, on se situe dans le premier cas. Lors de la montée du poinçon, la pression serre-flan est trop faible, donnant une trop grande liberté de mouvement au renfort qui glisse entre la matrice et le serre-flan.

Pour le renfort A, aucun pli n'a été observé. Pour ce qui est du renfort B, nous avons observé des défauts jusqu'à 2 bars sur la base de la préforme (**Figure 78**). C'est un défaut mineur dans le cas des renforts étudiés et qui est facilement supprimable en augmentant la pression serre-flan dans le cas du renfort B.

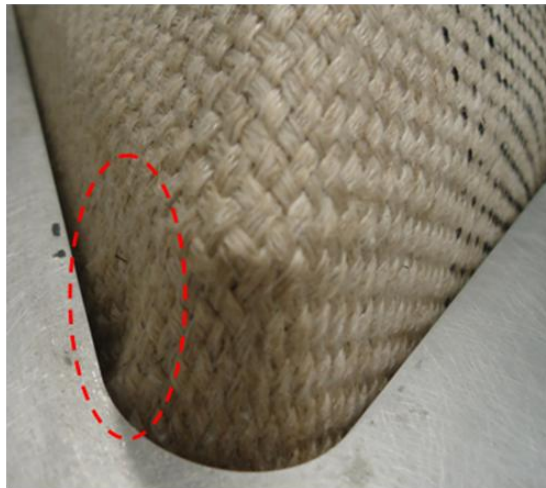


Figure 78 : Pli observés sur le renfort B

La rupture de fibres qui constituent les mèches du renfort est un défaut supposé. En effet lors de l'emboutissage, des “*craquements*” venant du renfort sont entendus. Cet aspect relève plutôt d'une approche mésoscopique que macroscopique. Une thèse menée par Moothoo [MOO13] a montré qu'avant la rupture des mèches, des ruptures successives de paquet de fibres s'opéraient au sein de ces mèches, provoquant une chute de l'effort en traction et des propriétés de la mèche. Il a également mis en évidence l'hétérogénéité des déformations au sein de la mèche lors d'essai de traction sur mèche avec mouchetis (champ de déformations). Ce type de défaut est envisagé mais ne sera pas développé dans cette thèse.

IV.4. Premières conclusions sur l'analyse macroscopique

Toutes ces observations macroscopiques nous permettent de dire, que dans cette configuration de poinçon tétraédrique et de renfort monocouche, le renfort B adopte un comportement plus intéressant que le renfort A. En effet on génère moins de défauts tout en montant à des pressions serres-flan supérieures, ce qui permet d'assurer un bon maintien du renfort lors de la montée du poinçon.

De plus, dans le cas d'un renfort non équilibré, l'orientation initiale du renfort a une incidence sur la localisation et l'amplitude des différents défauts, particulièrement les défauts de boucles et de glissements de réseaux de mèches. L'utilisation d'un renfort équilibré minimise l'apparition de ces défauts.

La modification des pressions serres-flan conditionne également l'amplitude des défauts. Peu visibles pour les défauts de boucles, elle est déterminante en ce qui concerne les défauts de glissements, notamment dans le cas de renforts non équilibrés.

Les défauts observés génèrent des modifications irréversibles de la structure de la préforme. Les glissements conduisent à la formation de zones étendues sans renfort. Ces zones, qui ne peuvent pas être comblées par l'imprégnation, contribuent à l'affaiblissement de la structure du composite.

L'architecture de la mèche joue également un rôle sur le défaut de boucles. Les mèches plates présentent une forte rigidité en flexion (suivant la direction transverse (**Figure 79**)) qui leur impose de se déformer hors plan, contrairement aux mèches retordues.

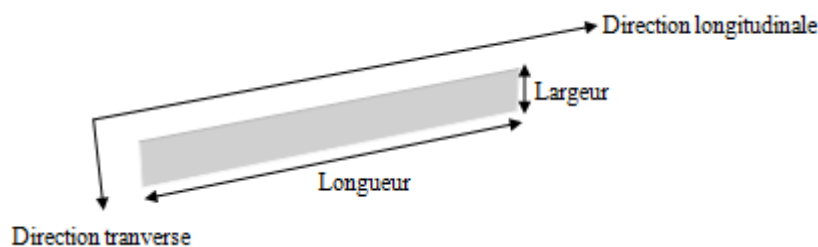


Figure 79 : Désignations des directions des mèches plates

La grande incertitude sur l'intégrité de la pièce finale vient du fait qu'on ne sait pas se qui se passe à l'échelle de la mèche (mésoscopique). Certains phénomènes de rupture, de modification de densité de fibres ou de porosité peuvent conduire à des difficultés d'imprégnation et à une baisse des propriétés mécaniques attendues pour le composite.

De manière générale, les défauts sont directement liés aux mèches les plus tendues, c'est-à-dire celles qui passent au niveau du point triple. Cette tension va être abordée par une analyse locale des déformations des mèches via l'outil de mesure sans contact associée au banc d'emboutissage (logiciel de post-traitement DEFTAC 3D).

Un essai supplémentaire a été réalisé avec le renfort B mais avec un poinçon prismatique pour des pressions serres-flan de 2 bars (**Figure 80-a**).

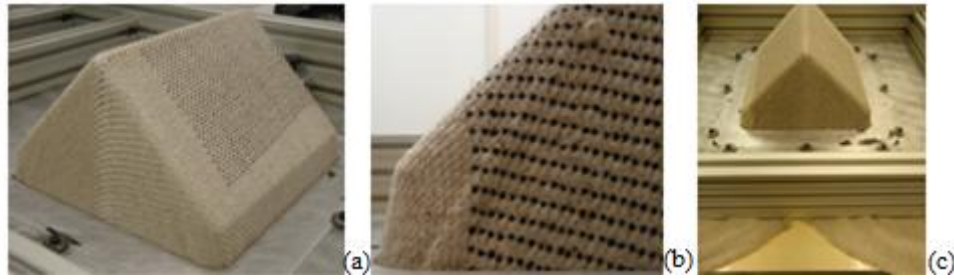


Figure 80 : Mise en forme prismatique (a), pli (b) et tension induit par le point triple (c)

Des similitudes apparaissent avec les essais menés sur une géométrie tétraédrique, notamment sur le défaut de pli (**Figure 80-b**) et sur le fait que les mèches passant par les points triples semblent plus tendues que les autres (**Figure 80-c**).

Une étude parallèle menée par [CAP14] concerne la modification des géométries serre-flan pour prévenir l'apparition de certains défauts de mise en forme sur tétraèdre. La **Figure 81** présente cette nouvelle configuration serre-flan.

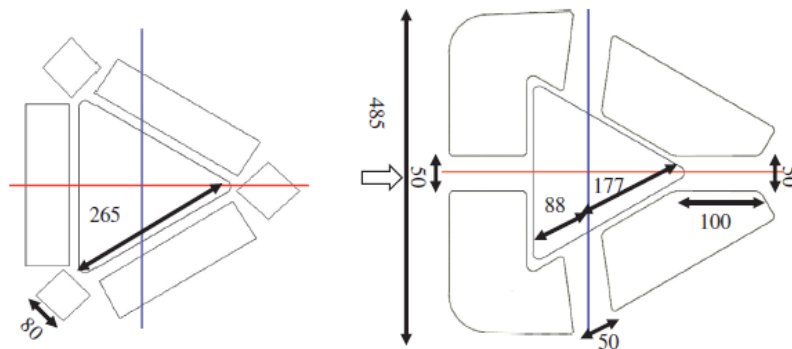


Figure 81 : Ancien et nouveau design de serre-flan [CAP14]

Ces nouvelles géométries permettent de réduire les tensions des mèches passant par le point triple, au travers des espacements de 50 mm, tout en assurant une mise en tension des mèches qui présentent des boucles.

La diminution des tensions entraîne une diminution des déformations des mèches, comme le montre la **Figure 82** qui met en comparaison les résultats obtenus par mesure optique pour les deux configurations serre-flan.

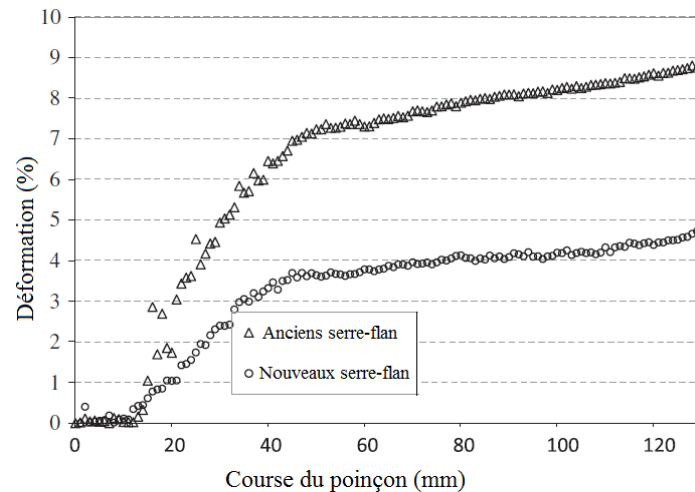


Figure 82 : Effet des géométries serre-flan sur la déformation de la mèche passant par le point triple pour un taffetas et pressions de 2 bars

Ces nouveaux serre-flan ont également permis de corriger les défauts de boucles pour le taffetas (**Figure 83-a**) et de les atténuer pour un sergé 2x2 (**Figure 83-b**).

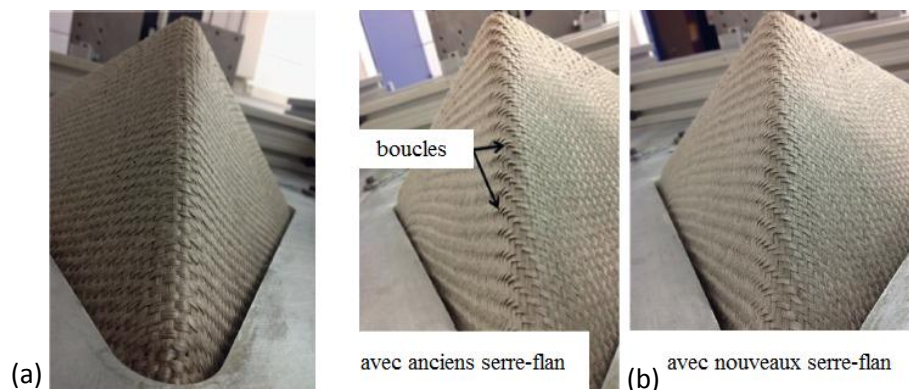


Figure 83 : Corrections du défaut de boucles observées sur l'arête BC pour un taffetas (a) et sergé 2x2 (b)

V. Mesures des déformations en tension au cours de l'emboutissage

L'analyse macroscopique a mis en avant que certaines mèches de la préforme semblaient plus tendues que d'autres, notamment celles passant par le point triple. L'objectif de cette partie est d'étudier les déformations des différentes mèches pour comprendre l'influence que peuvent avoir les paramètres matériaux et procédés sur ce comportement in-situ en déformation (cf II.3.2).

De même que pour l'analyse macroscopique, les paramètres d'intérêt concernent le type de renfort utilisé, l'orientation du renfort par rapport au poinçon et les pressions exercées au niveau des serres-flan. Pour rappel, l'analyse des déformations s'effectuera sur la face A de la préforme (**Figure 56**). Ces déformations seront exprimées en fonction de la course du poinçon, donnée en millimètres. Les mèches passant par le point triple seront systématiquement analysées. L'analyse des mèches voisines permettra d'observer l'effet de la géométrie sur la déformation des mèches.

V.1. Etude du renfort A

La **Figure 84** montre les différentes mèches testées ainsi que les sections sur lesquelles sont mesurées les déformations (entre les marqueurs circulaires colorés). La mèche 1 est celle passant par le point triple.

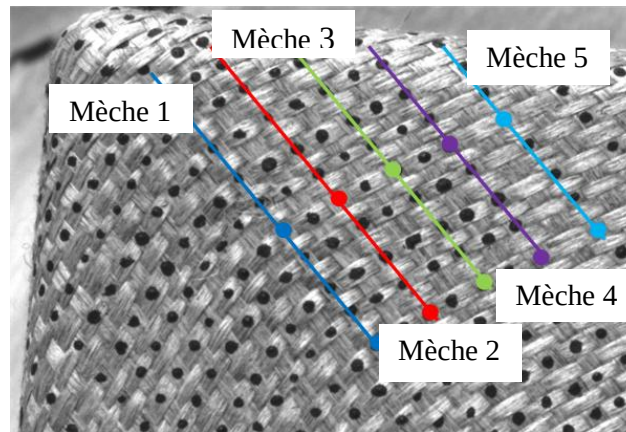


Figure 84 : Positions des mèches et marqueurs utilisées pour la mesure de déformations

La **Figure 85** montre l'évolution des déformations mesurées sur les différentes mèches considérées sur la face A de la préforme. Ce premier résultat montre que la déformation des différentes mèches n'est pas uniforme au cours de l'emboutissage du renfort. En début d'essai, aucune déformation n'est observée sur les différentes mèches étant donné que le poinçon n'est pas encore entré en contact avec le renfort. Une fois le contact amorcé, on a une augmentation quasi-régulière des déformations pour chaque mèche jusqu'à atteindre un palier, pour une course de poinçon autour de 40 mm, où les déformations augmentent moins vite.

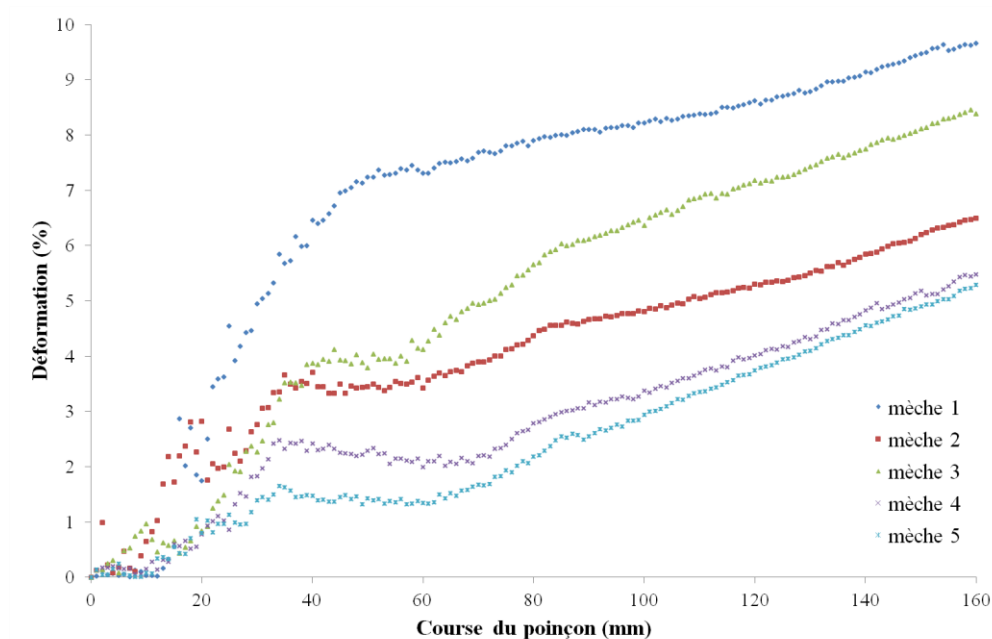


Figure 85 : Evolution des déformations des mèches verticales - Renfort A - orientation 0° et à 2 bars

On peut considérer que sur la première partie de la courbe, les déformations correspondent à la désondulation des mèches du renfort et qu'ensuite l'augmentation moins marquée des déformations est due à la mise en tension des mèches.

On peut également constater que les déformations mesurées au niveau de la mèche passant par le point triple sont plus importantes que les autres. Ces déformations s'atténuent à mesure que la mèche considérée s'éloigne du point triple. La mèche passant par le point triple atteint en fin d'essai une déformation importante de l'ordre de 9,5%.

Le renfort A n'étant pas équilibré, des mesures de déformations ont également été menées pour une orientation 90° , sur la même face de la préforme et pour des paramètres procédés identiques (pression serres-flan et course du poinçon). La **Figure 86** met en comparaison les mesures de déformations obtenues pour les deux orientations pour les mèches passant par le point triple et une autre éloignée de ce point.

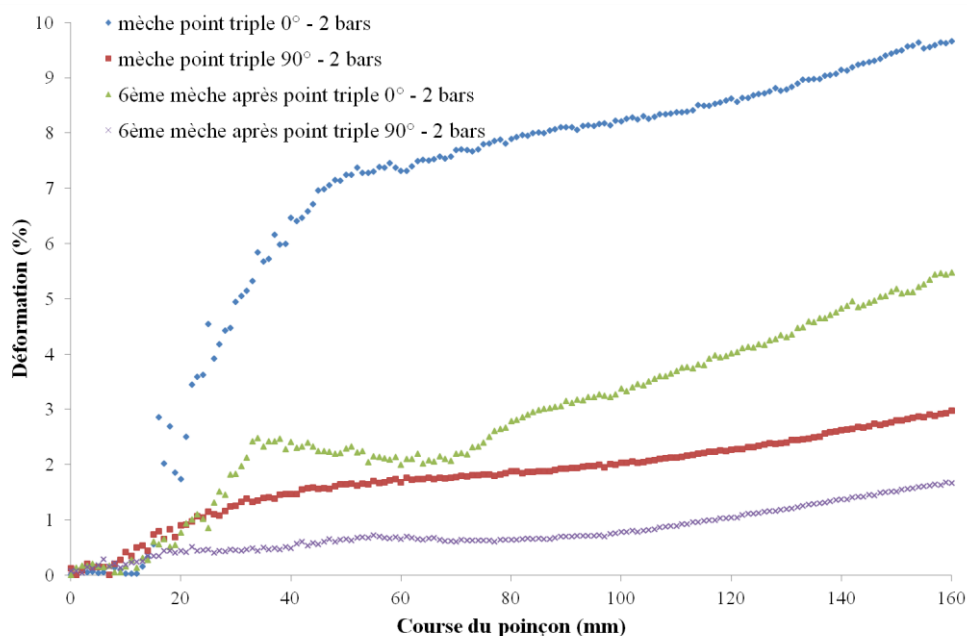


Figure 86 : Evolution des déformations pour deux orientations différentes - Renfort A - 2bars

Cette comparaison met en avant l'influence de l'orientation du renfort sur le comportement en tension des mèches. L'orientation 0° conduit à des déformations plus importantes que celles atteintes avec l'orientation 90° . Cette différence est d'autant plus significative qu'on se rapproche du point triple.

Ce phénomène est la conséquence d'un embuvage plus important suivant l'orientation 0° . Les trames sont très serrées les unes des autres tandis qu'un écartement peut être observé entre les chaînes. La conséquence est que, par le tissage, les chaînes rencontrent plus de trames sur une distance donnée que dans le cas inverse, sur une même distance. Ceci implique que dans un renfort, les chaînes vont avoir une phase de désondulation plus grande que les trames

(longueur de chaîne plus grande que celle de trame sur une même distance), et ainsi la déformation mesurée entre deux points de marqueurs est plus importante (**Figure 87**).

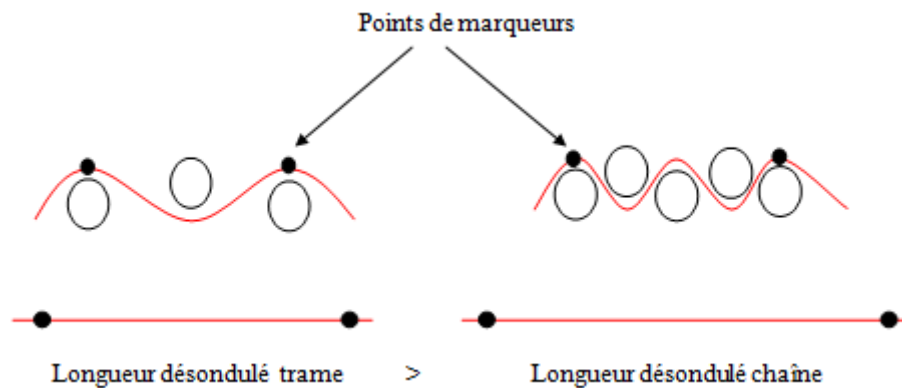


Figure 87 : Désondulation des mèches et influence sur la déformation observée

Sous l'effet de la tension, les mèches, dans un renfort, ont tendance à devenir rectilignes. Etant donné qu'aucune des deux directions (chaîne et trame) n'est laissée libre, elles subissent une modification d'ondulation sans forcément atteindre cet état rectiligne. Cela caractérise le comportement biaxial du renfort au cours du préformage.

Il a été vu que les déformations étaient plus importantes pour les mèches passant par le point triple du poinçon que pour les mèches voisines. Par conséquent, on peut affirmer que ces mèches atteignent un état de tension plus important que les autres.

Les mèches de lin utilisées pour le renfort A sont constituées de fibres dont la longueur moyenne est de 80 mm avec une variabilité comprise entre 40 mm et 600 mm. Cette variabilité laisse envisager une non-uniformité de comportement le long de la mèche. Pour s'en rendre compte, des mesures de déformations ont été réalisées entre différents marqueurs d'une même mèches comme présenté **Figure 88**. Les marqueurs ont été choisis de telle sorte que la distance, pour que chaque mesure, soit sensiblement la même et pour former trois mesures continues sur la mèche considérée.

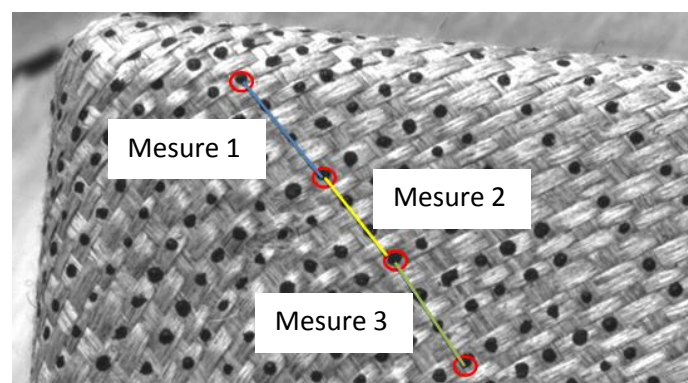


Figure 88 : Marqueurs sélectionnés pour tester l'uniformité en déformation d'une mèche (renfort A)

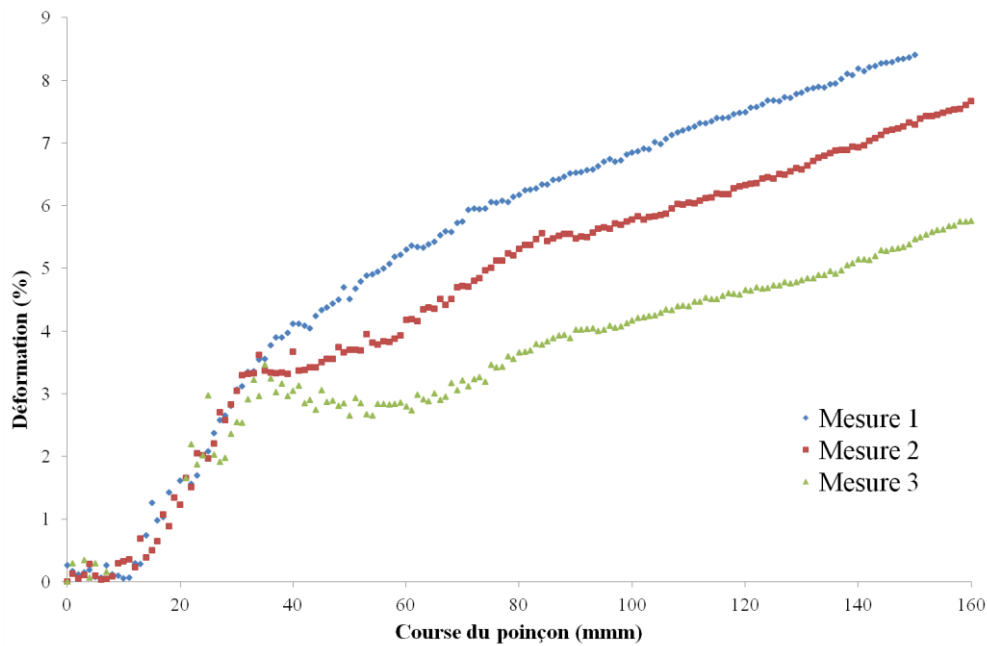


Figure 89 : Influence de la position de mesure sur la déformation en tension d'une même mèche (renfort A)

La **Figure 89** illustre la non-uniformité de comportement le long de la mèche considérée. Il semblerait toujours y avoir une phase de désondulation en début d'essai (jusqu'à environ 40 mm). Au-delà de cette course du poinçon, le comportement en déformation devient inhomogène, avec une tendance à des déformations plus importantes sur la partie haute de la mèche (vers le sommet de la préforme). On peut alors émettre l'hypothèse que les mouvements des fibres au sein de la mèche et les frottements entre les chaînes et les trames s'opèrent différemment le long de cette dernière.

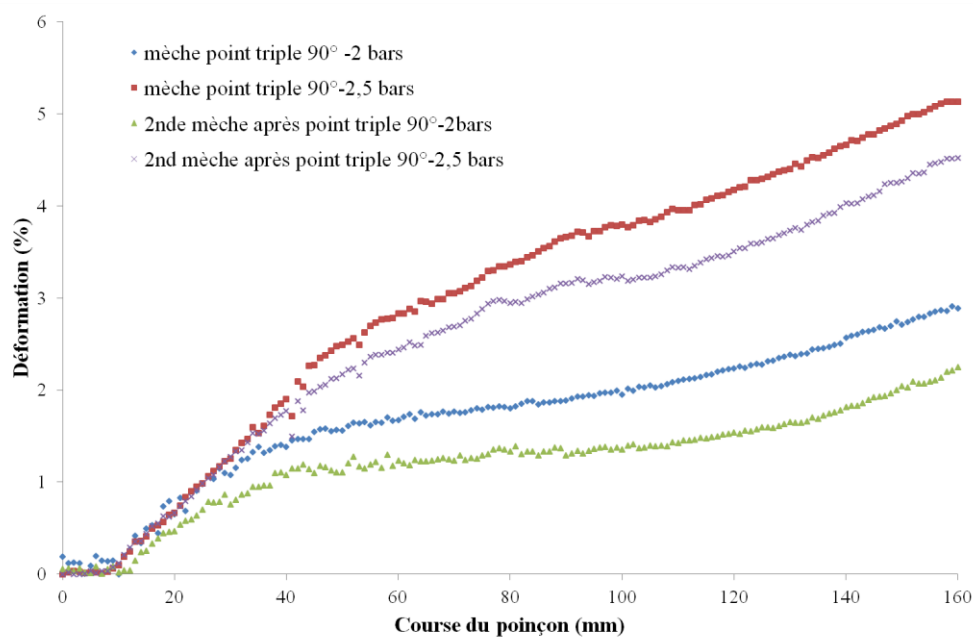


Figure 90 : Influence des pressions serres-flan sur la déformation des mèches pour une orientation 90°

L'influence des pressions serres-flan à également été étudiée. La **Figure 90** met en avant cette influence pour une orientation de 90° . L'augmentation des pressions engendre une augmentation des déformations en tension des mèches. Cette augmentation renforce le maintien du renfort entre les serres-flan et la matrice et favorise la désondulation des mèches qui conduit à une augmentation des déformations.

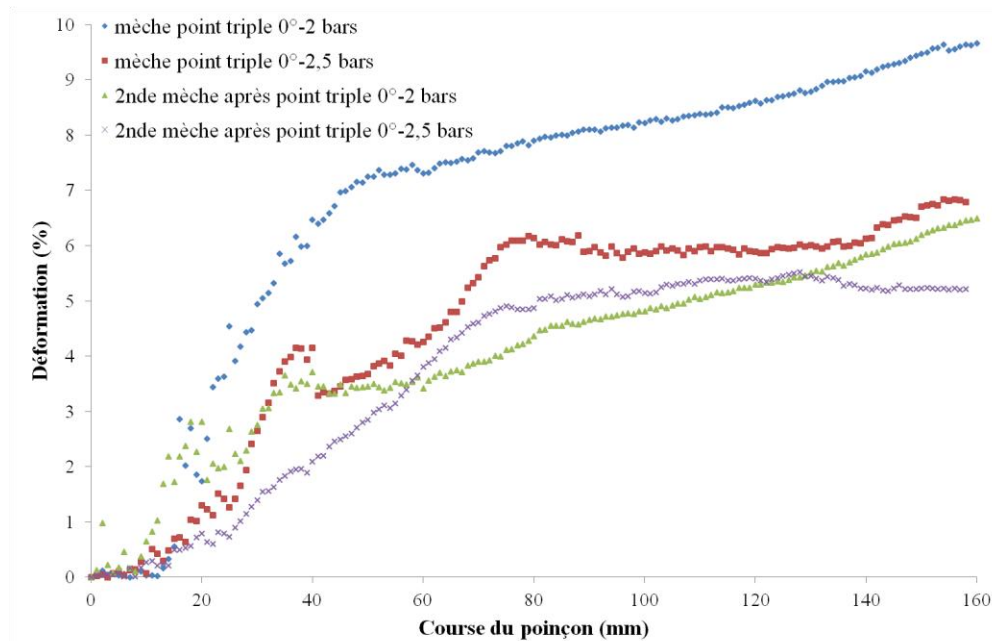


Figure 91 : Influence des pressions serres-flan sur la déformation des mèches pour une orientation 0°

La **Figure 91** met cette fois-ci l'accent sur l'influence de la pression pour une orientation 0° . Contrairement à l'orientation 90° , on observe une diminution des déformations avec l'apparition d'une zone de stabilité aux environs de 80 mm d'avancée du poinçon. Cette tendance peut suggérer un glissement du réseau des mèches qui prend le dessus sur la déformation des mèches. Les images caméra semblent valider cette hypothèse (**Figure 92**) où à 2,5 bars, les marqueurs placés sur les chaînes passent sous les trames.

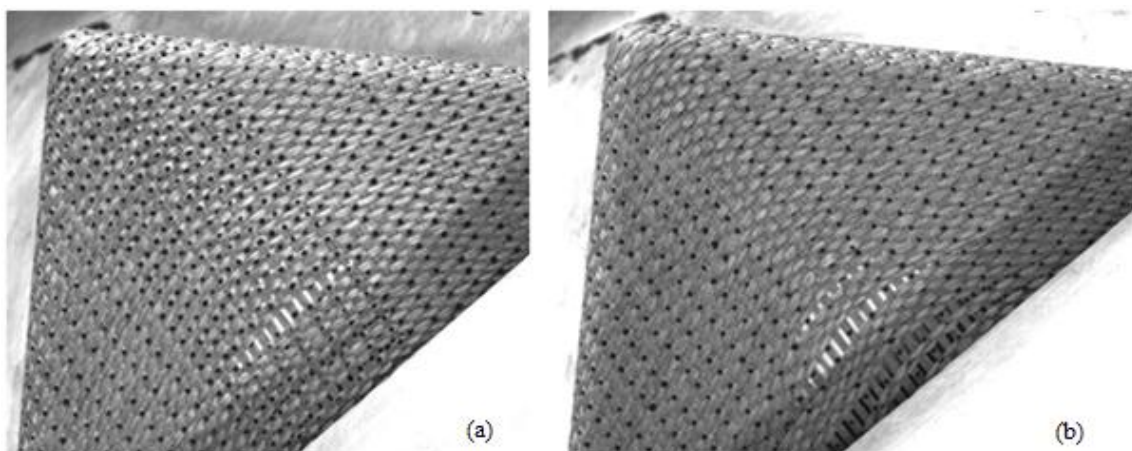


Figure 92 : Image caméra préforme finale orientation 0° à 2 bars (a) et 2,5 bars (b)

En parallèle, des essais de traction biaxiale à rupture ont été menés pour différents rapports de déformation $k_c = \epsilon_{\text{chaîne}}/\epsilon_{\text{trame}}$. Les mesures de déformations ont été réalisées suivant la méthode optique utilisée pour l'emboutissage mais avec une approche 2D.

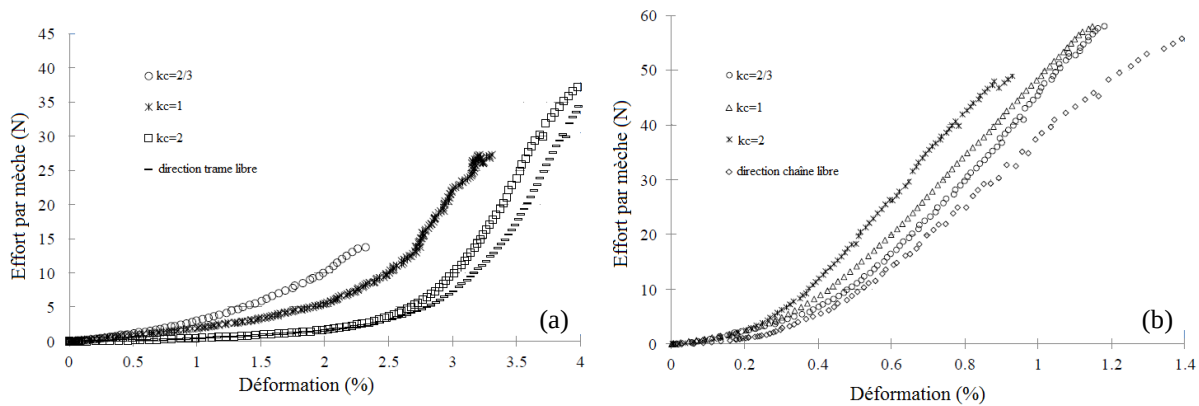


Figure 93 : Déformations des chaînes (a) et trames (b) pour différents rapports de déformation k_c

La **Figure 93** représente le comportement biaxial du renfort A. Elle met en avant l'effet du tissage dans les deux directions du renfort. L'embuvage étant plus important dans la direction chaîne, on observe des déformations atteintes plus conséquentes que pour les trames. Les déformations maximales sont atteintes lorsqu'une des deux directions de mèche reste libre (correspond à un essai uniaxial). Dans le sens trame les déformations atteintes sont de 1,4% contre 4,5% dans le sens chaîne. L'absence de tension transverse permet une plus grande désondulation.

On remarque que l'augmentation du rapport k_c conduit à une mise en tension des trames beaucoup plus rapide, caractérisée par une phase non-linéaire moins prononcée. L'augmentation de la déformation dans le sens chaînes réduit la phase de désondulation dans le sens trame.

Les essais ont montré qu'il n'y avait pas de rupture brutale des mèches. Cependant une perte de rigidité est observée qui peut être imputée à des ruptures locales de fibres. Cette perte de rigidité apparaît pour de faibles efforts de traction. On remarque que si on se place dans le cas le plus favorable à la déformation, c'est-à-dire avec une direction libre, les déformations maximales observées demeurent en-dessous de celles observées lors de l'emboutissage (9,5% dans le sens chaîne et 3% dans le sens trame pour une pression de 2 bars). Il peut alors être suggéré que des ruptures locales de fibres, qui s'accompagnent de glissements entre paquets de fibres, soient causées lors de l'emboutissage du renfort A.

V.2. Etude du renfort B

Les mêmes études ont été réalisées pour le renfort B. D'un point de vue général, on observe une tendance similaire à celle obtenue pour le renfort A, avec des déformations qui augmente à mesure qu'on s'approche du point triple. On remarque également un effet de symétrie

lorsqu'on met en parallèle le comportement des mèches jouxtant celle passant par le point triple (Figure 94).

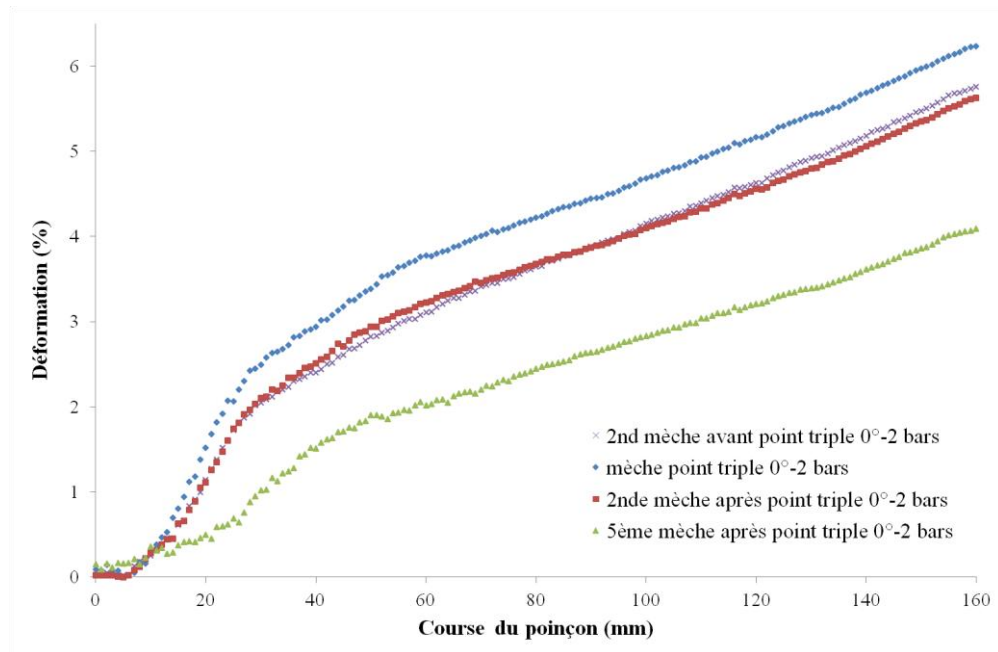


Figure 94 : Evolution des déformations des mèches verticales - Renfort B - orientation 0° et à 2 bars

L'homogénéité des déformations sur une même mèche a également été éprouvée, de la même manière que pour le renfort A (Figure 95).

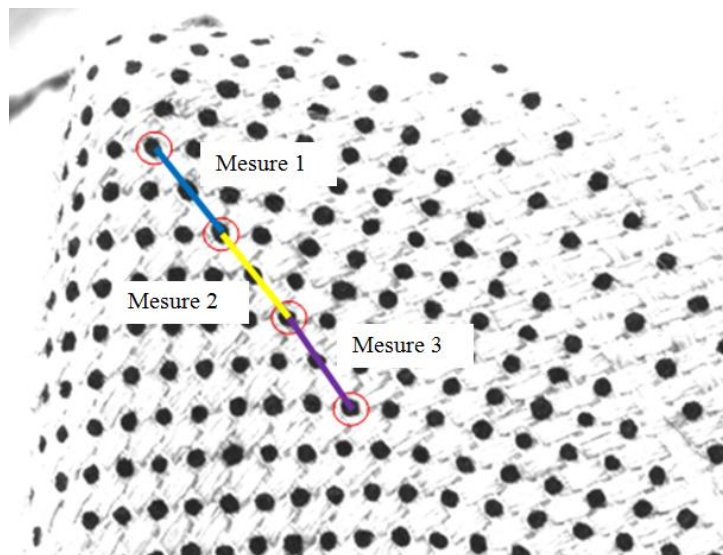


Figure 95 : Marqueurs sélectionnés pour tester l'uniformité en déformation d'une mèche (renfort B)

Le constat est le même que pour le renfort A mais on s'aperçoit que localement, les déformations mesurées peuvent s'avérer plus conséquentes que si on considère une longueur de mèche plus grande (Figure 96).

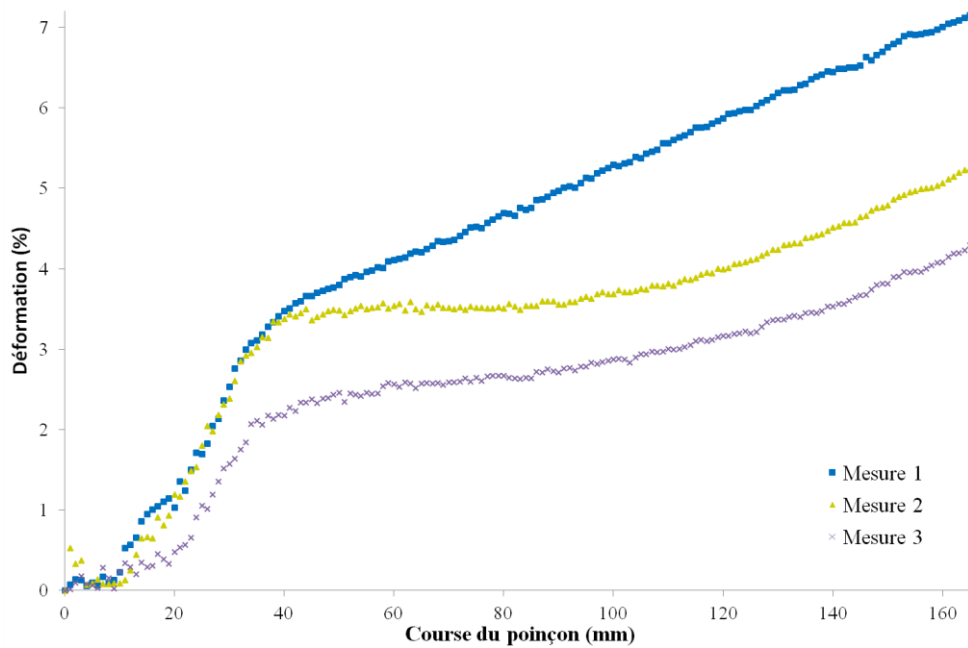


Figure 96 : Influence de la position de mesure sur la déformation en tension d'une même mèche (renfort B)

Enfin la modification des pressions serres-flan impacte sur la déformation des mèches au cours de l'emboutissage, toujours en induisant un accroissement des déformations avec la pressions exercées (**Figure 97**).

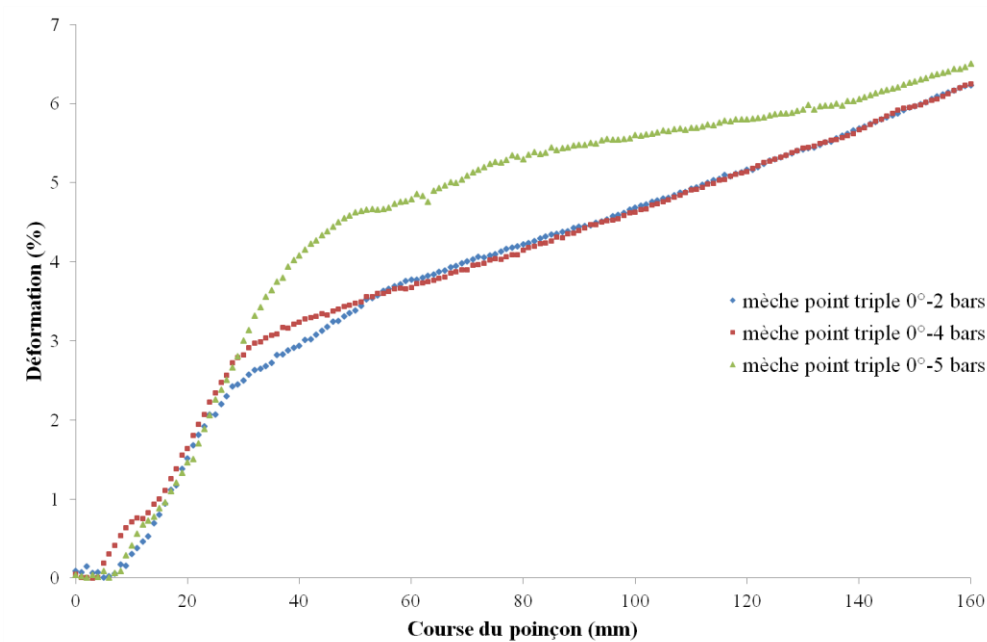


Figure 97 : Influence des pressions serres-flan sur la déformation des mèches pour une orientation 0°

VI. Conclusions sur la mise en forme

Ces études, qui avaient été menées, dans la littérature, principalement sur des renforts en verre et carbone, ont été conduites sur des renforts à base de fibres de lin, alors que jusqu'à présent,

l'échelle des fibres constituait le sujet de la majorité des travaux sur les renforts à base de fibres naturelles. Les observations macroscopiques couplées aux résultats issus de l'analyse optique ont montré l'influence que pouvait avoir les paramètres procédés sur le comportement du renfort à la mise en forme mais également l'importance du comportement matériau à toutes ses échelles (renfort, mèches et fibres).

Il a été montré, dans un premier temps, que les propriétés architecturales du renfort (mèches et équilibrage) et procédé (pressions serre-flan et orientation du renfort) conditionnent l'apparition de défauts de mise en forme qui altèrent l'aspect de la préforme et éventuellement les performances finales du composite.

Des mesures de déformations par suivi de marqueurs ont mis en évidence les effets de la géométrie sur la répartition des tensions au sein des mèches. Ces dernières augmentent lorsque la mèche se rapproche du point triple de courbure dans le cas d'une mise en forme tétraédrique, les défauts observés se concentrant tous autour de cette zone de forte tension.

Les déformations obtenues par essais de traction uniaxiale et biaxiale ont été comparées à celles mesurées lors de l'emboutissage. Il apparaît que les déformations mesurées sur les mèches passant par le point triple dépassent la limite où les premières ruptures locales de fibres apparaissent. De plus, des mesures locales au sein d'une même mèche indiquent que les déformations ne sont pas homogènes le long de cette dernière.

En perspective à cette démarche expérimentale il serait par conséquent intéressant de caractériser ces modifications à l'échelle microscopique (rupture de fibres) et quantifier leur impact sur les propriétés d'imprégnation ou sur les performances mécaniques du composite final. Par ailleurs dans ces essais n'ont pas été réalisés de préformage multiplis, les phénomènes de glissement entre les couches n'ont pu par conséquent être appréhendés.

Enfin lorsqu'on s'attarde sur les défauts générés lors de la mise en forme, on constate que les glissements de réseaux de mèches peuvent être contrôlés par la pression exercée sur les serres-flan et par un tissage serré du renfort. Cependant le défaut de boucles, peu étudié et commun à plusieurs renforts de compositions et d'architectures différentes, est difficilement contrôlable sur ces formes complexes à l'aide des seuls paramètres procédés. L'annihilation de ce défaut semble passer par un travail sur l'architecture des renforts mais cela nécessite de comprendre en premier lieu comment est généré ce défaut. Pour cela, on se propose, au travers du chapitre III, de mettre en place une méthode de caractérisation du défaut de boucles qui jusqu'alors n'existe pas.

CHAPITRE III : Caractérisation du défaut de boucles

Ce troisième chapitre concerne la mise en place d'une méthode de caractérisation du défaut de boucles observé lors de mise en forme. La démarche de mise en place d'un prototype de banc de caractérisation et de son instrumentation sera présentée. Les résultats issus des premiers essais menés sur différentes architectures de renforts et pour des paramètres de mise en tension variables seront analysés et confrontés.

I. Introduction

L'étude sur la faisabilité de mettre en œuvre des renforts secs pour composites à base de fibres naturelles de lin (cf chapitre II) a mis en évidence un certain nombre de défauts, liés à la fois aux caractéristiques du renfort (architecture, composition, matière) mais également aux paramètres de mise en forme (pressions, orientation de renfort et géométrie du poinçon).

Ces défauts posent des interrogations sur l'intégrité des pièces finales. Les glissements des réseaux mèches (décohésion irréversible de la structure tissée) conduisent à la création de zones sans matière qui peuvent perturber la phase d'injection et nuire aux propriétés mécaniques de la pièce. Ces défauts peuvent être en partie observés via le suivi de marqueurs 3D et corrigés en agissant sur les paramètres procédés comme les pressions appliquées au niveau des serres-flan [CAP14, ZHU11]. Cependant un deuxième défaut, identifié par des sur-épaisseurs de matière, localisées, à l'apparence de boucles (**Figure 98**) et qui s'assimile à du flambement hors plan des mèches qui constituent le renfort, ne peut pas être quantifié via l'outil optique actuel et demeure très difficile à supprimer.



Figure 98 : Observations des boucles après mise en forme tétraédrique sur renfort en lin

L'identification des différents paramètres influants du banc expérimental de préformage afin de supprimer ces défauts étant complexe, et l'absence d'outil de caractérisation, à l'échelle du renfort, dédié à ce problème de bouclage, nous ont conduits à définir et concevoir un banc d'essai spécifique. L'objectif étant de participer à la compréhension, la réalisation et la caractérisation du phénomène de bouclage en déterminant un ou plusieurs critères d'apparition qui puissent être utilisés lors de la mise en œuvre RTM.

Cette démarche est similaire à celle déployée pour le comportement des renforts en cisaillement. En effet, lors du procédé de préformage les déformations de cisaillement dans le plan du renfort peuvent être significatives (angle pouvant atteindre 40 à 50°) [BAD08b, BUE01, GAT13]. De nombreuses études [ALL11, ALL14, BOI11, PRO97, ROZ00] ont mis en relation les défauts de type plis observés lors du préformage avec la limite du comportement, traduit par l'angle de blocage, atteint par le renfort lors du procédé. La complexité du procédé de préformage pour conduire une analyse expérimentale d'identification du comportement en cisaillement plan des renforts a conduit au développement de bancs de caractérisation dédiés à ce comportement, dits de Bias-test ou de Picture-Frame [CAO08, LAU08, LOM08, PEN04, POT06, WIL08].

A notre connaissance le défaut (ou phénomène de bouclage) lors du procédé de préformage n'a fait l'objet que de travaux très récents [CAP14, CAP14b, OUA11, OUA12, OUA12b, OUA13, TEP14]. Ce chapitre s'inscrit dans le développement d'un banc spécifique de caractérisation, indépendamment du procédé afin de maîtriser la compréhension de ce phénomène.

II. Analyse des défauts de types boucles lors du procédé

La réduction et l'annihilation des boucles passent par un travail à la fois sur les paramètres procédés et également sur ceux associés à l'architecture des renforts. L'outil envisagé doit amener à comprendre le phénomène de boucles ou les phénomènes à l'origine des boucles. Ces connaissances serviront à optimiser les paramètres du procédé afin de limiter ou supprimer ces défauts.

Les différents essais expérimentaux de préformage menés sur des poinçons de géométries complexes ont permis d'établir différentes hypothèses sur les conditions d'apparition du défaut de boucles.

II.1. Défaut généré pour différentes natures de renfort

Le phénomène de bouclage n'est pas un défaut lié uniquement aux renforts en lin. Il a pu être observé par [DUO08] sur des renforts à base de fibres de carbone (G1151) et fibres de verre (**Figure 99**). La compréhension de ce défaut s'intègre donc dans un cadre dépassant celui spécifique des renforts à base de fibres de lin.

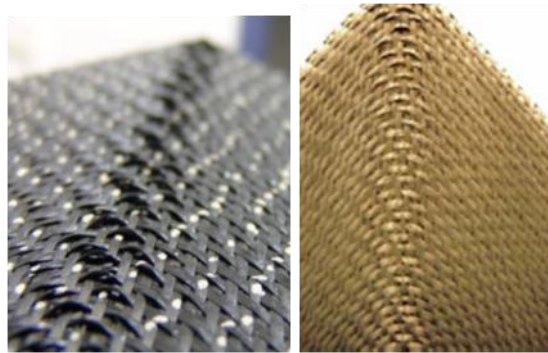


Figure 99 : Boucles observées sur des renforts de différentes natures [DUO08]

L'utilisation de renforts à base de fibres de lin comélées (PLA ou PP) n'a pas montré d'influence majeure de la composition sur l'apparition du défaut. Dans les paramètres relatifs aux renforts, le défaut semble lié plus aux paramètres d'architecture du renfort plutôt qu'à la nature des fibres le constituant.

Des essais de mises en forme ont été menés sur d'autres architectures de renforts. Des renforts à bases de fibres de lin et d'architectures NCF (Non-Crimp Fabrics) ont été préformés. Ces renforts résultent de la superposition de deux couches d'unidirectionnels orientées à $\pm 45^\circ$ par rapport au fil de « stitching ». Ces essais, menés sur des poinçons de géométrie tétraédrique, montrent que ce type d'architecture ne conduit pas à l'apparition des boucles (**Figure 100**) et tendent plutôt à générer des défauts de pli ou de rupture des fils de « stitching » assurant la liaison entre les couches d'unidirectionnels.



Figure 100 : Visualisation de la face A (a) et C (b) du tétraèdre sans boucles pour un renfort NCF

Ce comportement vient de la méthode d'assemblage des couches entre-elles qui repose uniquement sur le fil de couture et non sur un entrelacement comme dans les structures tissées. En se référant à la **Figure 100-a**, on voit que les mèches ne sont soumises qu'à de la traction dans leur direction, et que les fils de stitching adoptent une certaine courbure. En se référant à la **Figure 100-b**, les fibres ne forment pas de défauts de type boucles.

L'utilisation de fils guipés au sein de renforts de type hopsack (cf chapitre I – Taffetas Biotex) réduit considérablement le bouclage. En effet les fils sont ronds et de faibles diamètres, ce qui semble limiter le flambement de la mèche. Cependant, les fortes tensions suggérées par

l'aspect du renfort (**Figure 101**) pose de nombreuses questions sur l'intégrité aux échelles inférieures à celle du renfort.

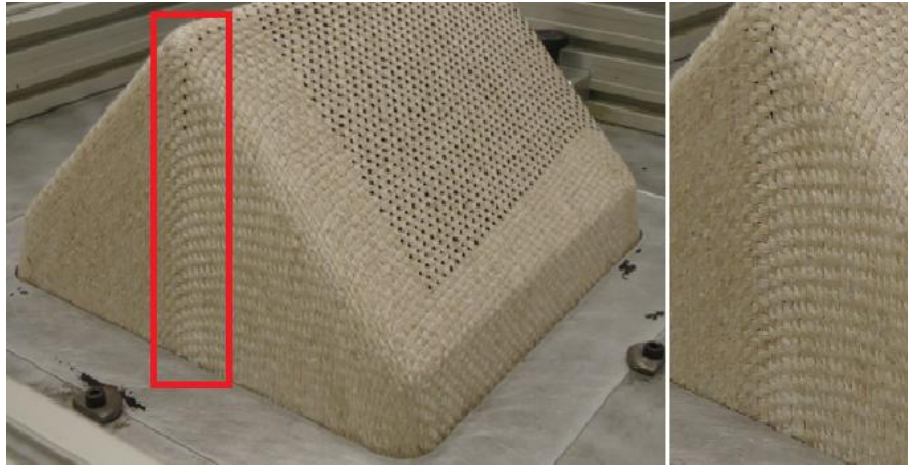


Figure 101 : Visualisation des fortes tensions sur le prisme, sans boucles, pour un renfort Biotex (mèches torsadées)

D'autres renforts comme les 3D interlock de verre, utilisés dans le cadre des travaux de la thèse de Jean-Emile Rocher (débuté en 2011), ne présentent pas de boucles lors de leur mise en forme (**Figure 102**).



Figure 102 : Mise en forme tétraédrique 3D interlock de verre et ligne de bouclage théorique

Ce tissu présente une épaisseur d'environ 4mm (soit 5 couches de renforts). Le bon comportement au bouclage s'explique par un tissage très serré. De plus, les mèches qui composent le renfort sont des mèches coméllées rondes. De fait, les fibres ne sont pas liées les unes aux autres, ce qui leur permet de se réarranger lors du procédé d'emboutissage au lieu de boucler. Ce type d'architecture s'accommode donc plutôt bien aux géométries à plusieurs courbures malgré l'apparition de plis sur la base de la préforme [\[ROC13\]](#).

Ces deux exemples montrent que la courbure des mèches constatée sur les faces (**Figure 101** et **Figure 102**) n'explique pas à elle seule l'apparition des défauts de boucles mais que l'architecture des renforts contribue à leur apparition.

II.2. Phénomène répétable et localisé

Le bouclage est un défaut qui n'apparaît pas aléatoirement lors de la mise en forme des renforts. Les essais de mise en forme réalisés sur un poinçon tétraédrique et pour deux orientations de renfort différentes (0° et 90°) ont conduit à la formation de lignes de boucles systématiquement localisées sur les mêmes zones de la préforme (**Figure 103**). Ces zones d'apparition, qui se situent le long des mèches passant par le point triple, sont conditionnées par la géométrie du poinçon mais également par l'équilibrage ou non du renfort.

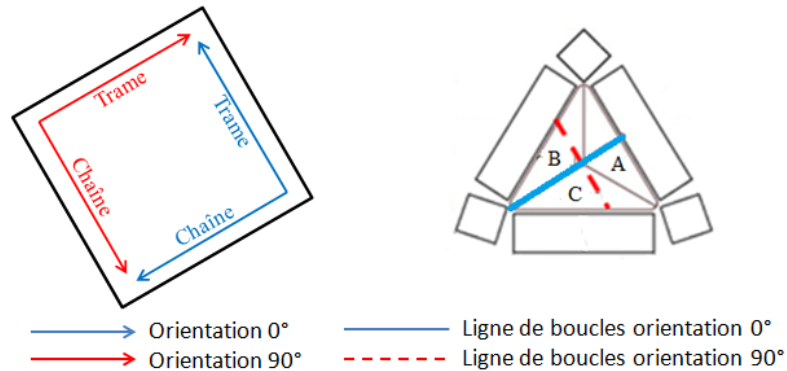


Figure 103 : Orientation du renfort sur poinçon tétraédrique et lignes de boucles

Les mêmes constatations ont été faites par [DUO08] lors de la mise en forme sur poinçon tétraédrique de renforts carbonés G1151 (**Figure 104-a**).

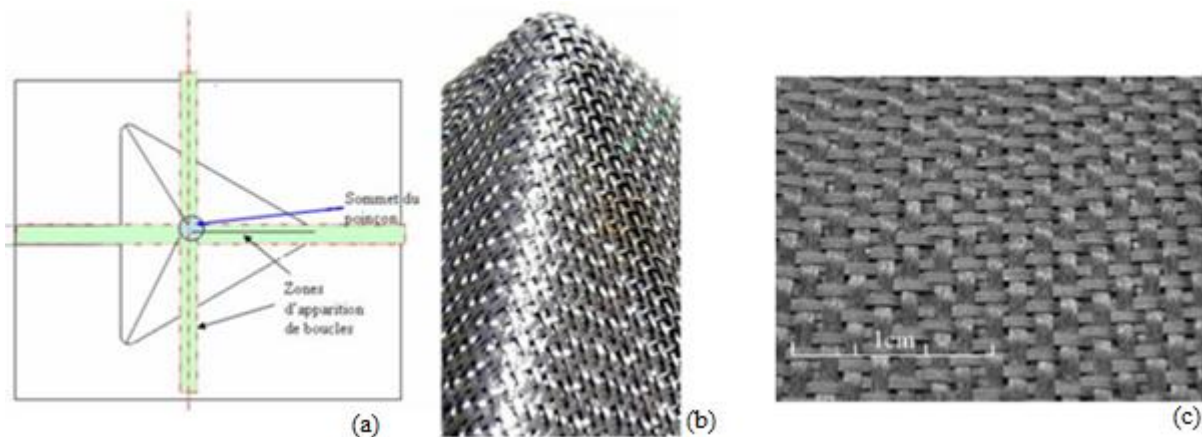


Figure 104 : Position des boucles (a) et boucles (b) observé sur renfort carbone G1151 (c) [DUO08]

Dans le cas du G1151, qui peut être visualisé **Figure 104-c** et qui est considéré comme équilibré, on remarque des espacements importants entre les mèches dans les deux directions du renfort. Dans le chapitre II, il a été vu que le renfort qui bouclait (renfort A) possédait des espacements uniquement dans une direction du tissage. L'orientation initiale est à considérer sur les zones d'apparition des boucles contrairement au cas du G1151.

Enfin, il est à noter que les essais sur renfort G1151 ont été réalisés en multicouches jusqu'à 4 couches. A chaque fois, les boucles ont été constatées [PRISME]. La **Figure 105** montre les zones de boucles observées pour 4 couches de G1151.

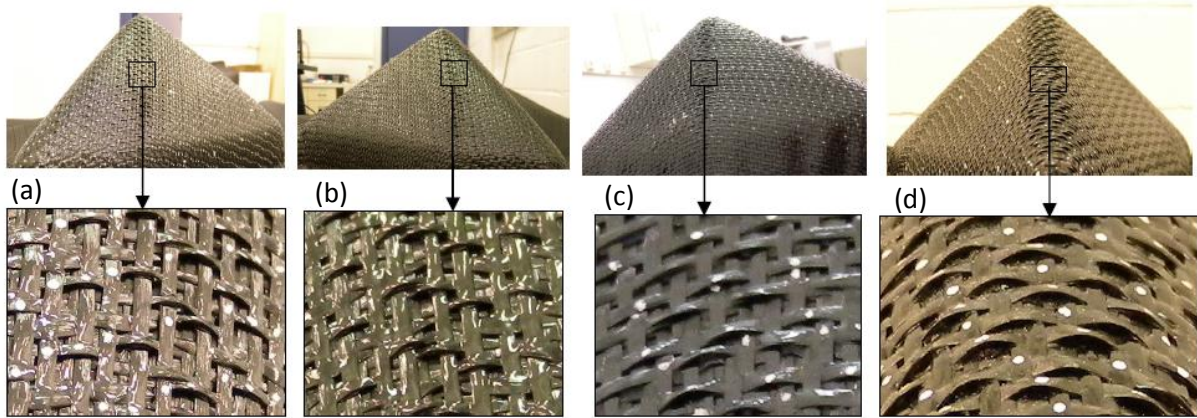


Figure 105 : Boucles faces A (a), C (b), B (c) et arête BC (d) – Essai tétraédrique 4 couches, 1 bars [PRISME]

Cependant, ils n'ont pas relevé d'influence particulière du nombre de couches sur le comportement au bouclage.

II.3. Défaut généré pour différentes géométries d'emboutissage

Le bouclage n'est pas un défaut spécifique aux géométries tétraédriques. Il a pu être également observé avec des poinçons à géométries prismatiques et cubiques comme le montre la **Figure 106**.

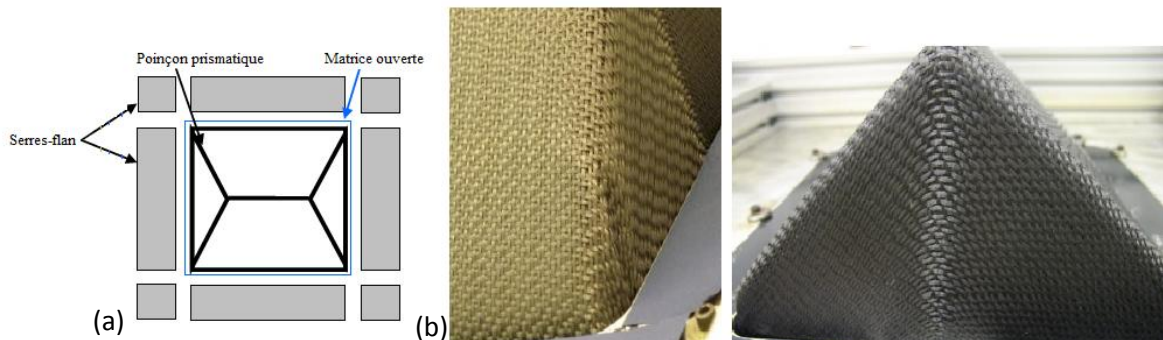


Figure 106 : Mise en place prismatique (a) et défaut de boucles observés (b) et (c) [ALL14]

Au travers des essais sur des géométries prismatiques et tétraédriques, les zones de boucles se situent toujours sur une ligne partant du sommet de la forme (point de triple courbure) jusqu'à la base de la préforme. Dans le cas du prisme elles apparaissent également sur les arêtes des petites faces [PRISME] comme le montre la **Figure 107**.

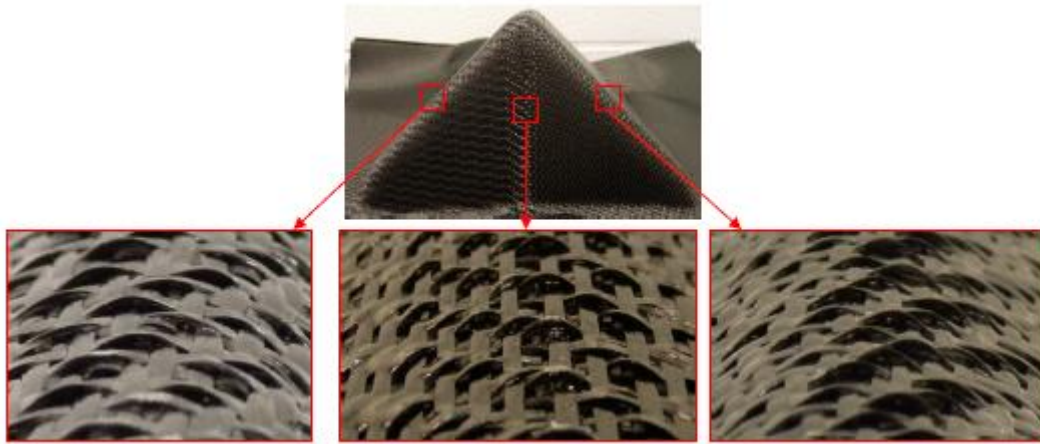


Figure 107 : Zones de boucles observées sur mise en forme prismatique G1151, 4 couches, 1 bars [PRISME]

La géométrie, couplée à l'orientation du renfort, conditionnent les localisations de boucles. Tous ces essais sur formes complexes nous ont conduits à penser que le phénomène de boucles est généré plutôt pour des structures entrelacées (dans le cadre de cette thèse, tissées) au niveau des zones où :

- Une direction de mèches est soumise à de fortes déformations en tensions.
- La seconde direction de mèches présente des courbures.

III. Mécanismes des défauts de type boucles

L'étude plus spécifique de la déformation du matériau dans les zones de bouclage a conduit à la définition d'une cinématique pour reproduire le défaut dans le plan. Les différents mécanismes amenant à générer le bouclage vont être exposés.

III.1. Mécanisme de flexion dans le plan

La première constatation a été que les boucles apparaissent dans les zones où les mèches qui fléchissent au cours de la mise en forme et plus précisément au niveau du point de courbure de ces mèches (**Figure 108**).

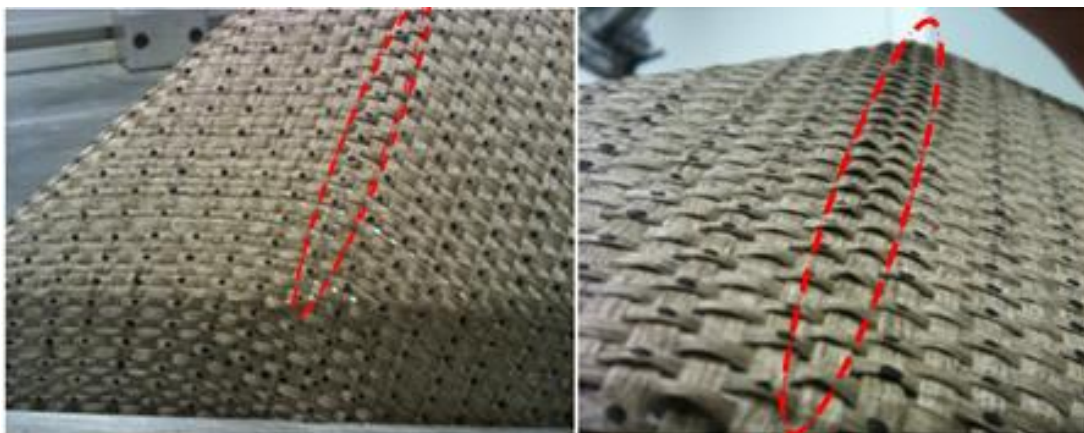


Figure 108 : Vues d'une même face sur un renfort Depestele 100% lin et ligne de bouclage

Ces points de courbures coïncident avec la direction de la mèche (dans l'autre direction) passant par le point triple de la préforme (**Figure 109**). La géométrie du poinçon impose donc la courbure. Etant donné que par le point triple passe un faible nombre de mèches, la largeur de la zone de boucles reste faible (sur quelques mèches).

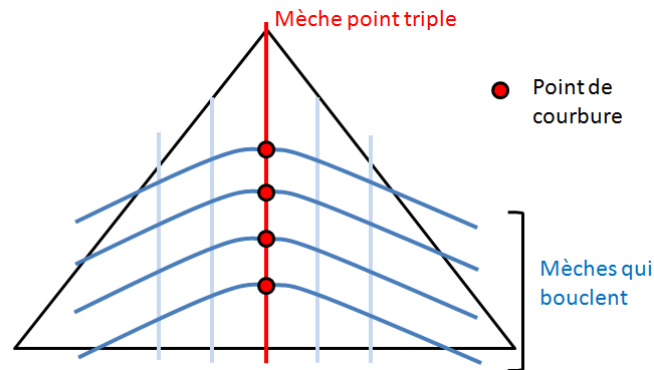


Figure 109 : Localisation des points de courbures

Plusieurs études [ALL14], [PRISME] se sont consacrées à la mesure des angles de cisaillement sur les différentes faces de la préforme tétraédrique. Elles ont montré une symétrie d'angle de cisaillement de part et d'autre des points de courbure de la mèche sur laquelle le bouclage est constaté mais également une continuité sur la hauteur de la préforme (**Figure 110-a**). Cette symétrie montre que la courbure de ces mèches ne rompt pas leur continuité (et ne génère pas de rupture de mèche) et que la cinématique associée à cette courbure peut être étudiée à partir des phénomènes étudiés sur ces faces où apparaissent ces boucles.

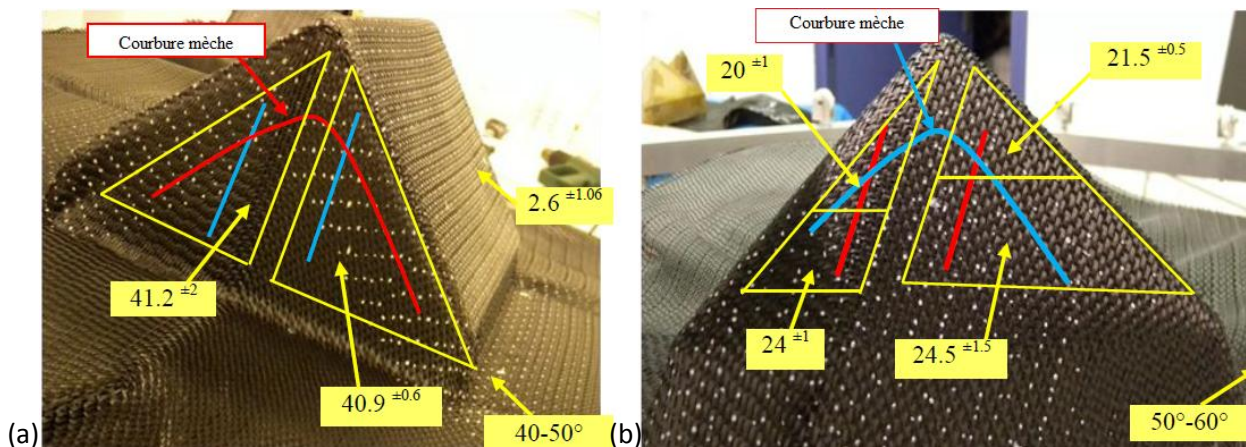


Figure 110 : Relevés des angles de cisaillement sur préforme prismatique – Face A (a) et tétraédrique - Face B (b) [ALL14]

Les angles de courbure ont été également mesurés par la méthode décrite **Figure 111**. Cette méthode revient à mesurer l'angle formé par les tangentes aux directions d'une même mèche.

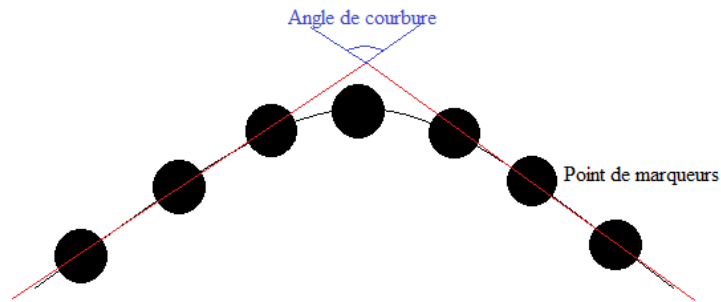


Figure 111 : Méthode de mesure des angles de courbure

Ils ne représentent pas la courbure à proprement parler mais donne une indication sur l'orientation des mèches de part et d'autre de la ligne de bouclage. Il est constaté que cet angle, mesuré sur la toute la hauteur de la face A de la préforme, ne présente qu'une faible variation (**Figure 112**) avec des angles légèrement plus faibles sur la partie haute de la préforme, ce qui rejoint les mesures de cisaillement précédentes où la même tendance est observée.

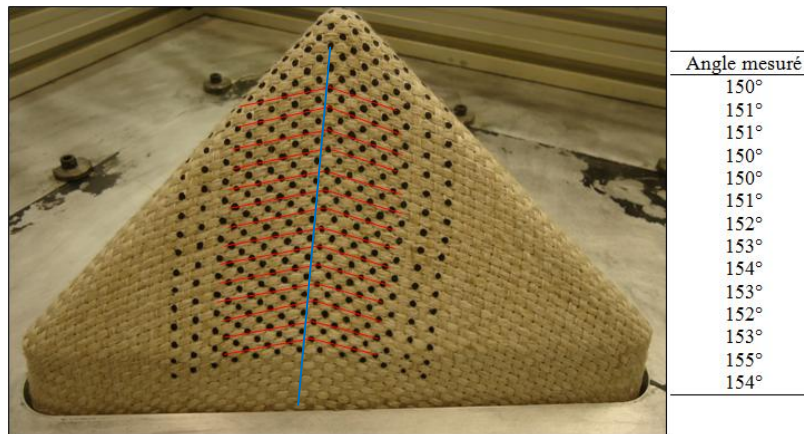


Figure 112 : Exemple de mesures d'angles de courbure (par 3 points)

Cette quasi-continuité d'angle de courbure implique un déplacement quasi-identique de toutes les mèches de part et d'autre de la ligne de bouclage (conservation des longueurs de mèche) et une conservation de l'alignement entre mèche qui est vérifié par l'alignement des points de marqueur d'une mèche à l'autre. On peut alors schématiser le déplacement comme présenté **Figure 113**.

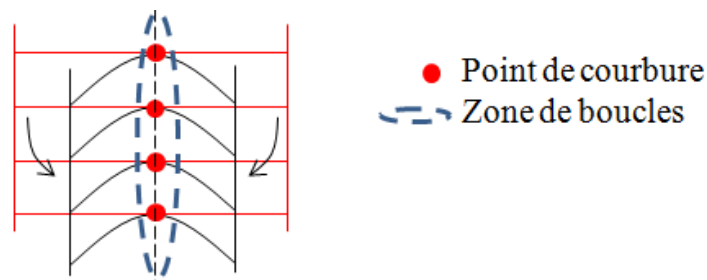


Figure 113 : Schématisation du mécanisme de flexion

III.2. Mécanisme de tension

Cependant les mécanismes de flexion dans le plan et de courbures des mèches ne suffisent pas à générer des défauts de type boucles. Il a été remarqué que les lignes de bouclage sont situées au niveau des mèches passant par le point triple du poinçon tétraédrique, là où les déformations en tensions sont les plus importantes (III.1.3). Comme il a été montré dans le chapitre II, ces déformations en tensions diminuent à mesure que l'on s'écarte de ce point triple. La **Figure 114** schématise ce comportement.

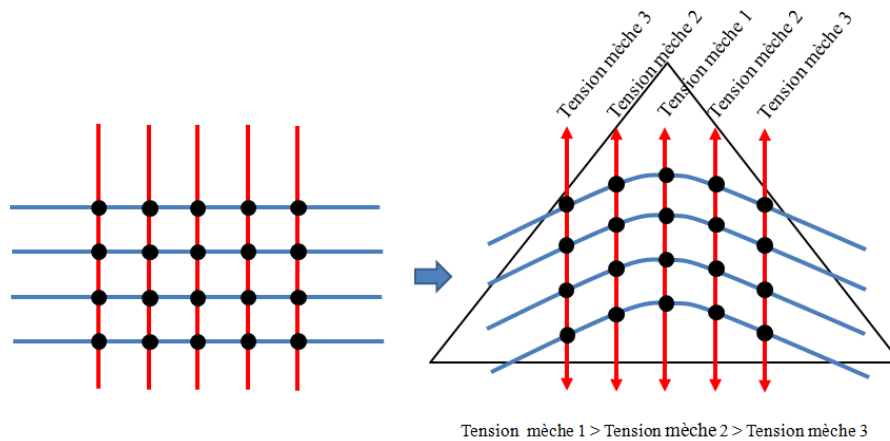


Figure 114 : Schématisation des tensions

Cette non-uniformité des déformations en tensions d'une mèche à l'autre est imposée par la géométrie du poinçon mais également par l'orientation du renfort sur ce dernier. De plus, lorsque le renfort considéré n'est pas équilibré, son comportement en traction n'est pas le même dans les deux directions de mèches. Cette notion d'orientation joue sur les déformations en tensions atteintes par les différentes mèches.

La notion de traction biaxiale est également à considérer car sur toutes les faces sur lesquelles les boucles apparaissent, le renfort est plaqué et tendu, par l'intermédiaire des efforts serre-flan, et par conséquent le renfort est assujéti à des efforts de tension dans les deux directions, soit de manière biaxiale, mais pas forcément avec le même rapport de déformation [BUE98]. La différence relativement aux essais classiques de traction biaxiale, lors desquels toutes les mèches dans une direction sont assujetties au même effort de tension, est que dans le phénomène de boucles, comme le décrit la **Figure 114**, les mèches sont soumises à des déformations en tension différentes suivant leur position.

III.3. Cinématique retenue

L'hypothèse retenue est donc que le bouclage est le résultat d'une flexion dans le plan des mèches qui vont se courber et de la traction exercée dans les deux directions du renfort (comportement biaxial). En suivant cette hypothèse, la cinématique proposée pour générer le phénomène de bouclage, dans le plan, peut être schématisée de la manière suivante (**Figure 115**).

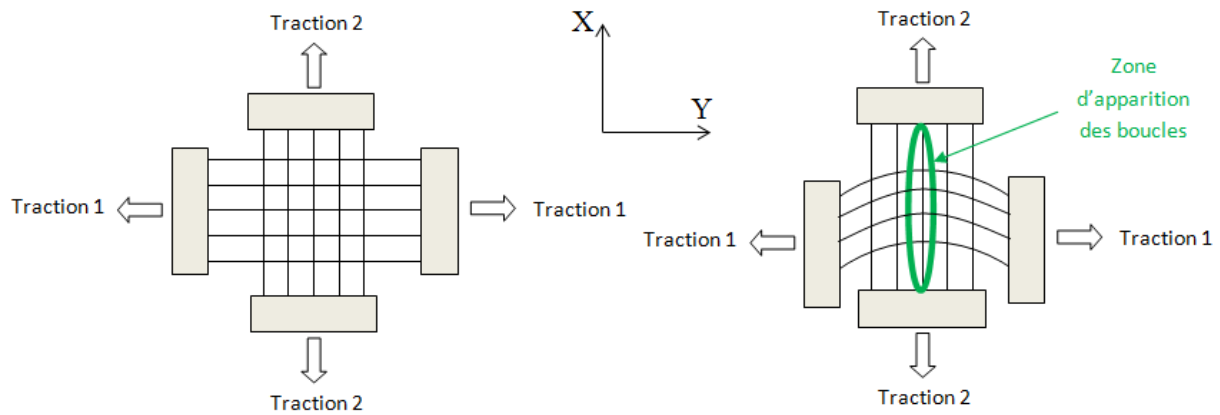


Figure 115 : Schématisation du principe du banc de bouclage

Le principe est le suivant. Les deux directions du renfort sont soumises à une traction T_1 (suivant Y) et T_2 (suivant X) réglables. Ces tensions sont appliquées aux mèches au travers de mors. On induit une courbure aux mèches qui sont orientées suivant Y (dans le plan) par translation circulaire des mors (le repère local au mors ne tourne pas) afin de générer la courbure. Les essais sont réalisés sur renfort et non sur une mèche. Etudier une mèche unique ne permet pas de tenir compte des propriétés de tissage sur l'apparition du défaut de boucles.

La courbure est induite par translation circulaire et non par rotation car la rotation casse la continuité de comportement suivant X qui est observé sur les essais de mise en forme (**Figure 110-a**). De plus elle génère une extension des mèches orientées suivant Y sur la partie haute et un rapprochement des mèches, toujours orientées suivant Y, sur la partie basse conduisant à un pli du renfort plutôt qu'à la formation de boucles.

Le mouvement de translation circulaire qui assure la mise en flexion des mèches est réalisé par la méthode du parallélogramme déformable présentée **Figure 116**. Cette méthode fonctionne par un assemblage bielles/pivots et définit un mouvement de translation circulaire.

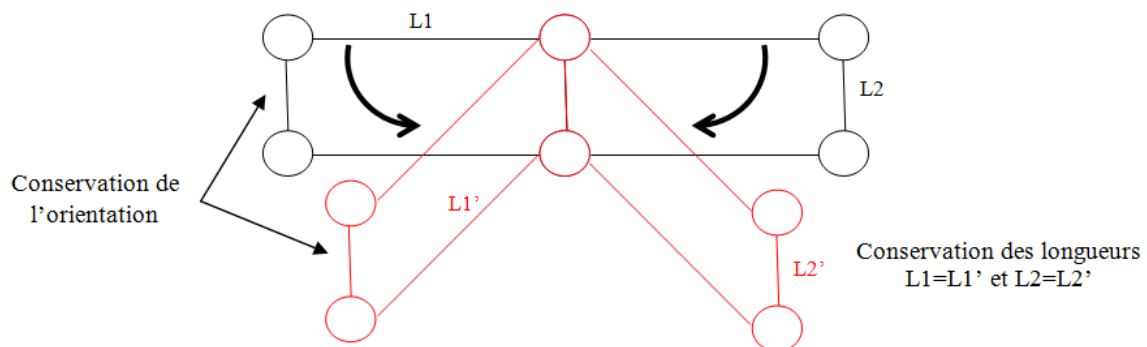


Figure 116 : Méthode du parallélogramme déformable

Le mouvement de translation circulaire est caractérisé par :

- Tout segment considéré de l'objet qui suit ce mouvement reste parallèle à lui-même
- Tout point considéré de l'objet décrit un mouvement circulaire

L'hypothèse retenue a été rapidement reproduite manuellement (**Figure 117**) et confirmée comme étant une solution valide pour reproduire le bouclage des renforts tissés. Une validation sur démonstrateur reste néanmoins nécessaire à ce stade.



Figure 117 : Reproduction manuelle de la cinématique [GOR12]

La cinématique retenue diffère de celle établie par Kirkwood [KIR04] pour les essais de « yarn pull-out » qui consiste à extraire une mèche du renfort et à déterminer ses propriétés de frottement au sein de ce renfort. Il permet d'aborder les problèmes de cohésion du réseau de mèches [BIL13]. Bilisik a également utilisé cet essai afin d'étudier le comportement en cisaillement plan de renforts [BIL12a, BIL12b]. La **Figure 118** présente le principe de cet essai.

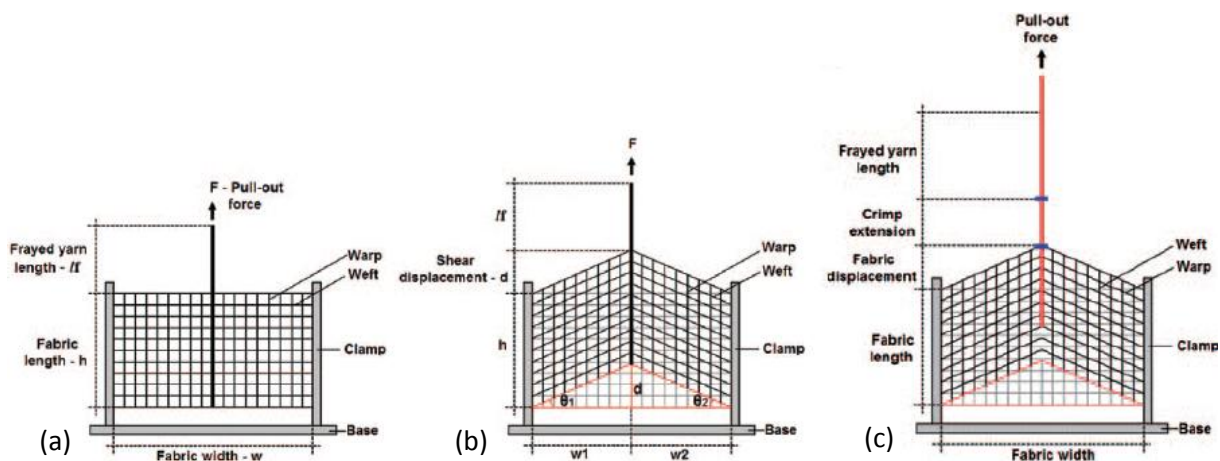


Figure 118 : Principe du “yarn pull-out test”: position initial du renfort (a), cisaillement du renfort avant glissement de la mèche (b) [BIL12a] et après glissement (c) [BIL13]

Le renfort est monté sur un cadre de fixation. Une mèche, avec une certaine longueur libre, est sollicitée en traction (dans une direction). La différence entre ce montage et le prototype mis en place vient du fait que :

- La mèche libre n'est pas maintenue ni sollicitée en traction dans l'autre direction. De fait, on ne génère plus le même défaut.
- La courbure des mèches transverses est induite par la traction exercée sur la mèche libre. Dans notre cas, elle est induite par la mise en flexion des mèches transverses, ce qui permet un meilleur contrôle sur les courbures imposées.

IV. Présentation du banc expérimental de bouclage

La conception du banc de caractérisation du défaut de boucles va être abordée dans cette partie. La mise en pratique de la cinématique retenue et les attentes en termes de mesures vont être présentées. Le dispositif mis en place doit être perçu comme un démonstrateur expérimental qui vise à valider la cinématique d'apparition des boucles. Il doit servir à identifier les paramètres du renfort qui influent sur la formation du défaut, indépendamment des paramètres procédés de l'étape de préformage.

Une étape importante dans le développement d'un tel dispositif est d'identifier les paramètres pertinents qui vont servir à définir l'apparition et le développement des boucles. Ces paramètres doivent pouvoir être observés et quantifiés. Pour rappel, la cinématique du banc expérimental doit prendre en considération la mise en tension biaxiale des mèches et imposer une courbure aux mèches.

La conception du banc expérimental est basée sur un certains nombre d'exigences. L'adaptabilité pour différents types de renforts (architectures, dimensions et matières) et la possibilité de coupler plusieurs techniques de mesure sans qu'elles interfèrent les unes avec les autres. C'est pour cela que les techniques d'analyse sans contact seront privilégiées.

La **Figure 119** met en avant, par le biais d'une classique analyse fonctionnelle, les différents outils envisagés et les attentes qui leur sont associées. La description de ces outils sera abordée dans la section V.

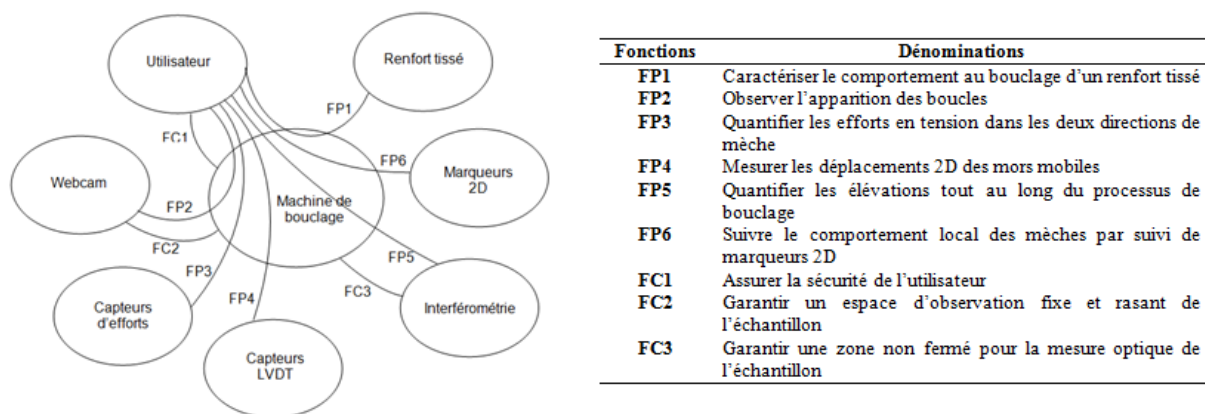


Figure 119 : Analyse fonctionnelle du banc de boucles

La conception des différents éléments du prototype a été réalisée via l'outil CAO 3D Catia V6 (Dassault Systemes).

Le banc expérimental est constitué de deux axes de mise en tension du renfort pour reproduire le mécanisme de traction dans les deux directions (**Figure 120**). Le premier axe est composé de deux parties fixes assurant la mise en tension des mèches initialement perpendiculaires aux mèches qui vont se courber. Si on se réfère à la mise en forme tétraédrique, cet axe correspond à celui des mèches orientées selon la hauteur des faces des préformes. Le

deuxième axe est constitué de deux parties mobiles ayant un mouvement de translation circulaire. Il représente les mèches qui fléchissent.

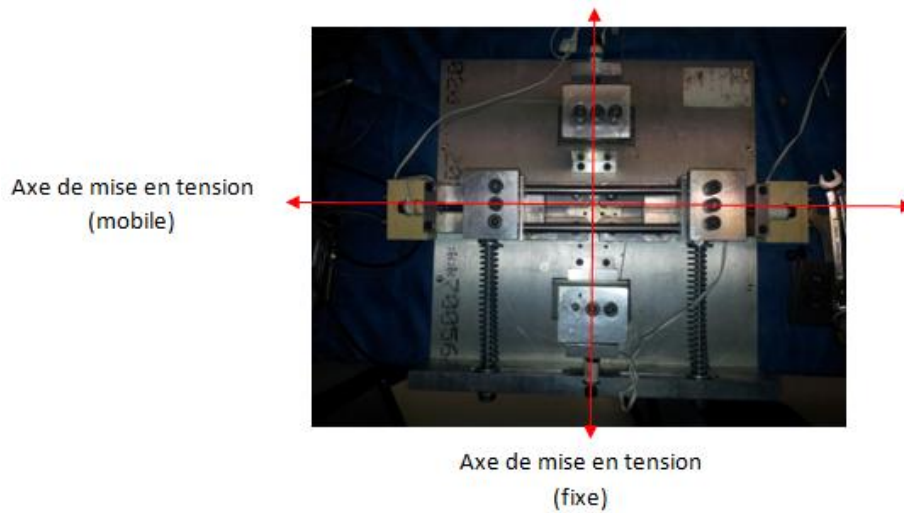


Figure 120 : Représentation des axes de mise en tension du banc de boucles

Le mouvement de translation circulaire est assuré de chaque côté par un système de deux axes pivotants présenté **Figure 121**. Ces éléments ont été dimensionnés de manière à empêcher tout fléchissement hors plan des deux axes concernés lors de la mise tension du renfort.

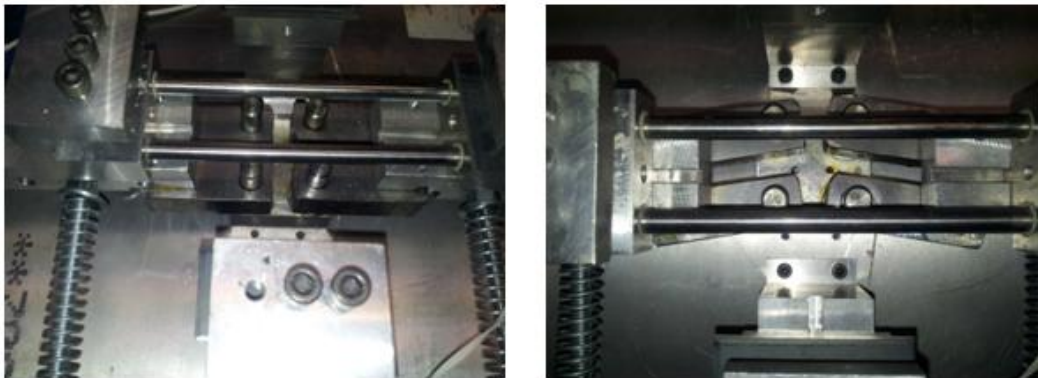


Figure 121 : Système d'axes pivotants assurant la translation circulaire

Le renfort est maintenu en quatre zones (deux par axes), comme pour les essais de traction biaxiale, entre deux plaques en acier. La mise en pression des deux plaques est assurée par plusieurs vis de pression. Ce maintien est solidaire d'un mors mobile, qui est en liaison glissière par rapport à son support (fixe ou mobile suivant l'axe considéré) (**Figure 122**). La mise en tension du renfort est assurée par un système vis-écrou.

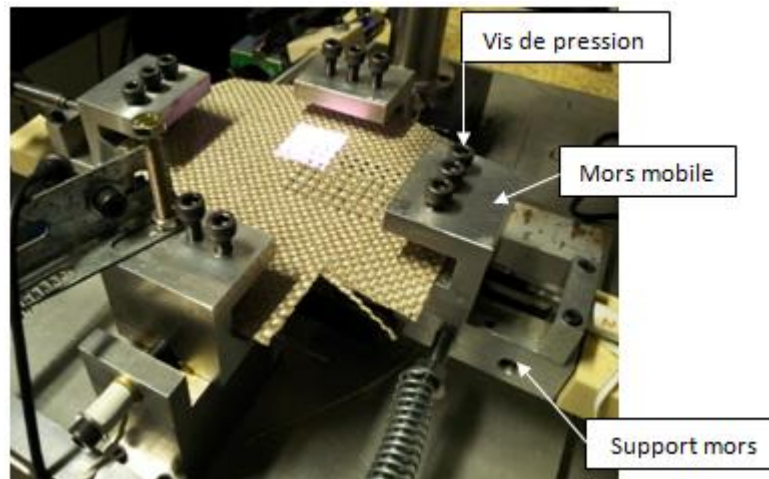


Figure 122 : Vis de pression, mors et support mors

Le déplacement des parties mobiles en translation circulaire est contrôlé par deux tiges filetées associées à des ressorts de rappel pour annuler les différents jeux fonctionnels. Les dimensions maximales des renforts sont de 160x160mm. La translation circulaire peut décrire un angle α maximum de 45° (**Figure 123**).

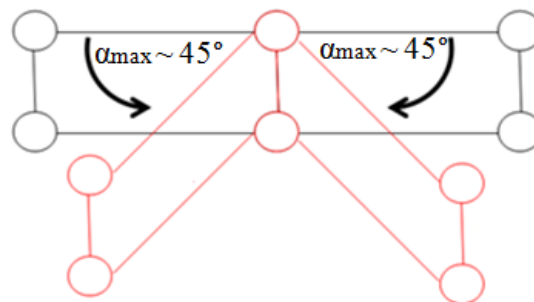


Figure 123 : Angles maximums atteints par la translation circulaire

Les efforts de mise en tension sont mesurés par capteurs. Ces capteurs couvrent des efforts de 1kN chacun.

V. Instrumentation du banc de bouclage

L'instrumentation du banc de bouclage doit permettre de quantifier les paramètres pertinents dans la génération du défaut de boucles. Un intérêt particulier est porté sur la hauteur de boucle, les déplacements et les efforts imposés ainsi que la déformation du renfort. Ces quantifications doivent être réalisées sur l'ensemble de l'essai pour en suivre l'évolution. L'objectif étant de mettre en relation ces différentes mesures et observer leur influence sur le défaut de boucles.

V.1. Quantification de la hauteur de boucle

Un caractère important pour l'observation et la caractérisation des boucles concerne l'amplitude de déformation en dehors du plan de la mèche. On parle alors de hauteur de boucle (**Figure 124**).

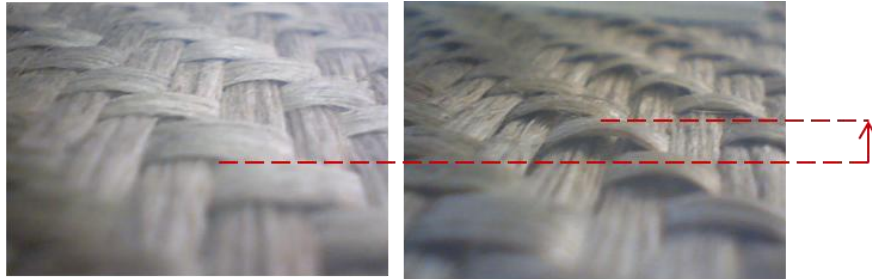


Figure 124 : Définition de la hauteur de boucle

La détermination de cette hauteur revient à évaluer la topographie du renfort à un état de déformation donné. On souhaite cependant que cette hauteur soit déterminée au cours de l'essai, c'est-à-dire que pour chaque modification de paramètres du banc expérimental (angle de courbure et/ou tension imposée), une mesure de cette hauteur doit être faite. Cela nécessite donc des outils de mesures avec des temps d'acquisition et de traitement relativement raisonnables et qui puissent couvrir une zone d'étude étendue.

Plusieurs méthodes ont été testées afin de quantifier ces hauteurs de boucles. La première méthode testée est la stéréo-corrélation pour remonter au champ de déplacement du renfort (cf Chapitre II). Le problème de cette méthode vient du fait que l'angle d'incidence des caméras ne permet pas d'observer les boucles sur l'ensemble de l'essai. L'apparition des boucles fait que certaines zones initialement visibles par les caméras ne le sont plus en cours d'essai, induisant une perte d'informations sur le profil des boucles. La seconde méthode testée est l'ombroscopie qui consiste à observer l'évolution des ombres formées par les boucles durant l'essai par la projection de lumière au rasant du renfort. Le problème de cette méthode est que le profil de l'ombre d'une boucle peut être perturbé par celles des boucles voisines. Les hauteurs de boucles alors mesurées ne sont pas forcément représentatives de la réalité. De plus cette méthode nécessite un éclairage stable du renfort. La troisième méthode testée et retenue est l'interférométrie.

L'intérêt suscité pour les méthodes interférométriques [BRE01], [HAR06], [LEA12], [SUR04] vient du fait qu'il s'agit d'outils de mesure de topographie de la surface d'un objet, sans contact, et qui peuvent être adaptés au montage décrit précédemment. Ce n'est pas le cas des méthodes par palpeur (mesure par contact) ou la force d'appui de la pointe peut modifier l'état de surface et par conséquent la mesure de la hauteur de boucle, ni des méthodes microscopiques à effet tunnel STM ou à balayage MEB qui nécessitent des matériaux conducteurs ou encore à force atomique AFM où les champs d'observation sont réduits et les temps d'acquisition long. Les méthodes interférométriques semblent convenir de par la bonne résolution qu'elles offrent et pour les gammes de mesures en altitude z qu'elles couvrent et qui sont considérées dans le cas de l'étude des boucles (**Figure 125**)

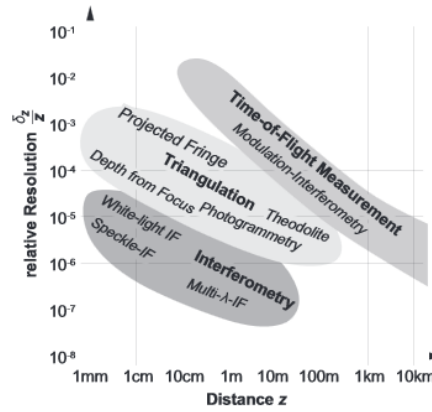


Figure 125 : Résolution relative des méthodes de mesures optiques de topographie [JAH99]

Plusieurs techniques interférométriques qui permettent la visualisation en temps réel et sans contact des déformations d'une structure ont été développées. Les interférométries holographiques, de Speckles ou encore en lumière structurée peuvent être citées. Cependant les déformations observables ne sont pas toutes du même ordre d'une technique à l'autre. Le **Tableau 5** fait état des caractéristiques de ces différentes techniques.

	Holographie Temps réel	Holographie dynamique	TV- Holographie	Speckles	Lumière Structurée
Surface analysée	16cm ² -1m ²	16cm ² -10m ²	10mm ² -1m ²	25mm ² -1m ²	100mm ² à 1m ²
Etendue de mesure	0,1-20μm	0,1-20μm	0,1-10μm	0,1-10μm	Plusieurs cm
Résolution sur les mesures de déplacement	0,01μm	0,01μm	0,1μm	0,1μm	0,1-0,4mm

Tableau 5 : Caractéristiques dimensionnelles des différentes techniques optiques sans contact [HOLO3]

L'ordre de grandeur des boucles mesurées expérimentalement étant de l'ordre du millimètre, l'utilisation de la lumière structurée semble plus appropriée à notre cas d'étude.

V.1.1. Principe de la mesure

Le montage pratique (**Figure 126**) est basé sur la méthode interférométrique par projection de frange (Lumière structurée) et permet d'obtenir une cartographie de déplacement hors plan d'une surface entre deux états.

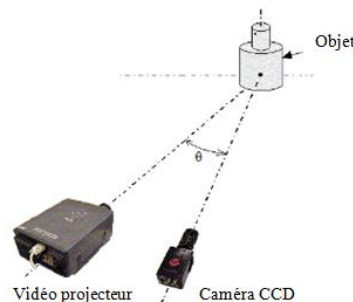


Figure 126 : Exemple de montage d'interférométrie

Le principe [BRE11] consiste à projeter une grille noire et blanche à traits parallèles (réseau) sur l'objet que l'on souhaite étudier. Une caméra, dont l'angle d'observation fait un angle θ avec la direction de projection, enregistre l'image du réseau déformé par le relief de l'objet. La phase optique entre l'image déformée et non déformée peut être déterminée avec précision pour chaque pixel de la caméra et est directement fonction de la distance Z (distance hors plan).

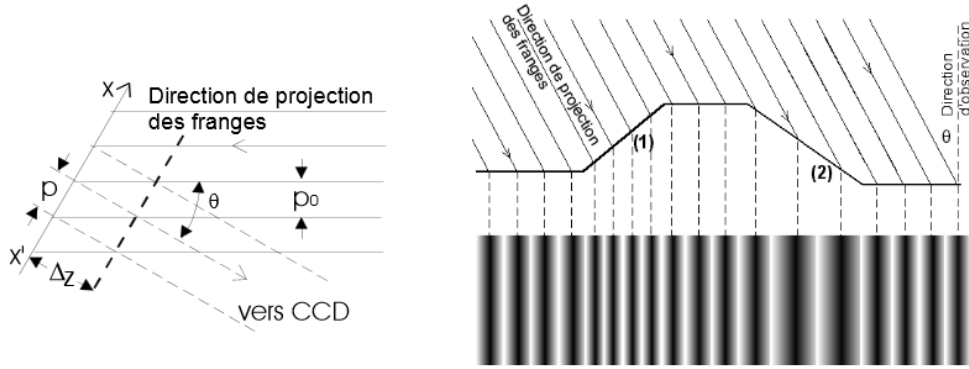


Figure 127 : Schéma de projection de franges dans le plan de référence (a) et sur profil non plan (b)

Dans le plan de référence (non déformé), les franges observées par la caméra CCD (**Figure 128-a**) ont un pas p (**Figure 127-a**).

$$p = \frac{p_0}{\cos\theta} \quad \text{Équation 12}$$

D'une frange à l'autre, la phase varie de 2π , correspondant aux 256 niveaux de gris (0 à 255), et un point x du plan de référence est caractérisé par la phase $\varphi_{\text{réf}}$. (**Équation 13**)

$$\varphi_{\text{réf}} = 2\pi \frac{x}{p} \quad \text{Équation 13}$$

Lorsque les franges sont projetées sur l'objet (**Figure 127-b**), elles sont déformées par l'objet (**Figure 128-b**). Un point x de l'objet et d'altitude z est alors caractérisé par la phase φ_{obj} (**Équation 14**).

$$\varphi_{\text{obj}} = 2\pi \frac{x + z * \tan\theta}{p} \quad \text{Équation 14}$$

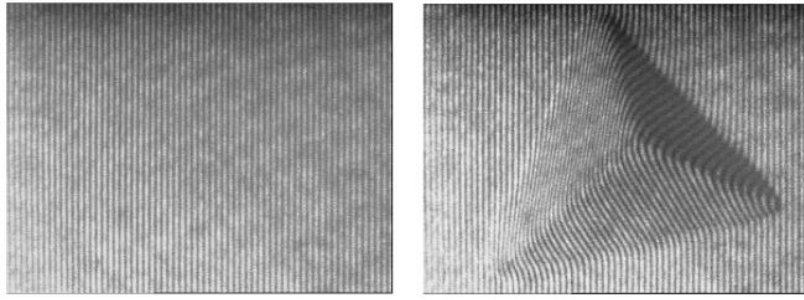


Figure 128 : Réseau de franges dans le plan de référence (a) et déformé (b)

La différence de phase φ suivant l'altitude z est alors donnée par l'**Équation 15**.

$$\varphi = \varphi_{\text{obj}} - \varphi_{\text{réf}} = \frac{2\pi * z * \tan\theta}{p} \quad \text{Équation 15}$$

Cette correspondance entre la phase φ et l'altitude z est obtenue par une calibration rigoureuse à l'aide d'une mire de référence constituée de points noirs et déplacée suivant z (**Figure 129**). Le pas pour décrire le volume en Z lors de la calibration va conditionner la précision des mesures et par conséquent la détection des boucles. Il est nécessaire d'estimer ce volume en Z et de définir un pas suffisamment petit pour bien décrire la topographie de l'objet.

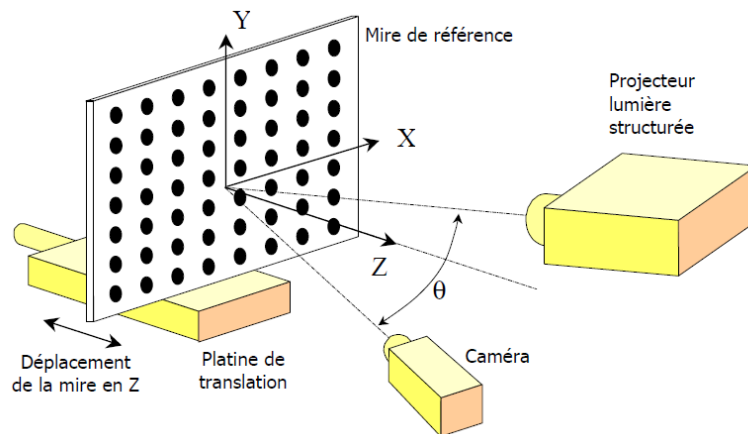


Figure 129 : Schéma de calibration [HOL09]

$$(\varphi, N_i, N_j) \leftrightarrow (X, Y, Z) \quad \text{Équation 16}$$

Où N_i et N_j sont les positions en pixel dans le plan du capteur CCD de la caméra, φ la phase optique et (X, Y, Z) en millimètres.

L'image modulée qui résulte de la soustraction des images phasées est ensuite démodulée et une image 3D de l'objet peut être obtenue (**Figure 130**).

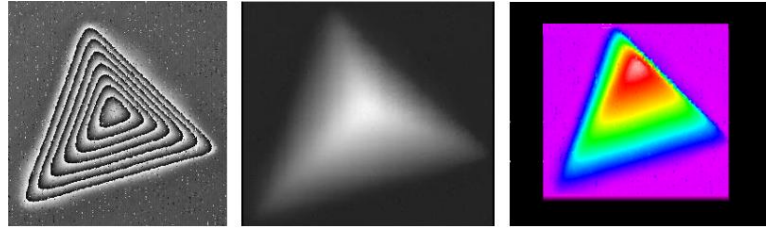


Figure 130 : Image modulée (a), démodulée (b) et 3D (c) de l'objet

La résolution δz caractérisant la plus petite différence d'altitude mesurable sur la surface est donnée par l'Équation 17.

$$\delta z = \frac{\Delta z}{256} = \frac{p}{256 * \tan\theta} \quad \text{Équation 17}$$

V.1.2. Montage expérimental

Les mesures interférométriques ont été réalisées au sein du laboratoire SIMaP (Science et Ingénierie des Matériaux et Procédés) de Grenoble [<http://simap.grenoble-inp.fr/accueil/>] qui a mis à notre disposition leur dispositif expérimental. Ce dispositif se compose de trois éléments principaux : une caméra CCD, un vidéoprojecteur et un module H3SensorDigit3D couplé au logiciel **FringeAnalysis4®**.

Le **module H3SensorDigit3D** est un module logiciel développé par la société HOLO3 [HOL09] dédié à la numérisation 3D par moyen optique. Ce module utilise des techniques de lumière structurée originales développées par HOLO3. **FringeAnalysis4®** est un logiciel d'acquisition, d'analyse et d'exploitation d'images de franges utilisé dans de multiples domaines, tels que l'interférométrie holographique, l'interférométrie de Speckle ou la lumière structurée.

L'utilisation d'un vidéoprojecteur pour projeter des réseaux de franges à partir d'un ordinateur est une solution peu sensible à la propreté des éléments optiques et de l'environnement extérieur, contrairement à l'interférométrie laser par exemple. Il a été vu lors du chapitre II que la hauteur de boucle se situe à l'échelle du millimètre. Comme le montre la **Figure 131**, cette technique semble adaptée pour la détection de ce type de défaut. De plus les temps d'acquisition et de traitement des données sont rapides, de l'ordre de quelques secondes.

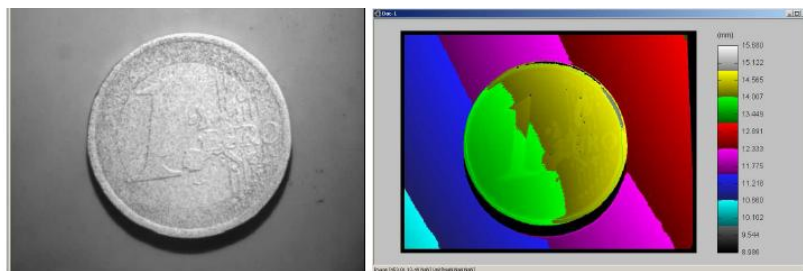


Figure 131 : Image vidéo de l'objet (a) et carte d'altitude en mm (b) [HOL09]

Des acquisitions préalables sur renforts bouclés et figés ont été réalisées afin de valider l'interférométrie comme moyen de mesure. L'image d'interférométrie confirme cette idée (**Figure 132**). On y distingue les deux directions de mèches et une altitude plus importante des mèches qui fléchissent (horizontales sur la **Figure 132**). On voit également que cette altitude n'est pas homogène sur une zone de boucle. On arrive à observer une partie haute et une partie basse de la boucle. L'élévation n'est donc pas la même sur la largeur de la boucle.

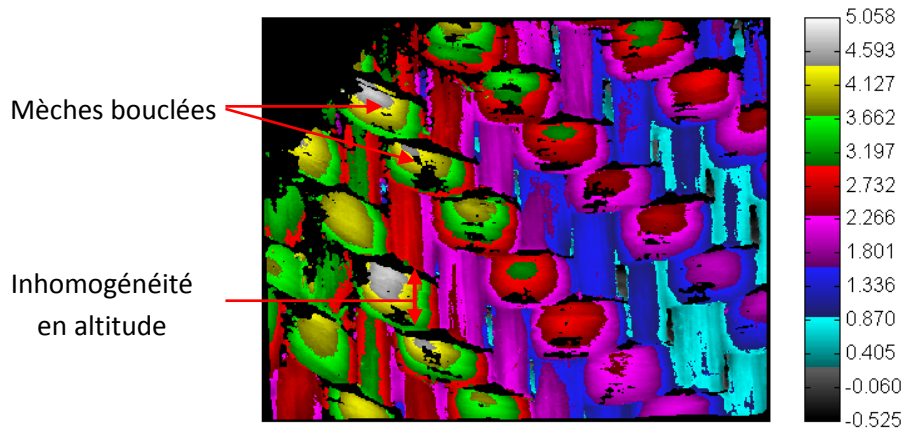


Figure 132 : Mesure d'altitude (en mm) par interférométrie sur un sergé 2x2 de lin figé

Cependant une limite du matériel utilisé vient de la taille de la zone qui peut être étudiée. En effet l'observation de l'ensemble de la surface du renfort n'est pas possible et est limitée par la zone de projection des franges. Une autre difficulté vient du fait que les acquisitions interférométriques doivent être effectuées pendant toute la phase de bouclage. Il est donc nécessaire de cibler correctement la zone d'étude.

V.2. Quantification des déplacements

La mesure des déplacements des mors dans le plan est assurée par deux capteurs LVDT (version palpeur à ressort $\pm 25\text{mm}$ et $\pm 10\text{mm}$) couvrant les déplacements maximums autorisés dans les deux directions. Les déplacements sont traduits par une tension en volts. La conversion V/mm s'opère par le coefficient de l'amplificateur de signal établi lors de l'étalonnage des différents capteurs (coefficient de conversion donné par la pente). A partir de ces déplacements, l'angle de déplacement de la partie mobile, schématisé par la **Figure 133** peut être déterminé.

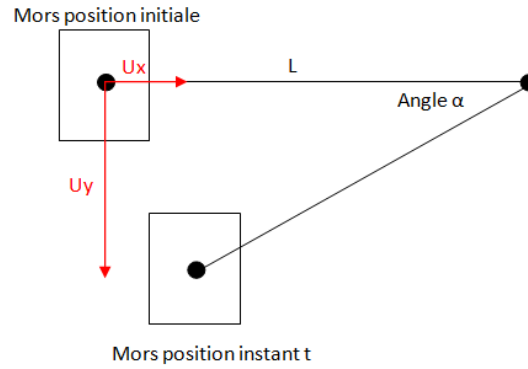


Figure 133 : Schématisation de l'angle de déplacement

Cet angle de déplacement est calculé par l'Équation 18.

$$\alpha = \arctan\left(\frac{U_y}{L - U_x}\right) \quad \text{Équation 18}$$

La symétrie de déplacement des mors mobiles au travers des axes filetés a été confirmée lors de la mesure de déplacements LVDT pour chaque mors.

V.3. Quantification des efforts

La quantification des efforts est assurée par des jauges de déformations. Les efforts sont traduits par une microdéformation $\mu\epsilon$. La conversion $\mu\epsilon/N$ s'opère à l'aide d'essais préalables de calibration réalisés sur machine de traction/compression INSTRON (**Figure 134-a**) pour chaque jauge. Ces jauges sont étalonnées sur 1kN. La répétabilité est éprouvée par plusieurs essais consécutifs. Les courbes d'étalonnage caractéristiques sont données **Figure 134-b**.

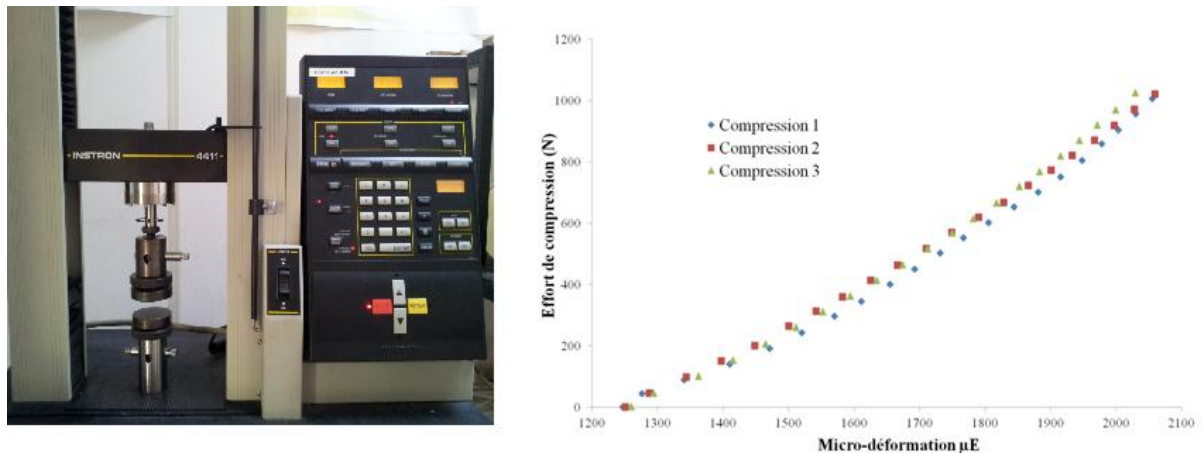


Figure 134 : Machine de traction/compression INSTRON (a) et courbes étalons caractéristiques (b)

Les microdéformations, au cours des essais, sont acquises via un conditionneur (Model P3 Strain Indicator and Recorder) qui permet leur enregistrement direct. Elles sont ensuite converties en efforts par les coefficients identifiés par la pente des courbes d'étalonnage de chaque jauge. Cette mesure donne un ordre de grandeur des tensions appliquées suivant

chaque axe. Cependant, durant l'essai, l'effort mesuré est un effort global prenant en compte la tension appliquée au tissu mais également les efforts parasites tel que le frottement des différentes pièces du montage entre-elles.

V.4. Suivi de marqueurs 2D et observation des boucles par webcam

Le suivi de marqueurs 2D est, entre autres, utilisé pour la mesure de déformations de mèches lors des essais de traction uniaxiale et biaxiale [OUA12]. Etant un outil de mesure sans contact, il est aisément adaptable au démonstrateur mis en place. Ce suivi de marqueurs trouve deux intérêts. Le premier, comme il a été énoncé, est de remonter aux déformations des différentes mèches. Le second est qu'il permet de suivre la trajectoire des différents points de marqueurs au cours de l'essai. On peut ainsi retracer la courbure dans le plan des mèches et contrôler la symétrie de déplacement de ces dernières autour de leur point de flexion. Cette acquisition nécessite une caméra CCD et une détermination du facteur de conversion pixel/mm. La caméra CCD est placée au-dessus de l'échantillon, perpendiculairement.

Une webcam, placée au rasant du renfort, a été ajoutée au dispositif expérimental. La visualisation en temps réel de l'état de surface du renfort en cours d'essai (**Figure 135**) peut contribuer à la compréhension du phénomène de boucles. C'est un outil simple et rapide à mettre en œuvre.



Figure 135 : Exemple d'acquisition webcam

Afin de limiter au maximum les opérations d'acquisition et d'enregistrement des déplacements capteurs et images caméras, l'outil LabView est mis en interface avec les différents appareils de mesure (**Figure 136**). Il permet de centraliser les enregistrements mais également d'avoir une acquisition simultanée, liant temporellement images et mesures.

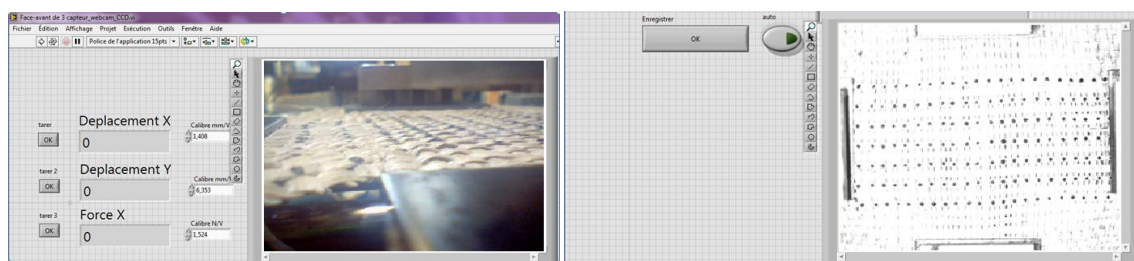


Figure 136 : Interface d'acquisition Labview

L'interface permet d'acquérir les déplacements LVDT, les images webcam et CCD pour le suivi de marqueurs 2D. Les acquisitions d'interférométries et d'efforts sont réalisées en parallèle.

Le montage expérimental final est représenté **Figure 137**.

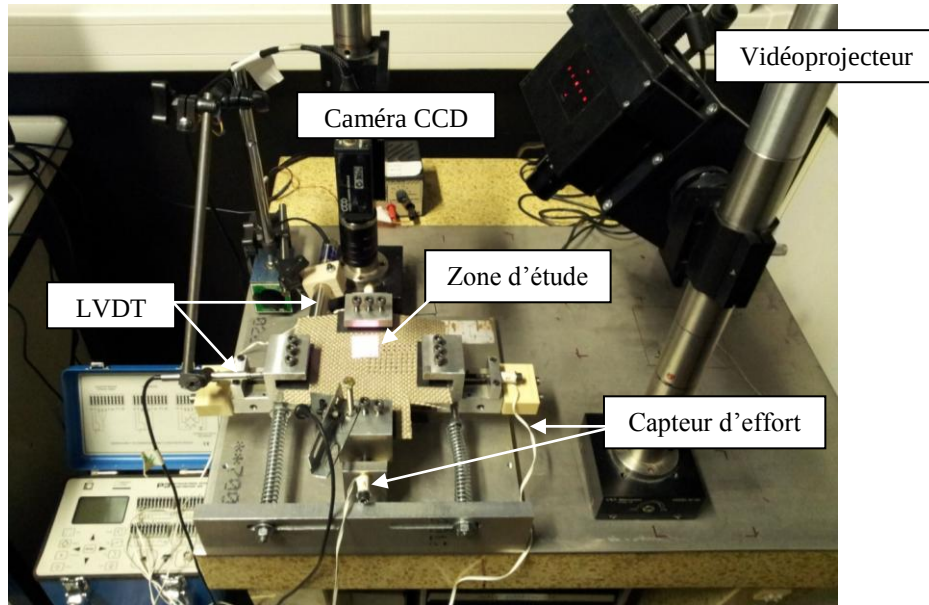


Figure 137 : Montage expérimental instrumenté

VI. Définition de la géométrie de l'échantillon

Plusieurs configurations géométriques d'éprouvettes ont été envisagées afin de déterminer celle qui engendrerait le moins de perturbations sur les observations et mesures optiques. Trois géométries ont été choisies, décrites **Figure 138**.

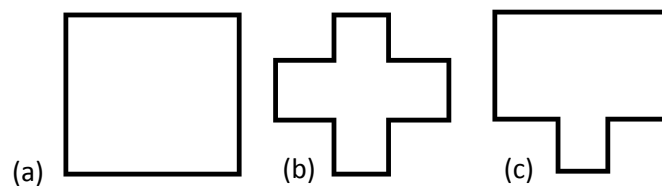


Figure 138 : Géométries d'échantillon : carré plein (a) croix (b) et demi-croix (c)

VI.1. Géométrie n°1 : Carré plein

Cette configuration pose des problèmes vis-à-vis de l'acquisition d'images rasantes de la webcam. Le rapprochement des mors entraîne à partir d'un certain déplacement la formation de plis qui occultent à la fois l'optique mais également l'observation des boucles.

VI.2. Géométrie n°2 : Croix

Cette configuration correspond à celle qu'on retrouve pour les essais de traction biaxiale. Elle permet de réduire la formation des plis mais génère des glissements de mèches sur la partie haute de l'échantillon (**Figure 139**). Ces glissements seront d'autant plus importants que les tensions appliquées seront fortes. On perd alors des informations et on modifie localement le paramètre architectural du renfort en générant un défaut supplémentaire.



Figure 139 : Etat initial (a) et final (b) d'un essai avec géométrie croix

VI.3. Géométrie n°3 : Demi-croix

Cette configuration est un bon compromis aux deux précédentes. En laissant la matière sur la partie haute, on empêche la décohésion du renfort tout en diminuant la formation de plis sur la partie basse (**Figure 140**).

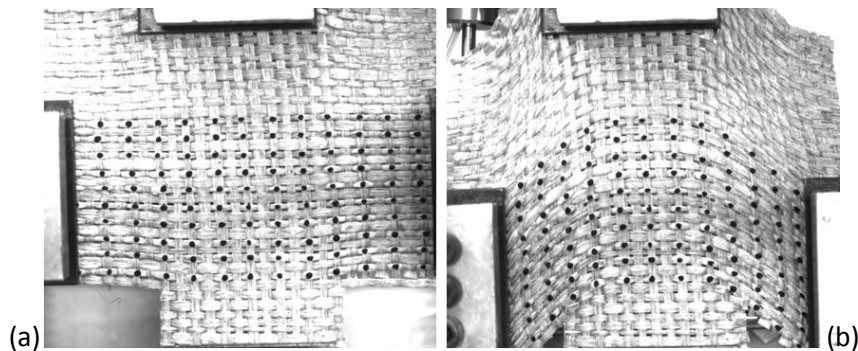


Figure 140 : Etat initial (a) et final (b) d'un essai avec géométrie demi-croix

Les essais seront donc réalisés pour ce type de géométrie qui permet de générer que le défaut de boucles. Les dimensions maximales permises sont de 160mm x 160mm.

VII. Profils expérimentaux des boucles

Les observations sur les défauts de boucles générés lors des mises en forme complexes ont amené à la définition d'un profil idéalisé des boucles. En suivant, le long d'une mèche, la topographie du renfort non déformé, le profil d'altitude le long de cette ligne peut être assimilée à un profil périodique carré de faible amplitude, du à l'entrelacement des mèches, comme le montre la **Figure 141-a**. Dans le cas déformé, lors de la mise en forme, on constate

une élévation non uniforme sur la largeur des mèches qui bouclent. Ce profil est représenté **Figure 141-b**.

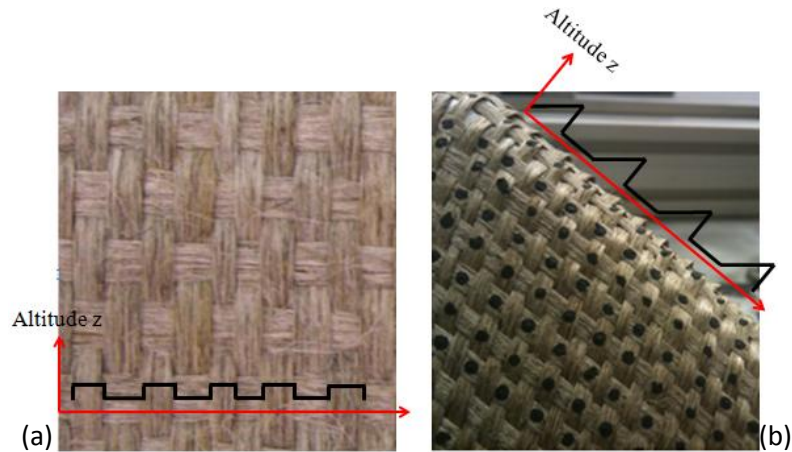


Figure 141 : Profils d'altitude idéalisés renfort non bouclé (a) et bouclé (b)

Cette hypothèse de profils d'altitude a été comparée aux résultats expérimentaux obtenus sur le banc de bouclage lors d'essais menés sur le renfort A présenté dans le chapitre II. Le profil d'altitudes a été déterminé pour l'état non déformé (état initial : angle de déplacement de 0°) du renfort et l'état déformé (état final : angle de déplacement de 42°) le long de la même mèche. Pour la suite, les angles de déplacement exprimés correspondent à l'angle de déplacement d'un mors comme représenté **Figure 142**.

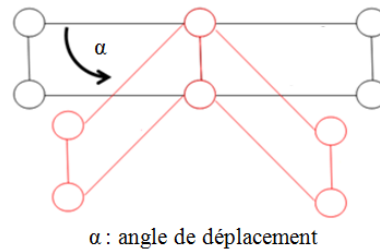


Figure 142 : Schématisation de l'angle de déplacement

L'orientation choisie du renfort A pour l'étude du profil est donnée **Figure 143**.

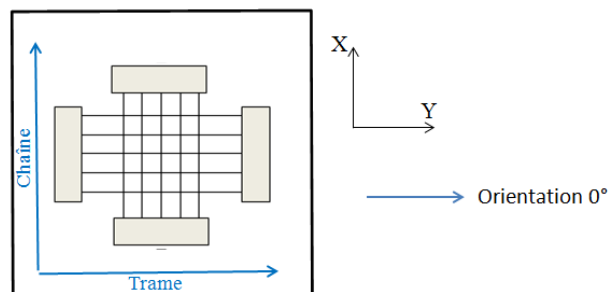


Figure 143 : Orientation du renfort pour l'étude de profil

Les résultats d'interférométrie sont donnés **Figure 144**.

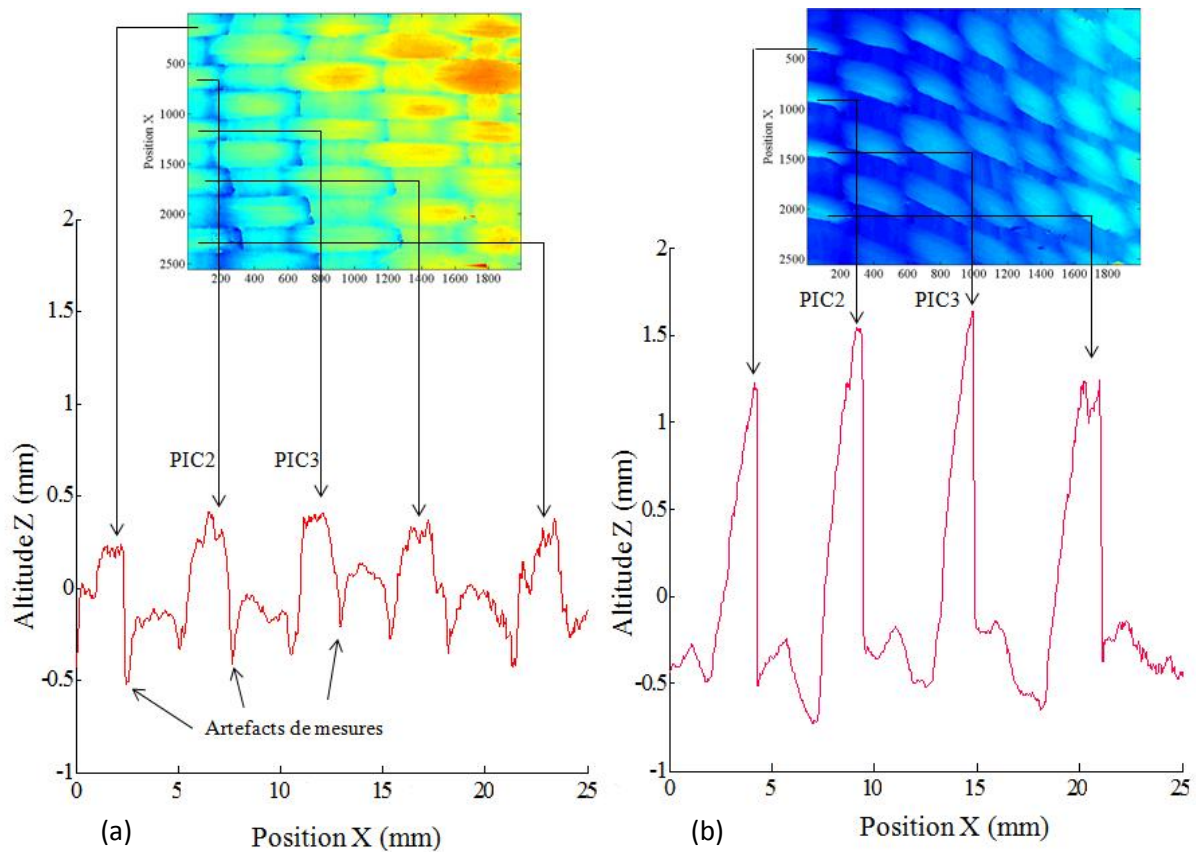


Figure 144 : Profil d'altitudes du renfort A à l'état initial (a) et final (b)

Ces résultats présentent une variation de l'altitude pour un angle de déplacement donné. Ces variations d'altitude font apparaître des pics. Chaque pic correspond au profil d'une mèche. Le profil des pics change avec l'angle de déplacement et marque ainsi l'évolution spatiale des mèches.

Cette première analyse montre en premier lieu que les profils obtenus ont une tendance approchante des profils relevés lors de la mise en forme (**Figure 141**). A l'état initial, on observe un profil carré avec deux amplitudes moyennes d'altitudes. Ces deux amplitudes correspondent chacune à une direction de mèche. Les creux observables entre chaque palier symbolisent le passage de la chaîne sous la trame, par le biais de l'entrelacement. Cependant des creux importants, repérés sur la **Figure 144**, sont en réalité des artefacts de mesure. Ces artefacts sont dûs au fait que la lumière du vidéoprojecteur ne pénètre pas dans les zones concernées. Par conséquent, la mesure d'altitude n'est pas correcte sur ces zones.

A l'état final, la position des pics est décalée à cause du déplacement imposé aux mèches. Ces pics sont caractérisés par une montée progressive en altitude suivi d'une chute abrupte. On constate également que les pics observés correspondent bien aux zones de bouclage des mèches (**Figure 145**).



Figure 145 : Acquisitions webcam état initial (a) et final (b) du renfort A

On a une modification significative en altitudes des mèches trames, de l'ordre du millimètre en moyenne. On peut donc en conclure sur cette première analyse que la méthode interférométrique utilisée est suffisamment sensible pour permettre une bonne détection et quantification du défaut de boucles.

Une étude de l'évolution de l'altitude des pics 2 et 3 a été menée. Les pics concernés (2 et 3) sont ceux désignés sur la **Figure 144**. Les résultats **Figure 146** montrent la modification progressive du profil avec l'augmentation de l'angle de déplacement jusqu'à l'apparition d'une chute plus marquée de l'altitude. Les intervalles d'angle de déplacement sont de $[0^\circ - 28,8^\circ]$ pour le pic 1 et de $[0^\circ - 27,5^\circ]$ pour le pic 2. La modification du profil reste cependant mesurée.

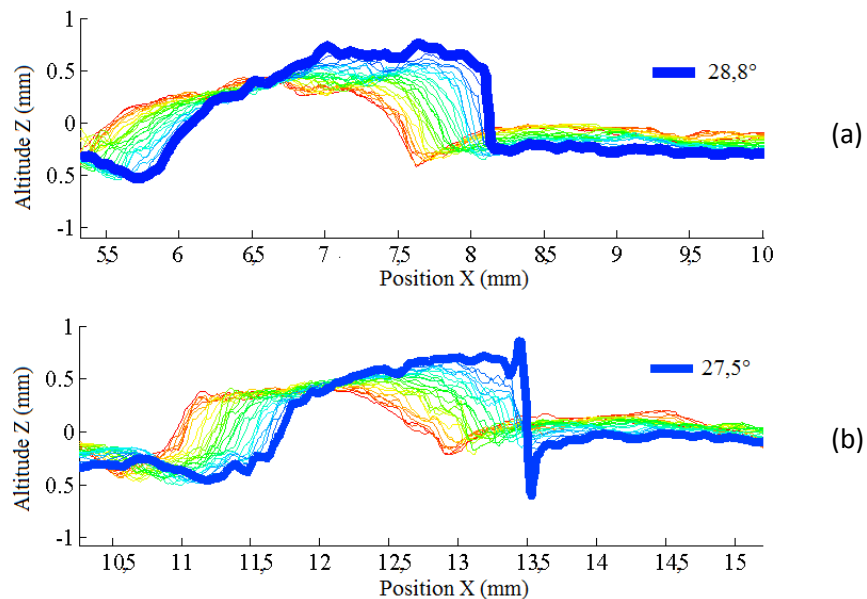


Figure 146 : Evolution du profil du pic 2 (a) et 3 (b) sur l'intervalle d'angle de déplacement $[0^\circ - 28^\circ]$

Cette chute plus marquée apparaît sensiblement au même angle de déplacement ($28^\circ \pm 0,6$), pour ce renfort et pour l'orientation considérée.

La **Figure 147** montre le profil des précédents pics après observation de la discontinuité en altitude. La modification du profil devient alors plus marquée, caractérisée par l'apparition d'une pente d'altitude de plus en plus prononcée. Une stabilisation du profil peut être également constatée sur les dernières acquisitions. On peut supposer que la formation de la boucle est stoppée.

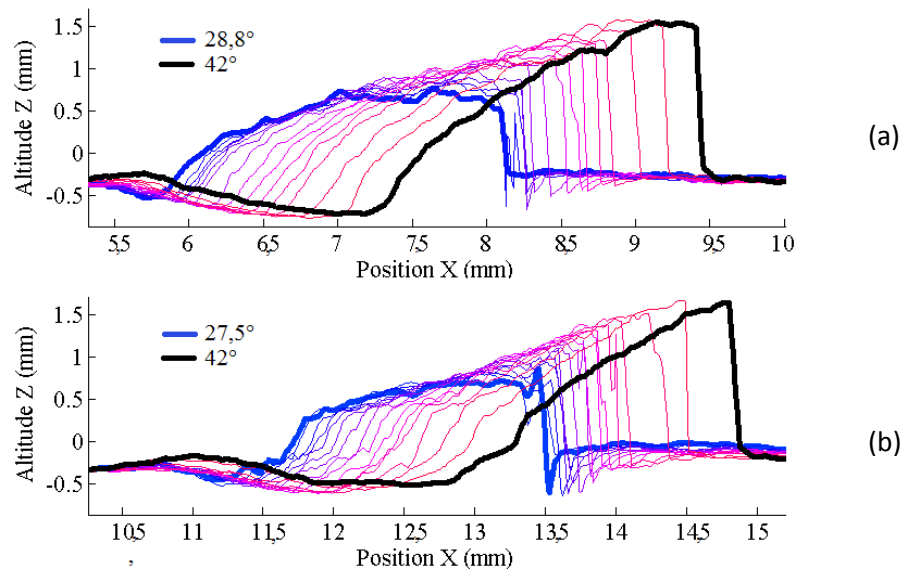


Figure 147 : Evolution du profil du pic 2 (a) et 3 (b) sur l'intervalle d'angle de déplacement [28° - 42°]

En suivant l'évolution d'altitude suivant l'angle de déplacement, on constate un phénomène d'écrasement en amont des pics qui s'amorce une fois la chute d'altitude observée. La **Figure 148** illustre ce comportement. En effet, la translation circulaire autour de Z amène à la formation de la boucle caractérisée par un déplacement maximal au point A suivant (+Z). C'est en ce point qu'est déterminée la hauteur de boucle. Le déplacement induit une rotation de la section AB autour de Y conduisant à un déplacement au point B suivant (-Z). C'est ce déplacement qui caractérise l'écrasement de la mèche.

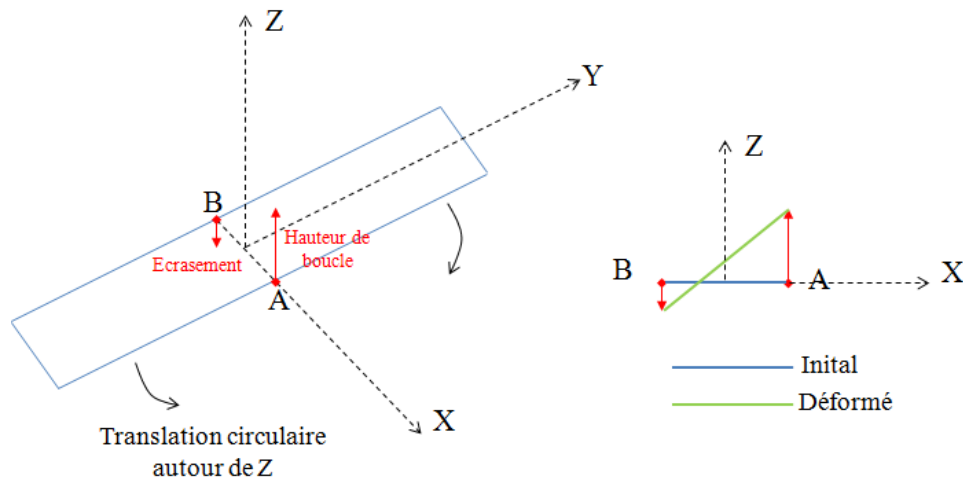


Figure 148 : Schéma explicatif du phénomène d'écrasement observé

Des mesures ont également été réalisées au niveau des zones sans boucles où il n'y a pas de modifications notables de position et d'orientations des mèches, c'est-à-dire où il est peu probable de voir apparaître le défaut de boucles. Les résultats présentés **Figure 149** montrent un comportement sensiblement équivalent en altitude tout au long de l'essai. Cela confirme que l'interférométrie permet de distinguer la zone de formation des boucles des zones où celles-ci n'apparaissent pas au cours de l'essai.

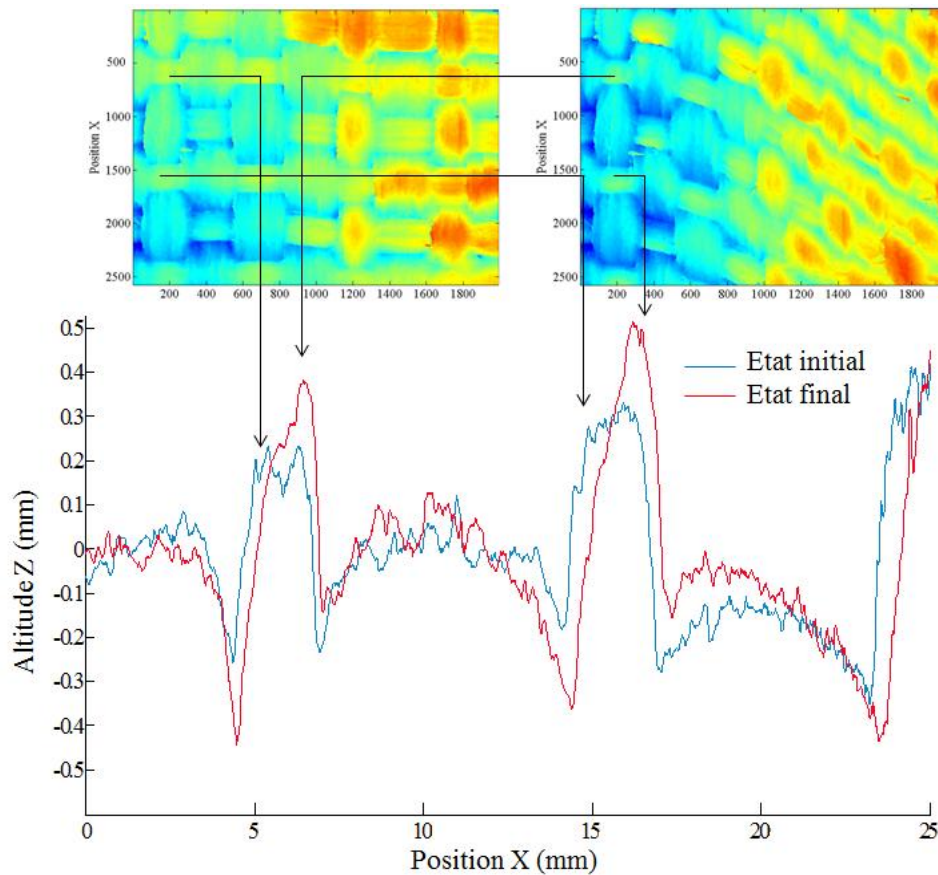


Figure 149 : Evaluation de l'altitude sur zone stable du renfort

Ces premières mesures ont permis de valider la sensibilité de la méthode interférométrique et de mettre en évidence le profil caractéristique des boucles. L'ordre de grandeur des élévations détectées reste cohérent avec les dimensions du renfort et les mesures réalisées lors du préformage. Il a été remarqué pendant les essais menés que l'erreur sur certains points de mesures pouvait être due à la présence de fibres en surface de l'échantillon. L'état de surface de l'échantillon doit donc être vérifié au mieux avant chaque essai.

VIII. Etude paramétrique sur le renfort A

Le premier renfort étudié est le renfort A, dont la déformabilité à la mise en forme a été investiguée au cours du chapitre II. Les caractéristiques de ce renfort sont rappelées dans le **Tableau 6**. Il s'agit d'un renfort déséquilibré.

Architecture	Taffetas
Mèche	Continues, 100% lin
Masse linéique (tex)	494± 17
Masse surfacique (g.m ⁻²)	262
Espacements entre trames (mm)	0,26 ± 0,01
Espacements entre chaînes (mm)	1,59 ± 0,09

Tableau 6 : Caractéristiques du renfort A

Les orientations étudiées sont rappelées dans la **Figure 150**.

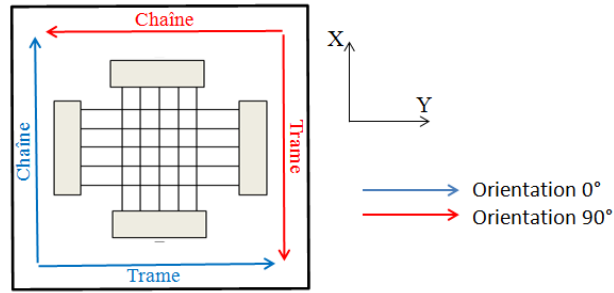


Figure 150 : Orientations 0° et 90° du renfort sur le banc de bouclage

VIII.1. Influence de l'orientation du renfort

Deux essais ont été menés à mêmes conditions expérimentales en tension mais pour des orientations de renfort différentes relativement aux deux axes du banc de bouclage (**Figure 150**). Les orientations testées ont été définies au cours du chapitre II. Les mesures de profil ont été réalisées au niveau du point de courbure des mèches. Les déplacements angulaires couverts lors des essais pour chaque orientation sont donnés **Figure 151**, qui montre la même cinématique de déplacement. Pour l'orientation 90°, l'angle de déplacement final est de 41,5° contre 42° pour l'orientation 0°.

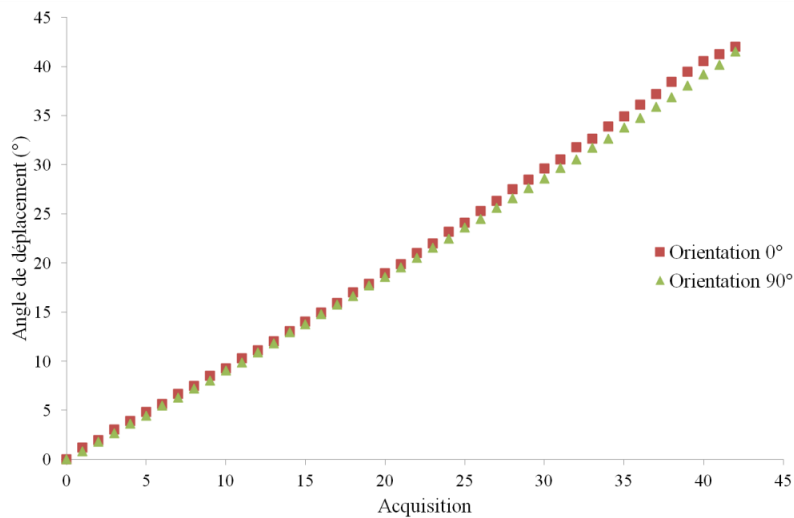


Figure 151 : Evolution des angles de déplacements pour une orientation 0° et 90°

Dans le cas d'une orientation 90° (**Figure 153**), le profil évolue peu entre l'état initial et final. Les variations d'altitudes et d'aspect de chaque pic restent faibles. La courbe représentant l'état final présente une élévation d'altitude mais pas relative à l'état initial (en ce qui concerne les différents pics). En ce référant au chapitre II, cette orientation correspond au cas où le bouclage n'apparaît pas sur la face A (**Figure 152**).

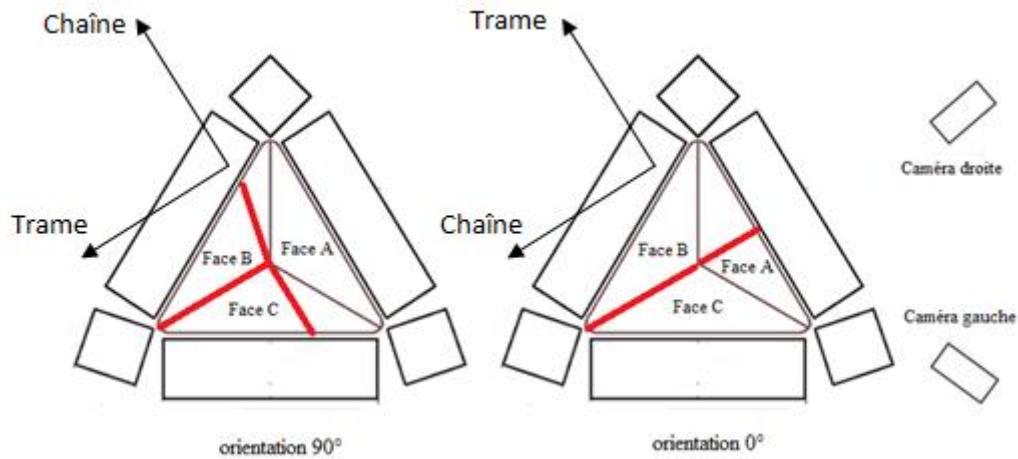


Figure 152 : Localisation des boucles pour les deux orientations considérées du renfort A

La faible variation du profil concorde donc avec les observations faites sur l'emboutissage tétraédrique.

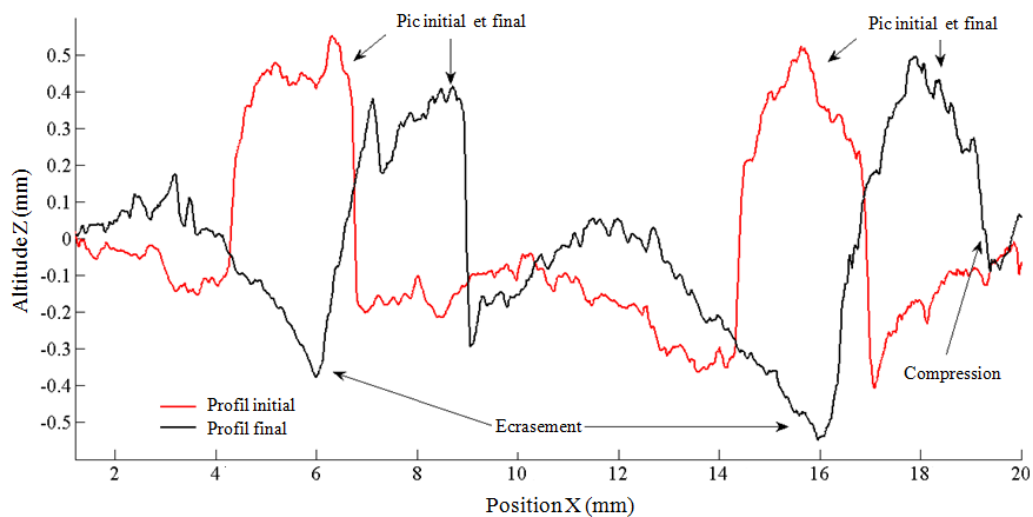


Figure 153 : Profils initiaux et finaux pour une orientation 90° du renfort A

On remarque encore ce phénomène d'écrasement (formation de pics négatifs) en amont des pics à l'état final. Cependant les boucles ne sont pas apparentes. Une hypothèse qui a été émise concerne le fait que les mèches qui fléchissent (associées aux pics relevés) ne peuvent pas subir de déplacement hors plan de par les mèches transverses qui demeurent très proches et tendues. Ce phénomène est prononcé pour le pic 2. Les **Figure 154** et **Figure 155** représentent l'évolution des pics 1 et 2 observés pour cette orientation 90°. On peut voir qu'au lieu de générer une élévation de la mèche, on tend à réduire l'amplitude du pic entre l'état initial et final.

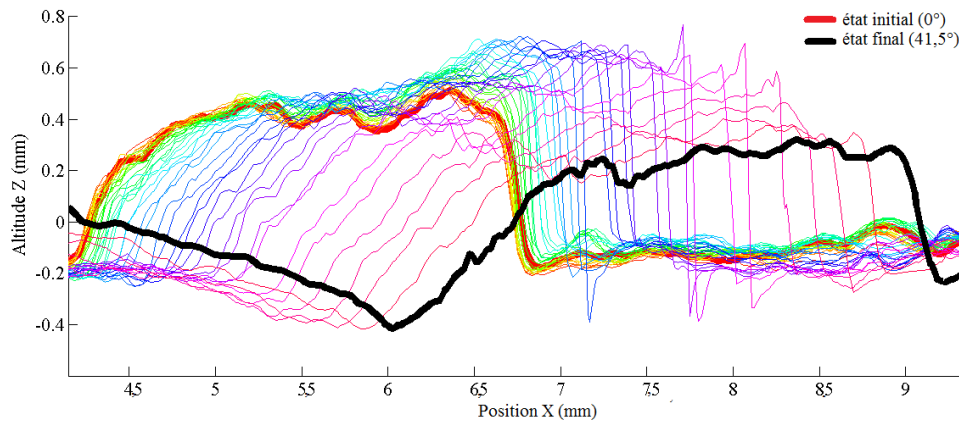


Figure 154 : Evolution du profil du pic 1 observé pour une orientation 90°

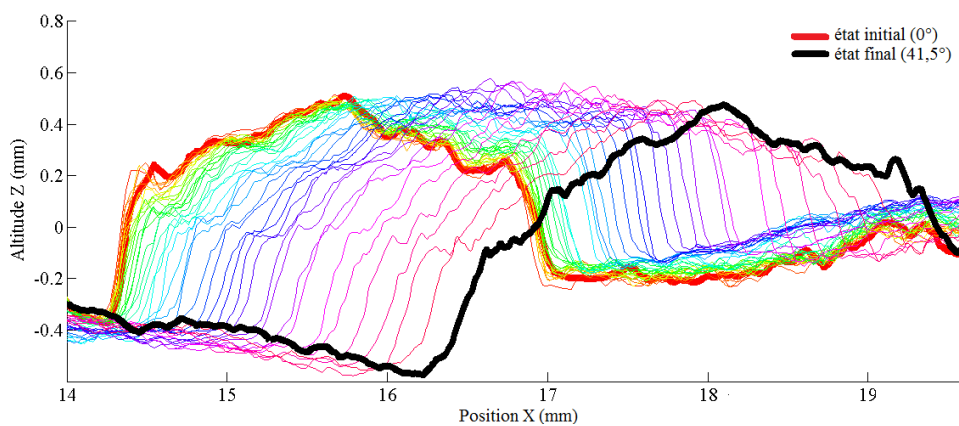


Figure 155 : Evolution du profil du pic 2 observé pour une orientation 90°

Cependant la **Figure 156**, qui représente l'élévation maximale mesurée sur le pic 1 au cours de l'essai, montre qu'avant la réduction d'amplitude constatée en fin d'essai, on observe une phase d'élévation de la mèche (relevé maximum à 0,23 mm). Cette élévation est mesurée entre le maximum et la ligne de base du pic considéré (à droite du pic).

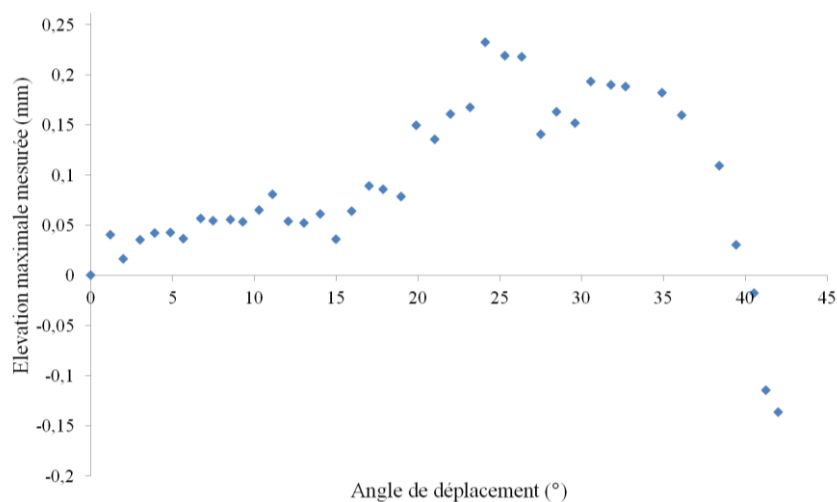


Figure 156 : Evolution de l'élévation maximale mesurée pour le pic 1 selon l'angle de déplacement (orientation 90°)

Dans le cas d'une orientation 0° , la modification du profil est plus significative, comme le montre la **Figure 157**. De plus on constate un changement de forme des pics, caractéristique de la formation de boucle.

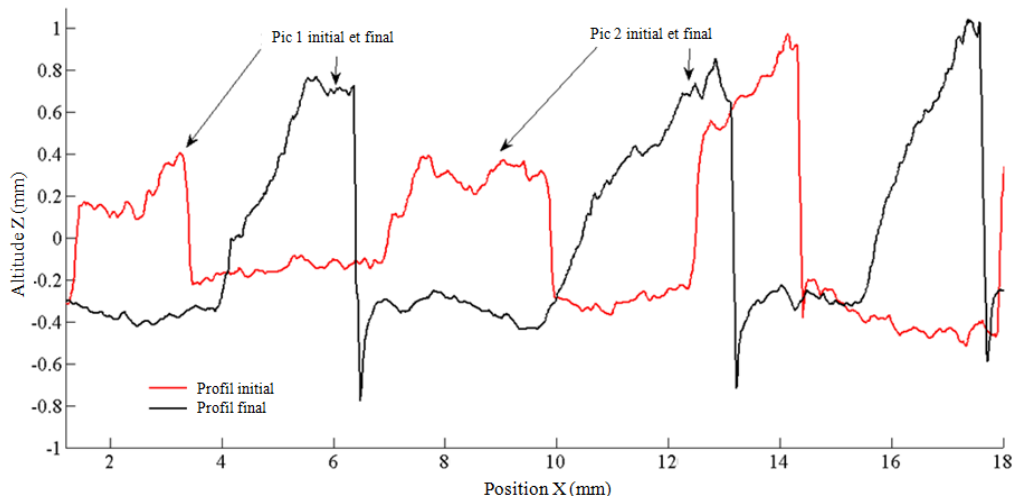


Figure 157 : Profils initiaux et finaux pour une orientation 0° du renfort A

Les **Figure 158** et **Figure 159** représentent l'évolution des pics 1 et 2 observés pour une orientation 0° .

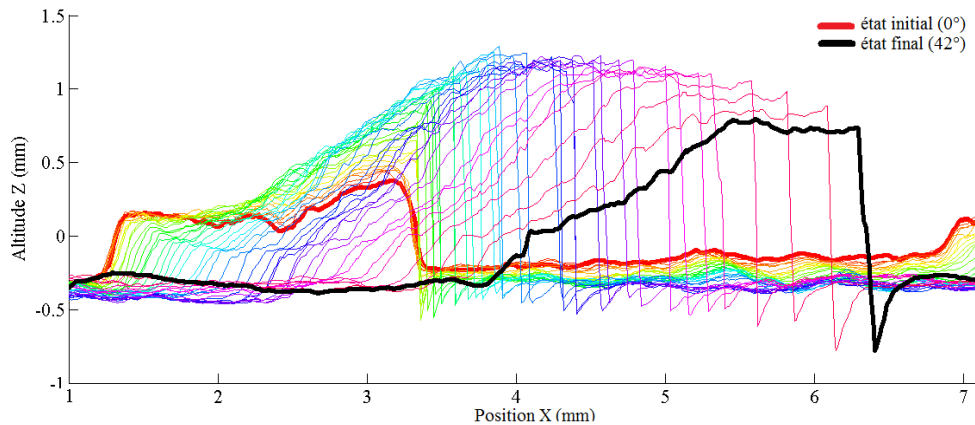


Figure 158 : Evolution du profil du pic 1 observé pour une orientation 0°

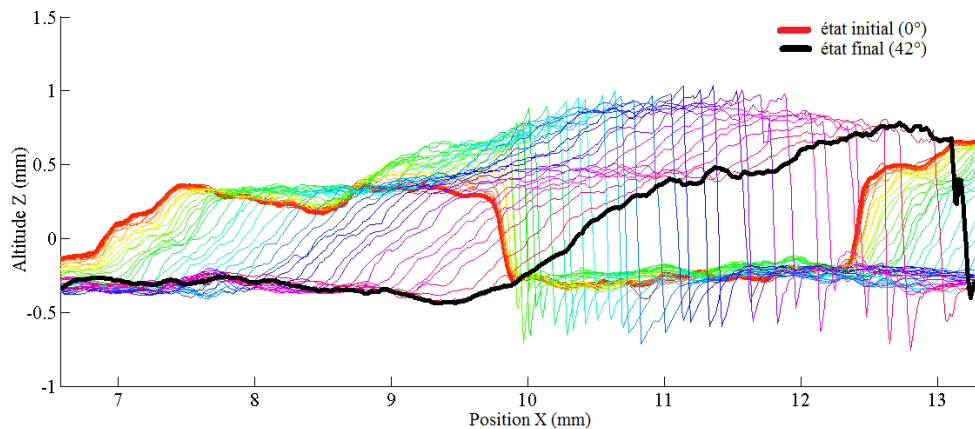


Figure 159 : Evolution du profil du pic 2 observé pour une orientation 0°

Contrairement au cas d'une orientation 90° , on génère une élévation de la mèche. Cette élévation est mesurée entre le maximum et la ligne de base du pic considéré. Malgré le fait que les profils ne se situent pas tous sur une même ligne de base, ces derniers se stabilisent en cours d'essai comme le montre la **Figure 160**.

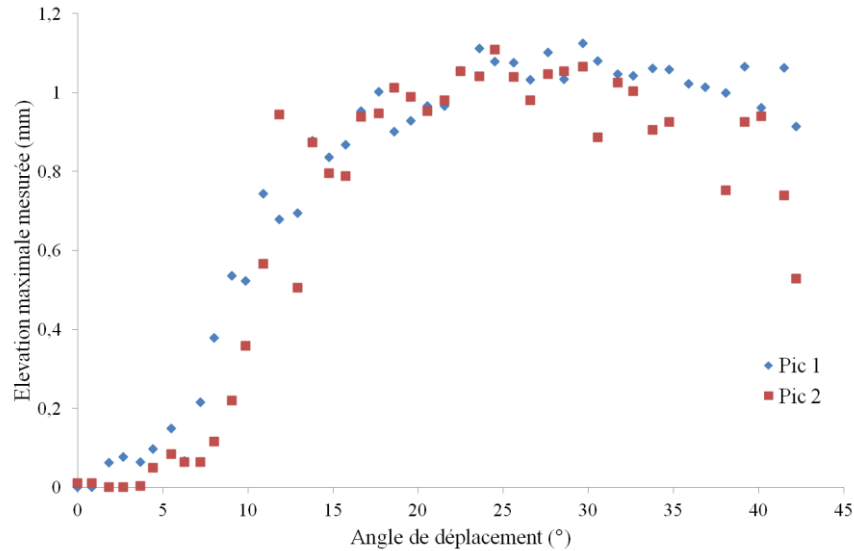


Figure 160 : Evolution de l'élévation maximale mesurée pour les pics 1 et 2 selon l'angle de déplacement (orientation 0°)

On constate également que les amplitudes mesurées demeurent sensiblement identiques pour les deux pics considérés. Pour le pic 1 une variation maximale de $1,03 \pm 0,03$ mm est mesurée contre $0,95 \pm 0,07$ mm pour le pic 2. On remarque également l'apparition d'un palier marquant la stabilisation de l'élévation à partir d'un certain angle de déplacement. Pour le pic 1 cet angle est évalué à $22,5^\circ$ et $21,6^\circ$ pour le pic 2.

La **Figure 161** met en comparaison les profils déformés finaux des deux orientations étudiées. Elle fait état de la différence d'amplitude et de profil suivant l'orientation considérée.

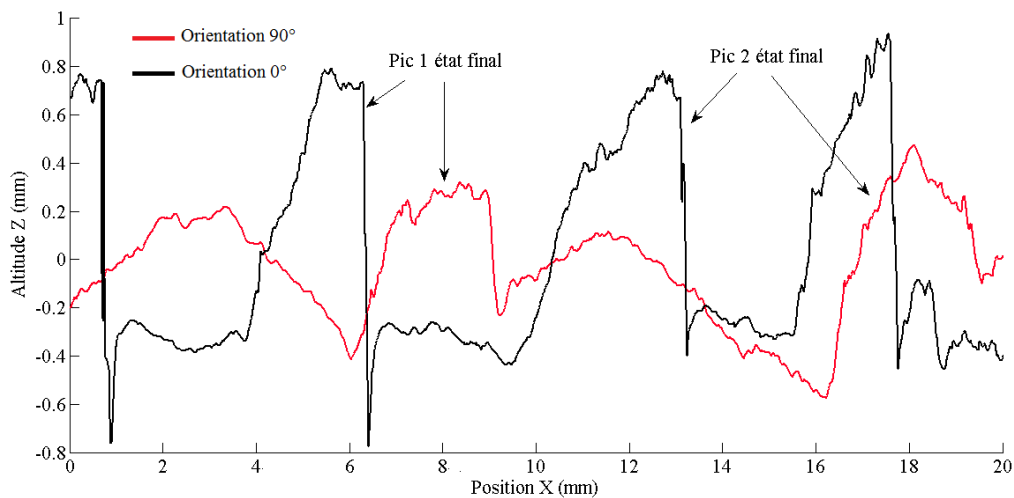


Figure 161 : Comparaison des profils déformés finaux pour une orientation de 0° et 90°

On peut signaler également que l'interférométrie révèle le caractère non-équilibré du renfort marqué par des distances entre pics consécutifs différentes suivant l'orientation considérées. La distance entre pics (centre à centre) pour une orientation 90° (distance entre chaînes) est de $10,23 \pm 0,13$ mm contre $6,44 \pm 0,41$ mm pour l'orientation 0° (distance entre trames).

La **Figure 162** met en comparaison l'élévation maximale mesurée (pic 1) pour l'orientation 0° et 90° . Ces relevés marquent la forte influence de l'orientation du renfort sur l'apparition des boucles.

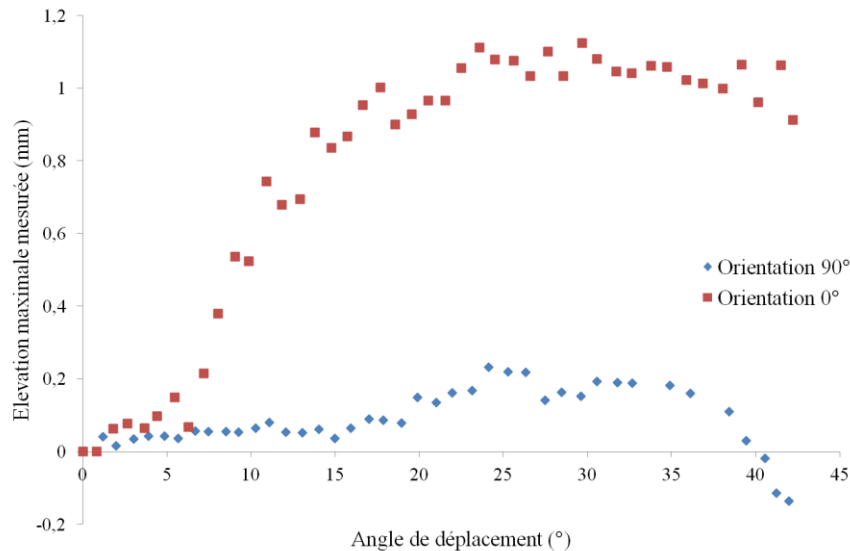


Figure 162 : Comparaison de l'élévation maximale (pic 1) mesurée pour deux orientations différentes (0° et 90°)

Les phénomènes d'écrasement observés pour une orientation 90° sont totalement absents dans le cas d'une orientation 0° . Pour l'orientation 90° , les mesures à l'état final de ces écrasements ont été comparées aux élévations maximales finales. Elles sont données dans le **Tableau 7**.

	Ecrasement	Élévation finale
Pic 1	0,11 mm	-0,14 mm
Pic 2	0,16 mm	-0,12 mm

Tableau 7 : Comparaison des écrasements et élévations maximales finales mesurés pour une orientation 90°

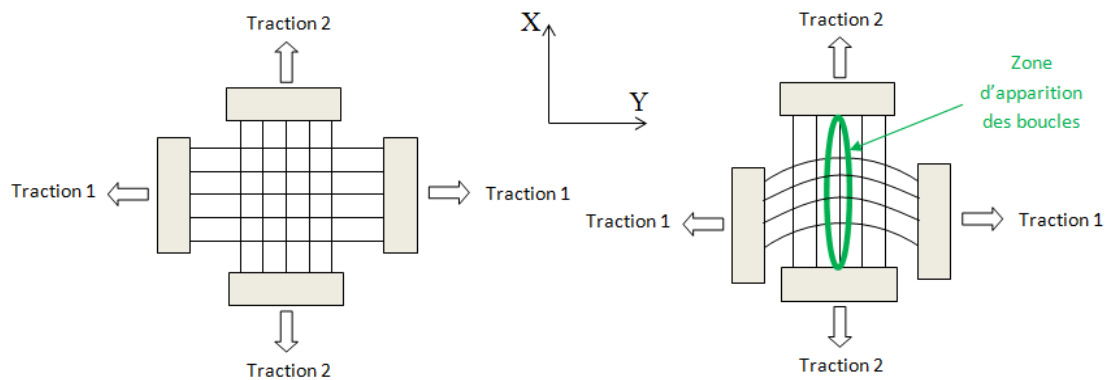
Dans le chapitre II, il a été montré que la configuration 0° favorisait la création de boucles sur la face A du tétraèdre (**Figure 152**), contrairement à la configuration 90° . Cette tendance est reproduite sur le banc de bouclage, dans le cas d'une cinématique similaire, et observée par interférométrie. Les observations par webcam attestent également de ce comportement (**Figure 163**).



Figure 163 : Acquisitions webcam orientation 90° (a) et 0° (b) à l'état final

VIII.2. Influence des tensions appliquées

Le montage expérimental dispose de quatre dispositifs de mise en tension du renfort. La **Figure 115** représente les directions de mise en tension.



Mise en tension du renfort et directions associées (X et Y) (**Figure 115**)

Les efforts initiaux suivant l'axe Y sont identiques pour les deux mors (symétrie). Cet axe correspond à l'axe mis en translation circulaire. L'axe X correspond à l'axe fixe du dispositif. Les essais ont montré que la tension suivant l'axe Y diminue, comme le montre la **Figure 164**.

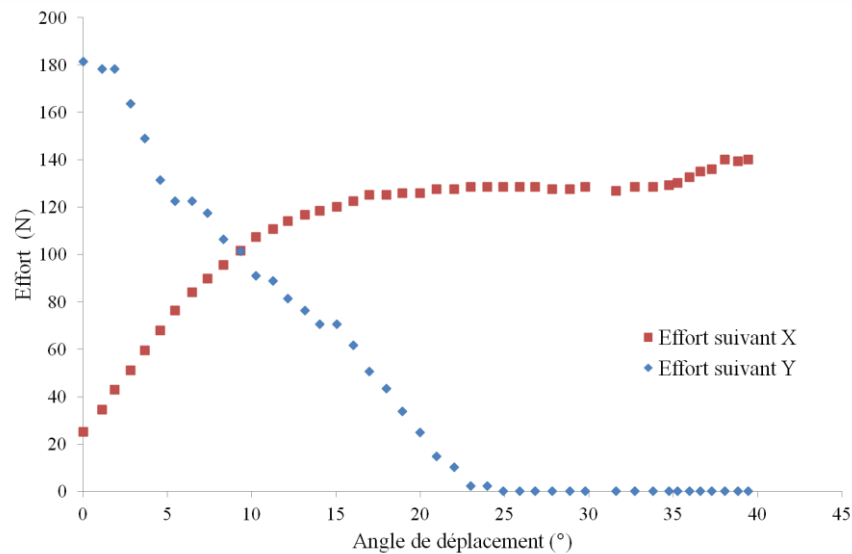


Figure 164 : Observation de la perte de tension suivant l'axe Y

Ce phénomène est dû au rapprochement des deux mors mobiles. Cependant, l'influence de l'état de tension initial est étudiée. L'orientation d'étude est de 0° (**Figure 165**).

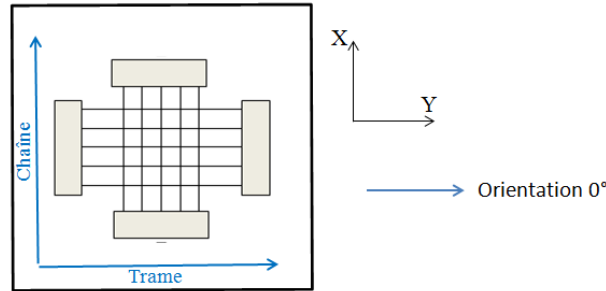


Figure 165 : Orientation et directions de mise en tension du renfort

Le **Tableau 8** fait état des efforts initiaux appliqués suivant les deux directions pour le renfort A. Ces valeurs ont été choisies afin d'étudier l'influence de tension initiale considérée comme « faible », « moyenne » ou « forte » sur le comportement au bouclage. La reproductibilité de la mise en tension est difficile de par la méthode utilisée. Les tensions sont appliquées au travers de simples vis. Par conséquent la précision des efforts dépend de nombreux facteurs (état du filet par exemple).

Désignation	Effort initial suivant X	Effort initial suivant Y
Cas 1	245 N	35,8 N
Cas 2	7,6 N	15,3 N
Cas 3	25,2 N	181,3 N

Tableau 8 : Cas de mise en tension pour le renfort A

Les résultats présentés en III.7.1 pour une orientation de 0° , correspondent au **cas 1** de mise en tension. Dans le cas de la **Figure 166**, la mise en tension correspond au **cas 2**.

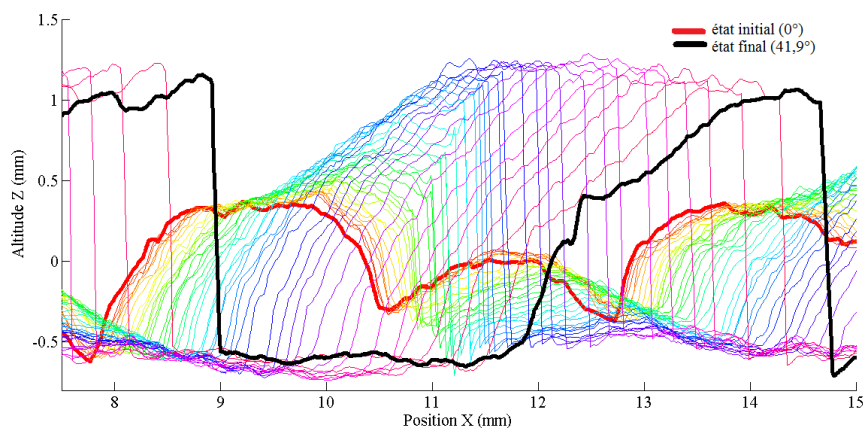


Figure 166 : Evolution du profil du pic 2 observé dans le cas 2 de mise en tension du renfort A

Tout comme le cas précédent, on observe la formation progressive de boucles. Pour observer une influence de la mise en tension, l'évolution des élévations maximales mesurée pour les **cas 1** et **2** a été mise en comparaison, pour l'orientation 0° , en **Figure 167**.

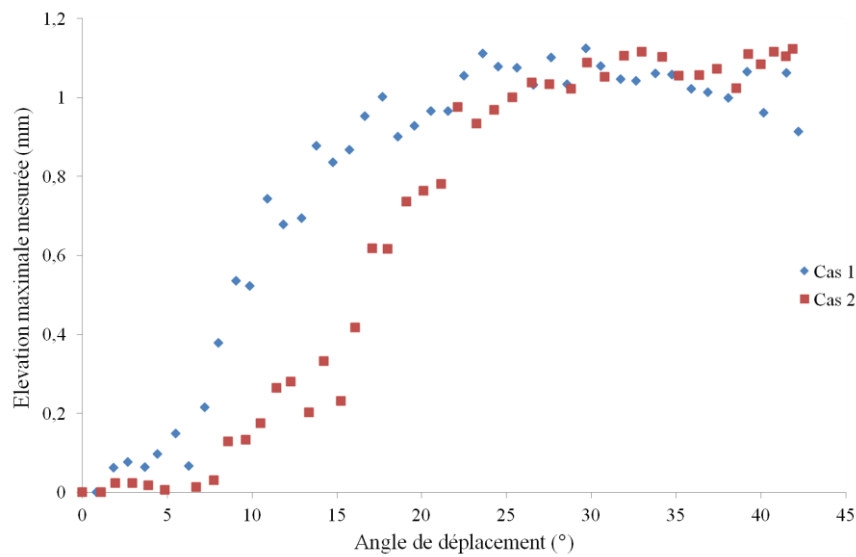


Figure 167 : Evolution de l'élévation maximale mesurée pour les cas 1 et 2 de mise en tension du renfort A selon l'angle de déplacement

Cette comparaison met en évidence l'influence de la tension exercée suivant l'axe X. Dans un premier temps, il peut être remarqué que les élévations finales atteintes pour ces deux essais sont très proches. Elles sont de $1,03 \pm 0,03$ mm lorsque le **cas 1** est considéré et de $1,06 \pm 0,03$ mm dans le **cas 2**.

Un palier de stabilisation est observé dans chaque cas marquant un arrêt d'élévation de la mèche. Une explication peut être que la limite de déplacement hors plan de la mèche est atteinte. Cependant ce palier intervient à des angles de déplacement différents. Dans le **cas 1**, cet angle est évalué à $22,5^\circ$ contre $25,6^\circ$ dans l'autre cas. On peut supposer que l'ajout de tension suivant l'axe X amène à générer des boucles pour des angles de déplacement plus faibles mais qu'il existe un angle de déplacement commun qui fait que cette tension n'a plus d'influence et les boucles générées sont les mêmes.

Concernant les élévations finales sensiblement équivalentes dans les deux cas, il peut s'agir d'une limite géométrique propre au renfort. En effet, il n'est pas possible d'atteindre des déplacements hors plan supérieurs aux dimensions des mèches (largeur). Il est à noter que les mèches n'ont pas tourné de 90° , ce qui explique également que les hauteurs de boucles soient inférieures aux largeurs des mèches.

La **Figure 168** inclut un relevé d'élévation maximale pour une mise en tension correspondant au **cas 3**. On remarque que le comportement adopté en termes d'élévation est similaire au **cas 1**. L'élévation finale est de $1,01 \pm 0,04$ mm avec un palier de stabilisation estimé à $25,9^\circ$.

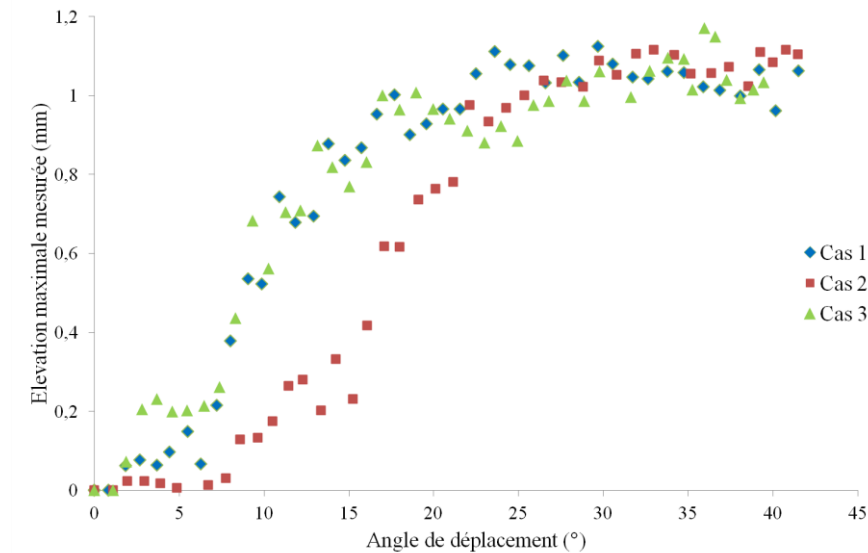


Figure 168 : Evolution de l'élévation maximale mesurée pour 3 cas de mise en tension du renfort A selon l'angle de déplacement

Les relevés en effort ont montré que la tension était progressivement perdue suivant l'axe Y mais en contrepartie la tension l'axe X augmente, comme le montre la **Figure 169**.

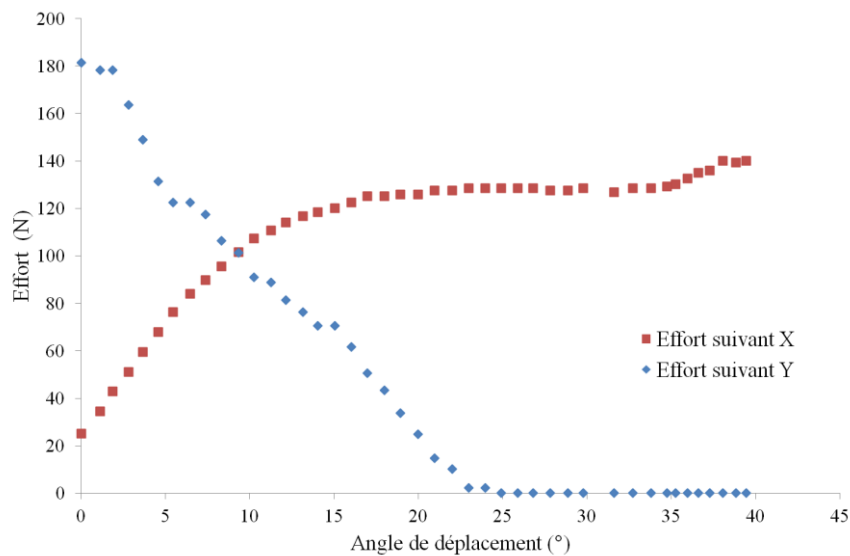


Figure 169 : Evolution des tensions dans le cas 3 de mise en tension du renfort A

Cela montre qu'avec l'augmentation de l'angle de déplacement, on revient à inverser le cas de mise en tension, d'où le fait qu'on retrouve un comportement similaire sur l'élévation mesurée au **cas 1**. Cependant cette tendance n'est pas retrouvée sur l'autre essai comme le présente la **Figure 170**.

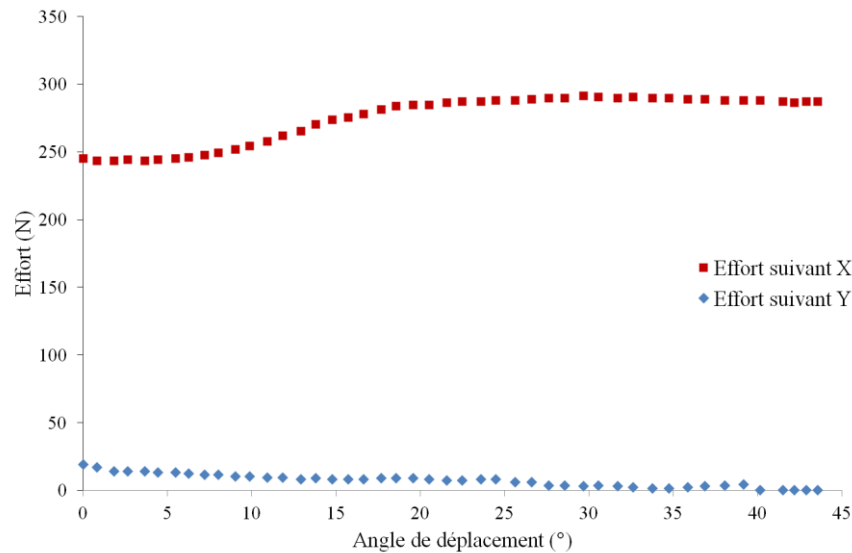


Figure 170 : Evolution des tensions dans le cas 1 de mise en tension du renfort A

L'effort suivant l'axe Y diminue alors qu'il augmente suivant l'axe X. Cette augmentation peut être imputée à l'équilibrage des efforts induit par le déplacement en translation circulaire. Le gain en tension suivant l'axe X est d'autant plus bas qu'est la perte suivant l'axe Y. Dans le premier cas, on observe une hausse de 115 N suivant l'axe X contre 48 N dans le second cas. On remarque également que l'effort suivant l'axe X se stabilise à partir d'un certain angle de déplacement. Pour le premier cas, cet angle est de $21,7^\circ$ contre $20,9^\circ$ dans le second cas.

IX. Conclusions sur le bouclage du renfort A

Au cours de cette étude, des analyses globales (sur un ensemble de mèches) et locales (mèche individuelle) des profils d'altitude ont été effectuées. Cette première étude sur le renfort A a montré, dans le cas d'un renfort fortement déséquilibré, que l'orientation du renfort et les tensions appliquées dans les deux directions du renfort influent sur l'apparition du défaut de boucles. Il a été vu que l'intensité de ces tensions induisait une propagation plus ou moins rapide des boucles jusqu'à un angle limite où les hauteurs de boucles se stabilisent. De manière générale, l'état de tension suivant l'axe X et Y a une influence sur la génération des boucles comme il a été constaté lors du préformage de ce même renfort. L'effet d'orientation a aussi été étudié et les résultats sur banc de boucles vont dans le sens de ceux obtenus sur mise en forme tétraédrique.

X. Influence des paramètres renfort

X.1. Présentation du nouveau renfort : renfort C

Une étude de mise en forme avec poinçon tétraédrique a été menée en parallèle par [CAP12] sur un taffetas de lin avec des propriétés différentes du renfort A, suite aux conclusions exposées dans le chapitre II. La **Figure 171** met en avant un renfort plus équilibré géométriquement où les mèches sont très proches les unes des autres dans les deux directions du renfort. Il s'agit d'un taffetas dont la masse surfacique est de l'ordre de 458 g.m^{-2} et qui

présente un embuvage plus important que le renfort A. L'architecture des mèches reste cependant la même : continues et sous forme de ruban.



Figure 171 : Taffetas en fibres de lin Depestele avec équilibrage supérieur au renfort A

Le tissage présente des espacements entre mèches relativement similaire dans les deux directions. De $0,44 \pm 0,01$ mm dans le sens chaîne et $0,26 \pm 0,01$ mm dans le sens trame. Ce renfort présente une densité de mèches de 375 chaînes/m et 387 trames/m. Pour le renfort A, ces densités de mèches sont de 212 chaînes/m et 387 trames/m.

Il a été montré [CAP12] que ce type d'architecture permet d'atténuer le défaut de boucles lors des mises en forme tétraédriques. Comme peut le montrer la **Figure 172**, bien que les boucles soient encore présentes, elles restent nettement moins marquées que dans le cas du renfort A.



Figure 172 : Observations du défaut de boucles sur une mise en forme tétraédrique

L'auteur [CAP12] explique que le fort embuvage du renfort a des conséquences sur la mise en tension des mèches et que cette mise en tension, en plus des paramètres architecturaux du renfort (espacements entre mèches, équilibrage,...), joue un rôle sur la formation de boucles.

Au travers du démonstrateur mis en place, c'est cette résistance au bouclage qui va être investiguée. Il s'agit surtout de mettre en évidence l'influence des paramètres propres au renfort et des tensions appliquées sur le défaut de boucles.

X.2. Résultats expérimentaux

Cette étude a pour objectif de vérifier le meilleur comportement au bouclage constaté lors de la mise en forme complexe et d'observer l'influence des tensions appliquées sur les profils d'altitudes. Comme précédemment, l'orientation d'étude est de 0° .

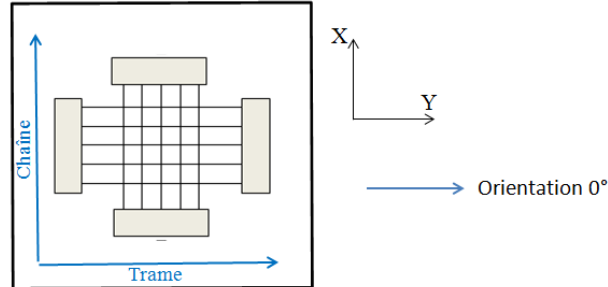


Figure 173 : Orientation et directions de mise en tension du renfort

Le **Tableau 9** fait état des efforts initiaux appliqués suivant les deux directions pour le renfort C.

Désignation	Effort initial suivant X	Effort initial suivant Y
Cas 1	254,3 N	19,8 N
Cas 2	28,5 N	22,7 N
Cas 3	236,6 N	152,7 N

Tableau 9 : Cas de mise en tension pour le renfort C

Comme précédemment, deux désignations seront utilisées concernant la mise en tension du renfort. Une mise en tension suivant l'axe Y et X qui correspondent respectivement à l'axe des mors mis en mouvement de translation circulaire et à l'axe fixe.

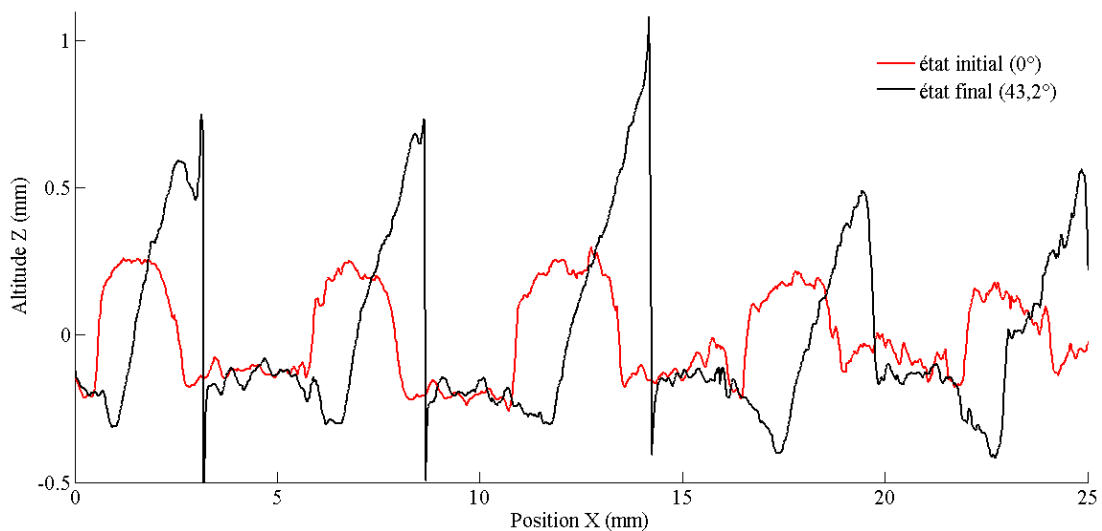


Figure 174 : Profils initiaux et finaux pour une orientation 0° et un cas 1 de mise en tension du renfort C

La **Figure 174** montre l'évolution du profil dans le **cas 1** de mise en tension du renfort C. Cette configuration fait apparaître le profil caractéristique des boucles.

La **Figure 175** se focalise sur le profil du second pic de la **Figure 174** et le met en comparaison avec le profil obtenu pour le renfort A dans les mêmes conditions de tension et sur le même intervalle de position. La **Figure 175-b** montre la formation progressive de la boucle au cours de l'essai avec le renfort C. La **Figure 175-a** reprend celle du renfort A.

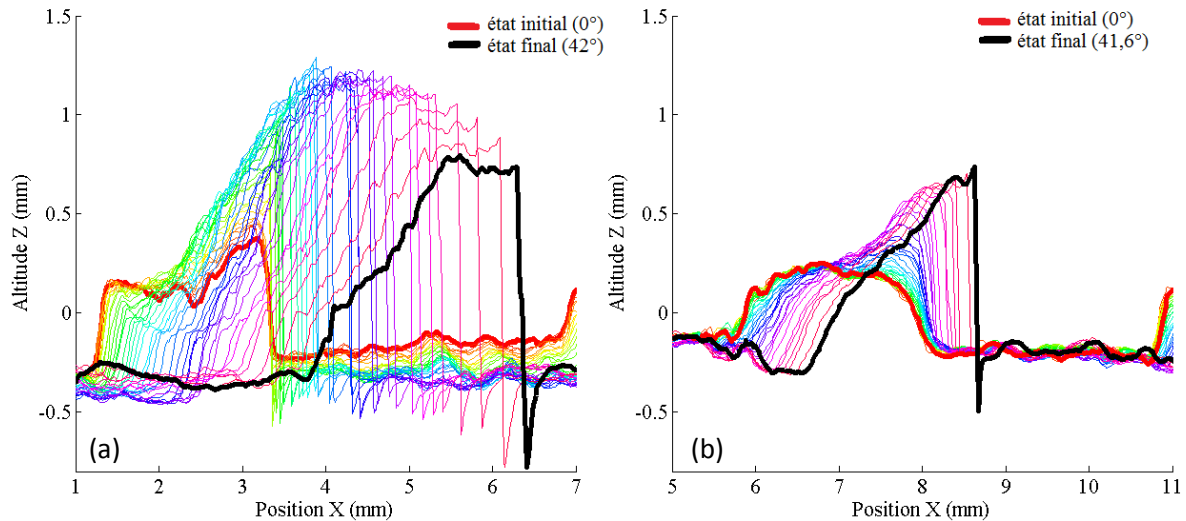


Figure 175 : Evolution du profil d'altitude dans le cas 1 de mise en tension du renfort A (a) et C (b)

Elles montrent que le tissage plus serré du renfort C conduit à la réduction des déplacements de mèches. On enregistre un déplacement de $2,80 \pm 0,17$ mm pour le renfort A et $0,75 \pm 0,12$ mm.

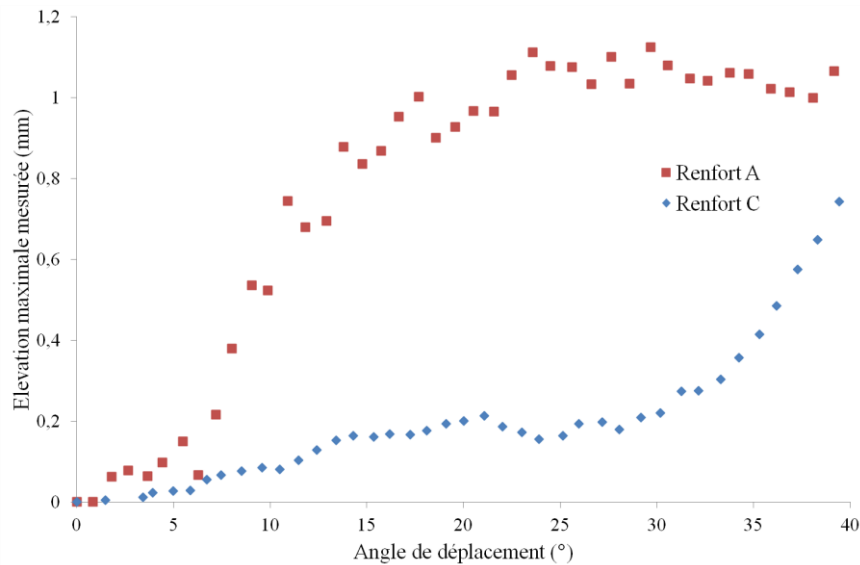


Figure 176 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée entre le renfort C et A selon l'angle de déplacement pour le cas 1 de mise en tension

La **Figure 176** met en comparaison les élévations maximales mesurées entre le renfort C et celles mesurées pour le renfort A. Elle met en avant une différence de comportement au bouclage. Alors que le renfort A génère des boucles pour de faibles angles de déplacement, le renfort C s'accommode relativement bien à la flexion imposée jusqu'à un angle de déplacement d'environ 30° où l'élévation commence à croître rapidement.

En guise de comparaison, l'élévation maximale mesurée en fin d'essai pour le renfort C est estimée à 0,78 mm alors qu'elle est de 1,06 mm pour le renfort A. Les dimensions des mèches étant similaires d'un renfort à l'autre, on peut s'attendre, pour des angles de déplacement plus importants, à des élévations maximales atteintes de l'ordre de celle obtenues pour le renfort A.

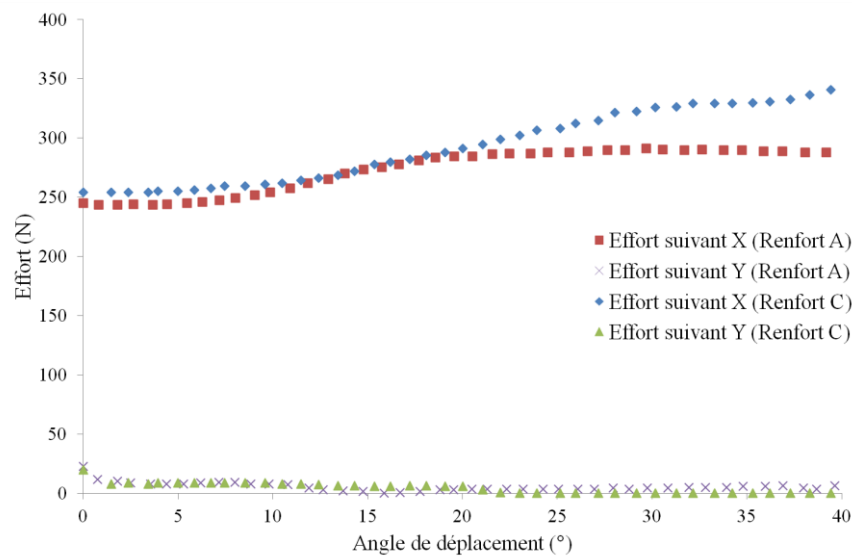


Figure 177 : Comparaison des efforts dans le cas 1 de mise en tension du renfort A et C

Les efforts mesurés suivant l'axe X et Y pour les deux renforts sont mis en comparaison dans la **Figure 177**. Elle montre que l'effort continue d'augmenter suivant l'axe X au cours de l'essai pour le renfort C alors qu'il se stabilise pour le renfort A. Cela s'explique par l'observation de glissements de mèches dans le cas du renfort A et non dans le cas du renfort C. Le tissage plus serré du renfort C rend plus difficile ces glissements de mèches.

Ce résultat corrélé avec la comparaison des élévations maximales de la **Figure 176** tend à montrer que seul l'effort de tension n'explique la génération du défaut de type boucles puisque qu'entre le renfort C et le renfort A, pour des efforts similaires, le comportement au bouclage est différent. L'architecture du renfort contribue donc à générer ce défaut.

Dans cette configuration, le renfort C a un meilleur comportement en flexion dans son plan. Il supportera des angles de déplacement, et par conséquent des angles de courbures, plus importants avant que les mèches tendent à boucler. Ce premier résultat semble donc confirmer que la nouvelle architecture, au travers d'une réduction des espaces entre mèches, contribue à

l'atténuation des boucles mais pas à leur suppression totale, notamment quand la flexion imposée est importante.

L'essai a été reproduit en appliquant le **cas 2** de mise en tension. L'évolution des efforts suivant la direction X et Y est donnée **Figure 178**

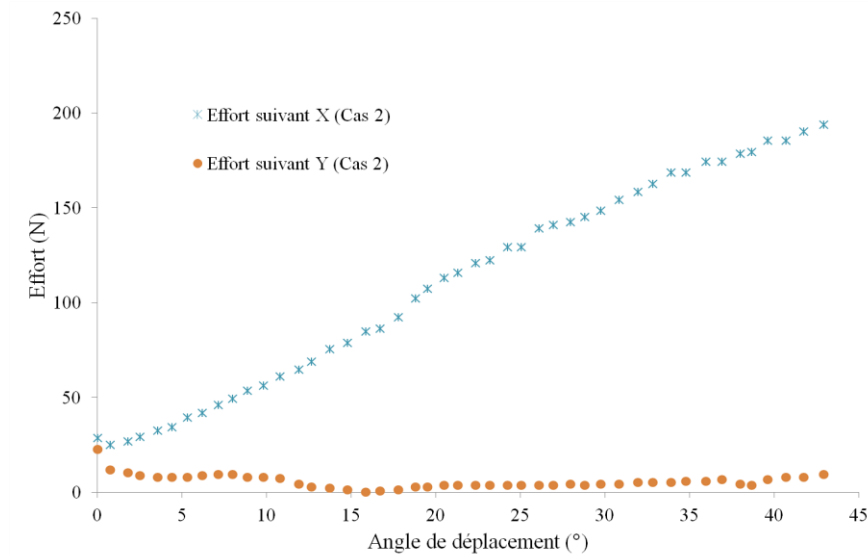


Figure 178 : Evolution des efforts dans le cas 2 de mise en tension du renfort C

La **Figure 179** met en comparaison les élévations mesurées pour le renfort C dans le **cas 1** et **2** de mise en tension.

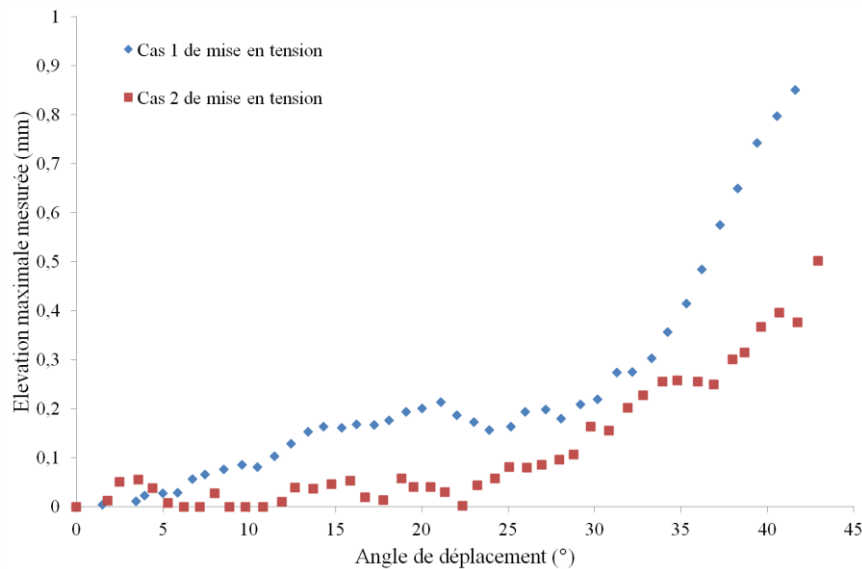


Figure 179 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée dans le cas 1 et 2 de mise en tension du renfort C selon l'angle de déplacement

L'atténuation de la tension suivant l'axe X conduit à une diminution globale des élévations mesurées pour le renfort C comme cela a pu être constaté en début d'essai pour le renfort A.

Cependant en fin d'essai, les élévations ne se stabilisent pas pour le renfort C. Dans le cas où aucune tension importante n'est appliquée, l'élévation finale est estimée à 0,50 mm contre 0,78 mm avec tension sans palier apparent pour les angles de déplacement atteints, les limites en angle de déplacement du dispositif ne permettant pas d'explorer des conditions de courbures plus sévères.

L'essai a été reproduit en appliquant des tensions initiales importantes suivant les deux directions (**cas 3**). L'évolution des efforts suivant la direction X et Y est donnée **Figure 180**.

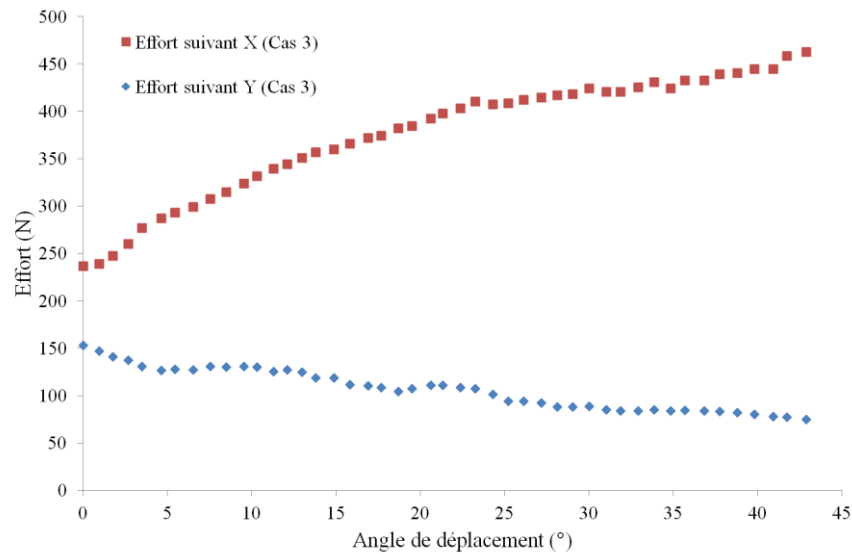


Figure 180 : Evolution des efforts dans le cas 3 de mise en tension du renfort C

La **Figure 181** met en comparaison les élévations mesurées les trois cas de mise en tension du renfort C.

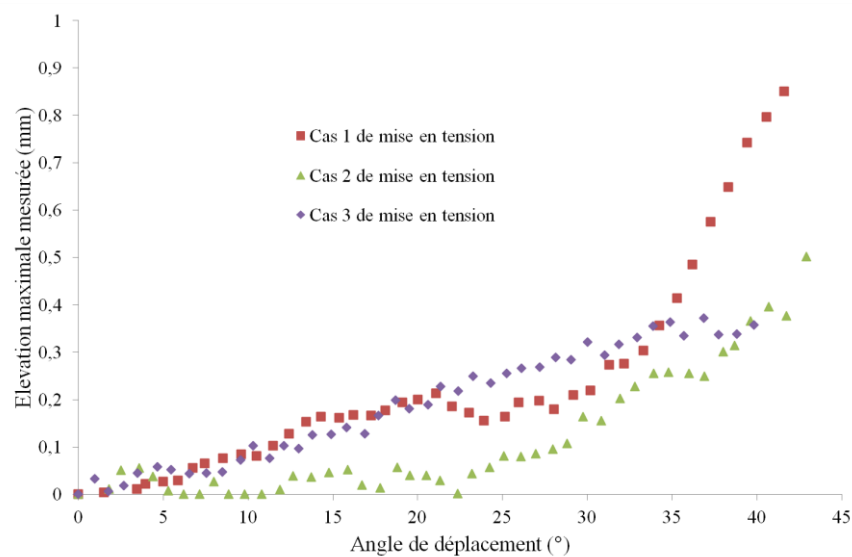


Figure 181 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée pour trois cas de mise en tension du renfort C

L'ajout d'une tension suivant la direction Y conduit à une modification du comportement pour des angles de déplacement élevés. L'application d'une tension dans cette direction attribue moins de liberté à la mèche de se déformer hors plan et réduit encore le défaut de boucles. Cette élévation se stabilise à 0,35 +/- 0,01 mm. L'architecture serrée du renfort C contribue à l'importance de la tension appliquée suivant l'axe Y sur les hauteurs de boucles.

De ces trois cas de mise en tension, aucun ne montre de stabilisation de l'élévation comme il a été constaté dans le cas du renfort A. Dans le cas de l'étude du phénomène de boucles, il serait intéressant d'explorer des angles de déplacement plus important afin de voir si un palier d'élévation est atteint ou non. Sur ce prototype de banc de caractérisation, les limites en angles de déplacement sont atteintes.

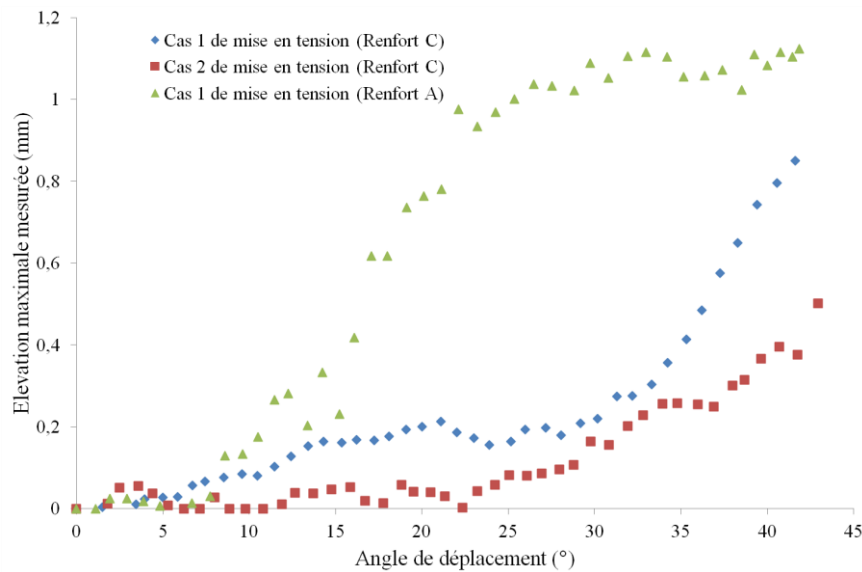


Figure 182 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée entre le renfort C (cas 1 et 2) et le renfort A (cas 1) selon l'angle de déplacement

Pour rappel, le renfort A présente une élévation finale de 1,06 mm. Pour un angle de déplacement équivalent, le renfort C atténue de manière non négligeable, au minimum, la hauteur de boucles de 50 % comparé au renfort A (**Figure 182**). Comme pour le renfort A, l'intensité de la tension appliquée suivant l'axe X conditionne la hauteur de boucles.

La **Figure 183** met en comparaison les relevés d'effort pour le **cas 1, 2 et 3** de mise en tension du renfort C.

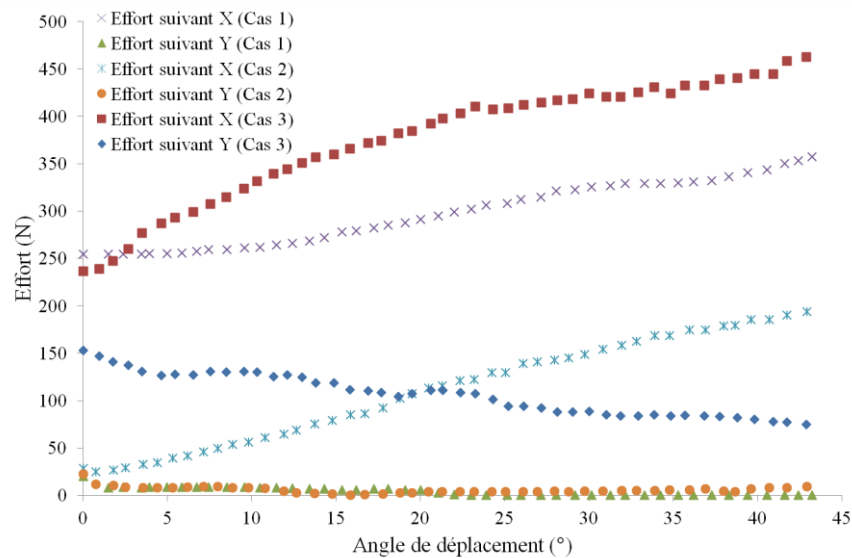


Figure 183 : Comparaison des efforts dans les cas 1 et 3 de mise en tension du renfort C

On remarque une augmentation de l'effort plus marquée en début d'essai dans le cas 3 de mise en tension. L'ajout d'une tension suivant l'axe Y augmente le contact entre réseaux de mèches et permet de limiter les glissements du réseau de mèches.

La **Figure 184** met en comparaison les relevés d'effort suivant les deux directions pour les deux renforts (A et C) dans le **cas 2** de mise en tension.

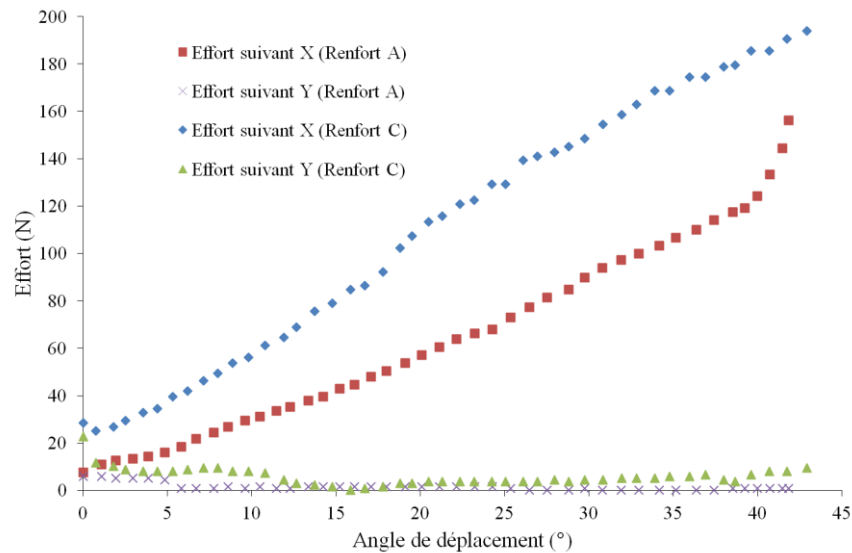


Figure 184 : Comparaison des efforts dans le cas 2 de mise en tension du renfort A et C

Les efforts suivant l'axe Y sont perdus au cours de l'essai. Suivant l'axe X, les efforts augmentent de manière continue ; 4,3 N/° pour le renfort C contre 2,9 N/° pour le renfort A. Cette différence est une conséquence du tissage et notamment de la présence ou non d'espacements entre mèches. Les espacements entre mèches contribuent aux glissements du réseau de mèches et par conséquent à une mise en tension plus mesurée.

X.3. Conclusions sur le bouclage du renfort C

Les résultats expérimentaux sur le renfort C ont montré globalement un meilleur comportement au défaut de boucles, appuyant les hypothèses formulées lors de leur mise en forme sur géométrie tétraédrique, comparativement au renfort A. Le serrage du renfort joue un rôle important sur l'apparition du défaut ainsi que l'état de tension suivant les deux directions du renfort. Le serrage du tissage assure une meilleure cohésion des réseaux de mèches et atténue grandement, dans le cas du renfort utilisé, les hauteurs de boucles, quelques soient les tensions appliquées. On retrouve comme pour le renfort A, une influence de l'augmentation de la tension suivant l'axe X sur la hauteur de boucles. Enfin, les mesures de hauteur de boucle ne présentent pas de palier comme cela a pu être constaté pour le renfort A. Cela montre qu'une étude à des angles de déplacement plus importants que ceux autorisés par le dispositif de bouclage serait à mener.

XI. Renfort sergé 2x2

Une étude a été menée par [CAP12b] qui s'est attardé sur le comportement à la mise en forme de renfort en lin à architecture sergé 2x2 présenté **Figure 185**. Les mèches qui le constitue ont subi un encollage à la cire en amont du métier à tisser qui les rigidifie. Cette cire est ensuite supprimée en grande partie par lavage du renfort. Ce type d'architecture présente un faible taux d'embuvage comparé au taffetas précédent (renfort C). Sa masse surfacique est de l'ordre de $434,8 \text{ g.m}^{-2}$.



Figure 185 : Sergé 2x2 en fibres de lin Depestele

Les essais réalisés sur géométrie tétraédrique ont montré que cette architecture favorise l'apparition du défaut de boucles comme présenté **Figure 186**.



Figure 186 : Observations du défaut de boucles sur une mise en forme tétraédrique pour le sergé 2x2

Un essai sur sergé a été réalisé pour le cas de mise en tension du **Tableau 10**.

Désignation	Effort suivant X	Effort suivant Y
Cas 1	305,4 N	52,8 N

Tableau 10 : Cas de mise en tension du sergé 2x2

Les élévations mesurées sont présentées **Figure 187** avec celles des deux précédents renforts. Deux points peuvent être dégagés de ce résultat. Le premier point est que l'architecture sergé 2x2 adopte un comportement plus proche du renfort A que du renfort C, avec une augmentation immédiate avec l'angle de déplacement de l'élévation. Ce rapprochement est la conséquence d'un serrage moins important induit par le tissage sergé. En effet, contrairement à une architecture taffetas où une mèche de trame passe alternativement au-dessus puis au-dessous d'une chaîne, le sergé 2x2 résulte du passage d'une trame au-dessus puis au-dessous de 2 chaînes. La mise en flexion dans le plan induit, tout comme le renfort A, des glissements de réseaux de mèches.

Le second point est que le sergé 2x2 génère des hauteurs de boucles maximales supérieures au renfort A. Elles sont estimées à $1,27 \pm 0,02$ mm contre $1,06 \pm 0,03$ mm pour le renfort A. Ces mesures plus élevées résultent d'espacements entre mèches plus conséquents.

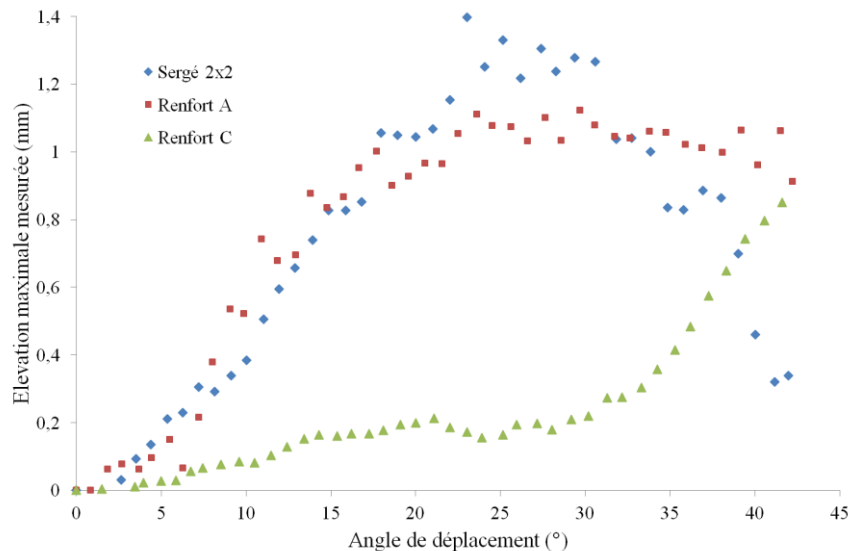


Figure 187 : Comparaison de l'élévation maximale mesurée dans le cas 1 d'une mise en tension des renforts A, C et sergé

Cet essai met en avant l'influence de l'architecture sur l'amplitude de ces boucles.

XII. Conclusions sur l'étude du bouclage

Lors de la mise en forme complexe des renforts secs en fibres de lin, les mèches subissent des déplacements hors plan leur donnant localement l'apparence de boucles. Ne connaissant pas les impacts que ce type de phénomène peut avoir sur le comportement de la structure finale, une étude a été conduite afin de participer à sa compréhension. Pour cela, un démonstrateur

expérimental visant à reproduire le phénomène dans le plan a été mis au point. Cet outil a été conçu comme un prototype dont l'objectif est de valider une cinématique d'apparition et d'explorer le comportement aux boucles de différents renforts soumis à diverses sollicitations, notamment en tension. Au cours de ce travail, un système interférométrique par projection de franges a été associé au démonstrateur afin d'étudier la topographie des renforts durant la totalité des essais. Cet outil de mesure a permis de remonter aux déplacements hors plan constatés lors de la mise en forme complexe.

Les premiers essais, réalisés sur trois renforts différents, ont permis de mettre en avant l'influence de l'équilibrage géométrique de ces renforts sur l'apparition du bouclage. Les espacements entre mèches et par conséquent l'orientation du renfort jouent un rôle important car leur augmentation contribue à l'amplification des déplacements observés. Les tensions appliquées jouent également un rôle, en particulier celle exercée sur les mèches initialement perpendiculaires aux mèches qui bouclent. Leur augmentation accélère l'apparition des boucles dont l'amorce se fait pour des angles de flexion plus faibles. Cependant lors de la mise en forme une trop grande baisse des tensions, au travers des efforts serre-flan, peut amener à l'apparition d'autres défauts (glissement global du renfort par exemple).

Plusieurs configurations de mise en tension initiale suivant les deux axes du renfort ont donc été abordées. Pour les deux premiers renforts (A et C), il a été montré que la tension suivant une direction conditionne l'évolution des élévations mesurées. La tension suivant cette direction tend à accélérer le phénomène de boucles et donc à le générer à plus faibles angles de déplacement. Cependant, contrairement au renfort A, aucun palier, marquant une stabilisation de l'altitude, n'est observé dans le cas du renfort C.

Une étude plus approfondie sur l'influence des tensions initiales doit être conduite sur l'élévation mesurée, notamment en termes de rapport de mise en tension entre les deux directions X et Y, dans le même raisonnement que pour les rapports de déformations imposés sur les essais de traction biaxiale.

Il serait intéressant de pouvoir conserver la tension appliquée suivant la direction Y (direction mis en translation circulaire). Une modification des plages d'angles de déplacement imposables est également à envisager.

Plusieurs architectures de renfort ont été étudiées. Pour les deux premières, qui sont des taffetas (A et C), les paramètres géométriques, notamment en termes d'espacements entre mèches, influent sur l'apparition des boucles. D'une part la présence d'espacements importants suivant une seule direction du renfort conduit à une architecture déséquilibrée (renfort A). L'orientation du renfort doit être prise en considération. Ainsi il a été montré que la présence d'espacements entre les mèches qui ne se courbent pas conduit à la formation de boucles. Ces mesures viennent appuyer les observations faites sur la mise en forme de ce même renfort (cf chapitre II). Dans le cas d'un renfort plus équilibré où les espacements restent faibles dans les deux directions (renfort C), les boucles sont fortement atténuées.

Un sergé a également été testé sur le banc de boucles, montrant une tendance au bouclage semblable à celle du taffetas déséquilibré (renfort A). Le faible nombre d'essais sur ce renfort ne permet pas encore d'établir de conclusions définitives sur son comportement aux boucles.

Au final ce prototype de banc de caractérisation dédié au phénomène de bouclage a permis de mettre en place positivement un système de mesure optique, adapté à la fois au dispositif expérimental et à l'échelle d'étude. Cependant, l'outil seul ne permet pas d'aborder la totalité du problème. Il permet de comprendre comment ce dernier est généré et d'adapter les paramètres procédés et matériaux afin de minimiser son développement lors de la mise en forme du renfort. Pour pouvoir le qualifier de défaut, la conformité de la structure finale doit être également éprouvée par des tests supplémentaires.

CHAPITRE IV : Simulation du préformage des renforts secs

I. Introduction

L'approche expérimentale de l'étude de la déformabilité du matériau lors de la mise en forme, par exemple lors du procédé RTM, et notamment lorsque des formes dites complexes sont abordées, est une démarche exploratoire trop lente dans la perspective de la maîtrise de l'opération de préformage. Pour palier cette approche de type essai/erreur, la définition d'outils prédictifs par une approche numérique est une voie pour optimiser cette étape de mise en forme dès lors que les temps de calculs s'intègrent à ceux du milieu industriel. Dans ce chapitre nous reviendrons sur les différents modèles de comportements des renforts secs, décrits dans la littérature, puis nous présenterons le modèle utilisé dans le cadre de ces travaux. Des corrélations entre les résultats obtenus par simulation finis de cette étape de préformage et des résultats expérimentaux concluront ce chapitre.

II. Présentation du modèle éléments finis

II.1. Approches numériques sur la modélisation du comportement des renforts

Deux méthodes pour simuler la mise en forme des renforts fibreux sont généralement proposées : les méthodes géométriques et les méthodes mécaniques par éléments finis. Ces dernières s'inscrivent dans différentes approches dites « continues », « semi-discrètes » et « discrètes ».

Le milieu fibreux ayant la spécificité d'être multi-échelles [BAD08], **Figure 188**, ces méthodes numériques se positionnent à ces 3 échelles. Dans le cadre de cette étude, on se restreint à l'échelle macroscopique (échelle du renfort) lors de la phase de mise en forme du procédé RTM.

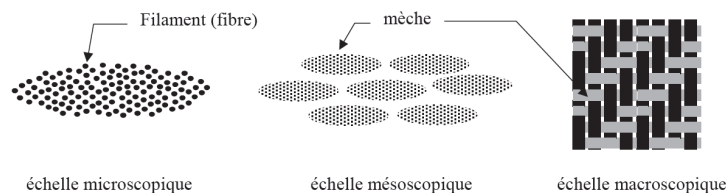


Figure 188 : Echelles d'études des milieux fibreux [BAD08]

L'objectif est de définir un modèle numérique macroscopique de mise en forme de renfort fibreux en lin, intégré dans un logiciel industriel (ABAQUS®).

Le modèle proposé s'inscrit dans un schéma de résolution en dynamique explicite car majoritairement utilisé pour la simulation des procédés, pour leur capacité à prendre en

compte les phénomènes fortement non-linéaires (entre autre le contact) et notamment pour la simulation de la mise en forme [TEO02].

En raison de la nature multi-échelle du composite, différentes approches existent pour modéliser le comportement des renforts lors du procédé de mise en forme. Des approches géométriques aux approches discrètes, en passant par les approches continues anisotropes, hypo ou hyper-élastiques ainsi que semi-discrètes. Cette étude nous conduira à la définition d'un modèle simplifié représentant les composantes membranaires du comportement, c'est-à-dire sans tenir compte de la flexion ni du cisaillement transverse, en adéquation avec les essais de caractérisation décrits dans le chapitre I.

II.1.1. Méthode géométrique

Cette méthode, également appelée algorithme du filet, est une méthode simple et rapide pour simuler le drapage des tissus, basée sur les travaux de Mark&Taylor [MAC56] et qui repose sur certaines hypothèses simplificatrices [LIM02] :

- Inextensibilité des mèches
- Pas de glissement au niveau des intersections chaînes et trames
- Rotations libres entre les réseaux chaînes et trames
- Contact sans glissement entre renfort tissé et outil de drapage

Le renfort tissé est modélisé par un réseau de nœuds (**Figure 189**) où chacun d'entre-eux modélise l'intersection entre chaîne et trame.

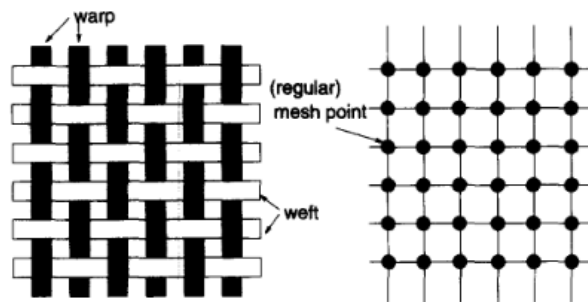


Figure 189 : architecture de renfort et réseau de nœuds associé [AON94]

Ce réseau de nœuds est ensuite superposé à la surface de l'outil de drapage, définie soit de manière analytique [TCH78], comme présenté **Figure 190**, soit par triangulation de surfaces à partir d'objets CAO [VAN09].

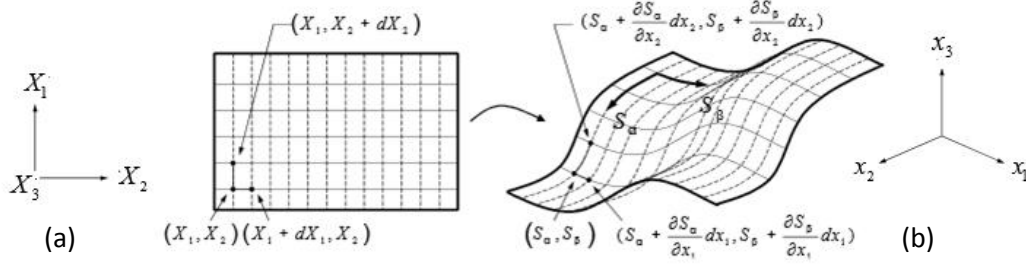


Figure 190 : Réseau de Tchébyshev - Coordonnées cartésiennes des nœuds (a) et transformation sur la surface à draper (b) [YOU05]

L'hypothèse d'inextensibilité des mèches conduit au problème suivant :

$$\text{distance} \left[(S_\alpha, S_\beta), \left(S_\alpha + \frac{\partial S_\alpha}{\partial x_1} dx_1, S_\beta + \frac{\partial S_\beta}{\partial x_1} dx_1 \right) \right] = dx_1 \quad \text{Équation 19}$$

$$\text{distance} \left[(S_\alpha, S_\beta), \left(S_\alpha + \frac{\partial S_\alpha}{\partial x_2} dx_2, S_\beta + \frac{\partial S_\beta}{\partial x_2} dx_2 \right) \right] = dx_2 \quad \text{Équation 20}$$

En considérant que l'équation de surface est infiniment différentiable, la résolution du problème s'obtient par celle des équations aux dérivées partielles suivantes :

$$\left(\frac{\partial S_\alpha}{\partial x_1} \right)^2 + \left(\frac{\partial S_\beta}{\partial x_1} \right)^2 = 1 \quad \text{Équation 21}$$

$$\left(\frac{\partial S_\alpha}{\partial x_2} \right)^2 + \left(\frac{\partial S_\beta}{\partial x_2} \right)^2 = 1 \quad \text{Équation 22}$$

La surface à draper peut être décrite dans le système de coordonnées curvilignes $(\delta_\alpha, \delta_\beta)$ en fonction des coordonnées cartésiennes déformées (x_1, x_2, x_3) :

$$x_1 = x_1(\delta_\alpha, \delta_\beta), \quad x_2 = x_2(\delta_\alpha, \delta_\beta), \quad x_3 = x_3(\delta_\alpha, \delta_\beta) \quad \text{Équation 23}$$

Il a été montré [LIM02] que, dans le cas d'un renfort tissé, en plus des équations différentielles (Équation 21 et 22), le drapage était défini par le système d'Équation 24-27, traduisant les déformations longitudinales $(\lambda_{11}, \lambda_{22}, \lambda_{33})$ et en cisaillement (λ_{12}) :

$$\lambda_{11} = \alpha_{\alpha\beta} \frac{\delta S_\alpha}{\delta X_1} \frac{\delta S_\beta}{\delta X_1} = 1 \quad \text{Équation 24}$$

$$\lambda_{12} = \alpha_{\alpha\beta} \frac{\delta S_\alpha}{\delta X_1} \frac{\delta S_\beta}{\delta X_2} = \gamma \quad \text{Équation 25}$$

$$\lambda_{22} = \alpha_{\alpha\beta} \frac{\delta S_\alpha}{\delta X_2} \frac{\delta S_\beta}{\delta X_2} = 1 \quad \text{Équation 26}$$

$$\lambda_{33} = \alpha_{\alpha\beta} \frac{\delta S_{\alpha}}{\delta X_3} \frac{\delta S_{\beta}}{\delta X_3} = \frac{1}{1 - \gamma^2} \quad \text{Équation 27}$$

Cette méthode, bien que temporellement très intéressante pour prédire les orientations de mèches, ne tient pas compte des propriétés physiques des mèches, dans le sens chaîne et le sens trame. Le résultat obtenu est alors indépendant du matériau utilisé. De plus, les conditions limites entre le renfort tissé et/ou les efforts sur les différents outils de mise en forme (serre-flan, matrice, ...) ne sont pas modélisées. Or il a été montré expérimentalement que ces différentes interactions, notamment lors de la mise en œuvre RTM, affectent les résultats de formage. Cette méthode est adaptée au drapage mais l'est beaucoup moins aux procédés d'emboutissage, où une mauvaise adéquation avec les résultats expérimentaux a pu être constatée [VAN09].

II.1.2. Méthode mécanique par éléments finis

Les méthodes numériques prenant en compte le comportement du renfort, ainsi que les efforts et les conditions aux limites (approches dites mécaniques) sont utilisées à l'aide des éléments finis qui permettent en plus, à l'échelle macroscopique de prendre en compte le contact avec les outils. Ces développements font l'objet de nombreux travaux dans la littérature [AIM07, BOI10b, HAM09, SHE10, XUE03] qui diffèrent sur la modélisation du comportement des renforts. Dans le cadre de ces méthodes dites mécaniques, trois approches pour répondre à la modélisation du comportement sont communément utilisées, les approches discrètes, les approches dites continues et les approches semi-discrètes.

II.1.2.a. Approches continues

Les approches continues considèrent les matériaux fibreux comme étant un milieu continu anisotrope à l'échelle macroscopique. Elles considèrent un comportement global homogénéisé pour le renfort et ont pour objectif d'assurer le suivi d'une ou plusieurs directions d'anisotropie.

Approche continue élastique non orthogonale

Cette approche revient à formuler la loi de comportement reliant contraintes et déformations d'un milieu continu dans la base non orthogonale décrite par les directions de mèches du renfort [XUE03, YU00].

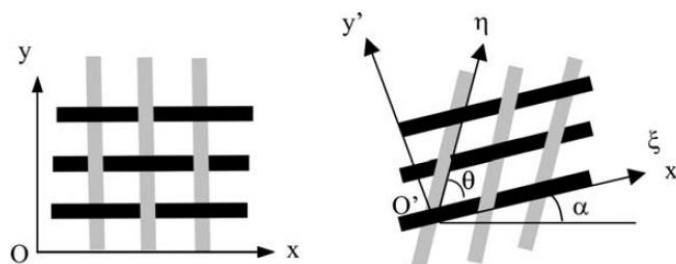


Figure 191 : Architecture déformée avec cisaillement ($x'=\xi$) [XUE03]

Deux directions de mèches sont considérées et servent à définir le référentiel non orthogonal noté (ξ, η) dans la **Figure 191**. La base (x', y') correspond à la base orthogonale. Ce type d'approche repose sur le découplage entre le comportement en tension et en cisaillement, du fait de la faible influence de l'angle de cisaillement sur le comportement biaxial [BUE01]. L'**Équation 28** traduit la loi de comportement en base non-orthogonale, où l'état de contraintes est exprimé par quatre composantes $[\sigma_\xi \ \sigma_\eta \ \tau_{\xi\eta} \ \tau_{\eta\xi}]$.

$$\begin{bmatrix} \sigma_\xi \\ \sigma_\eta \\ \tau_{\xi\eta} \\ \tau_{\eta\xi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & 0 & 0 \\ D_{21} & D_{22} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \beta D_{33} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & (2 - \beta)D_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_\xi \\ \varepsilon_\eta \\ \gamma_{\xi\eta} \\ \gamma_{\eta\xi} \end{bmatrix} = [\underline{\underline{D}}] \begin{bmatrix} \varepsilon_\xi \\ \varepsilon_\eta \\ \gamma_{\xi\eta} \\ \gamma_{\eta\xi} \end{bmatrix} \quad \text{Équation 28}$$

Cette loi de comportement décrit un comportement membranaire (pas de flexion ni de cisaillement transverse). Le comportement en tension est décrit par les fonctions non-linéaires D_{11} , D_{12} , D_{22} et D_{21} . Le comportement en cisaillement est décrit par D_{33} . Le coefficient β représente la contribution du cisaillement aux composantes de contraintes de cisaillement plan τ ($\tau_{\xi\eta}$ et $\tau_{\eta\xi}$) qui sont différentes du fait que la loi de comportement est exprimée dans une base non orthogonale.

Cette loi peut être passée en base orthogonale locale (x', y') par deux matrices de passage $[\underline{\underline{T}}_1]$ et $[\underline{\underline{T}}_2]$ (**Équation 29** et **30**) qui relient respectivement les composantes de contraintes et de déformations.

$$[\underline{\underline{T}}_1] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & -\cot\theta & -\cot\theta \\ -\cot\theta & -\cot\theta & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{Équation 29}$$

$$[\underline{\underline{T}}_2] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ \cos^2\theta & \sin^2\theta & \cos\theta\sin\theta \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{Équation 30}$$

De cette manière on peut écrire l'**Équation 31**.

$$\begin{bmatrix} \sigma_{x'} \\ \sigma_{y'} \\ \tau_{x'y'} \end{bmatrix} = [\underline{\underline{T}}_1] \begin{bmatrix} \sigma_\xi \\ \sigma_\eta \\ \tau_{\xi\eta} \\ \tau_{\eta\xi} \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad \begin{bmatrix} \varepsilon_\xi \\ \varepsilon_\eta \\ \gamma_{\xi\eta} \\ \gamma_{\eta\xi} \end{bmatrix} = [\underline{\underline{T}}_2] \begin{bmatrix} \varepsilon_{x'} \\ \varepsilon_{y'} \\ \gamma_{x'y'} \end{bmatrix} \quad \text{Équation 31}$$

Au final, le passage de la base orthogonale locale $(x' \ y')$ à la base orthogonale globale (x, y) par la matrice de rotation $[\underline{\underline{R}}]$ revient à :

$$[\underline{\underline{\sigma}}]_{x',y'} = [\underline{\underline{T}}_1] [\underline{\underline{D}}] [\underline{\underline{T}}_2] [\underline{\underline{\varepsilon}}]_{x',y'} \quad \text{et} \quad [\underline{\underline{\sigma}}]_{x,y} = [\underline{\underline{R}}] [\underline{\underline{T}}_1] [\underline{\underline{D}}] [\underline{\underline{T}}_2] [\underline{\underline{R}}]^T [\underline{\underline{\varepsilon}}]_{x,y} \quad \text{Équation 32}$$

Les composantes de la matrice $\underline{\underline{D}}$, qui traduisent le comportement en tension et en cisaillement, sont identifiées, comme le montre [XUE03], à partir :

- D'essais de traction uniaxiale et biaxiale
- D'essais de cisaillement pur (Picture Frame dans le cas de [XUE03] ou de Bias-Test).

Ces essais sont reproduits numériquement et les courbes effort-déplacement et effort-angle de cisaillement qui en découle sont mises en concordance avec les résultats expérimentaux. Il a été montré par [XUE03] que ce type de modélisation permet de prendre en considération la non-linéarité en début d'essai (**Figure 192**).

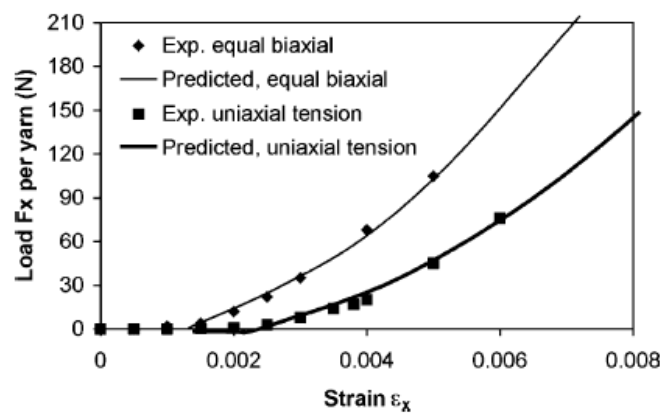


Figure 192 : Comparaison expérimentale/numérique du comportement uniaxial et biaxial [XUE03]

Approche continue hypo-élastique

Ce type d'approche, traduisant un comportement en grandes déformations, est actuellement intégré aux codes éléments finis (tel que ABAQUS®), soit sous une formulation corotationnelle de Jaumann, soit sous une formulation de Green-Naghdi. L'approche hypo-élastique, comme le souligne par exemple [KHA09], peut s'appliquer au cas des structures tissées.

La loi hypo-élastique fréquemment utilisée [BEL00, HAG04, KHA09, XIA97] est définie par l'Équation 33.

$$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla} = \underline{\underline{C}} : \underline{\underline{D}} \quad \text{Équation 33}$$

Où $\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla}$ est la dérivée objective du tenseur des contraintes de Cauchy, $\underline{\underline{D}}$ le tenseur des déformations et $\underline{\underline{C}}$ le tenseur constitutif (orienté par la direction de la fibre pour les renforts fibreux).

Dans le cadre des matériaux fibreux, la dérivée objective $\underline{\underline{\sigma}}^\nabla$ peut être exprimée en fonction de la rotation matérielle $\underline{\underline{\Delta}}$ de la fibre (Équation 35) [BOI10, KHA10].

$$\underline{\underline{\sigma}}^\nabla = \underline{\underline{\Delta}} \cdot \frac{d}{dt} (\underline{\underline{\Delta}}^T \cdot \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{\Delta}}) \cdot \underline{\underline{\Delta}}^T \quad \text{Équation 34}$$

La rotation matérielle $\underline{\underline{\Delta}}$ prend la forme de l'Équation 35 [KHA09].

$$\underline{\underline{\Delta}} = \underline{\underline{f}}_1 \otimes \underline{\underline{e}}_1 + \underline{\underline{f}}_2 \otimes \underline{\underline{e}}_2 \quad \text{Équation 35}$$

Où $\underline{\underline{f}}_1$ et $\underline{\underline{f}}_2$ sont les directions des fibres et $\underline{\underline{e}}_1$ et $\underline{\underline{e}}_2$ les orientations des axes de Green-Naghdi.

Approche continue hyper-élastique

La formulation de la loi de comportement, également basée sur le découplage entre tension et cisaillement, repose sur la définition d'un potentiel d'énergie duquel dérive le modèle constitutif hyper-élastique et qui reproduit le comportement mécanique non linéaire des renforts fibreux. Ce potentiel est défini comme la somme de trois termes : $\bar{W}_1$ et $\bar{W}_2$ les énergies de déformation dans les deux directions de mèche et $\bar{W}_s$ celle en cisaillement.

$$W = \bar{W}_1(I_1) + \bar{W}_2(I_2) + \bar{W}_s(I_{12}) \quad \text{Équation 36}$$

Ces différents termes sont fonctions des invariants I_1 , I_2 et I_{12} , eux-mêmes fonction du tenseur $\underline{\underline{C}}$ de Cauchy-Green droit (Équation 37-39).

$$I_1 = \text{Tr}(\underline{\underline{C}} \cdot \underline{\underline{L}}_{11}) = \lambda_1^2 \quad \text{Équation 37}$$

$$I_2 = \text{Tr}(\underline{\underline{C}} \cdot \underline{\underline{L}}_{22}) = \lambda_2^2 \quad \text{Équation 38}$$

$$I_{12} = \frac{1}{I_1 I_2} \text{Tr}(\underline{\underline{C}} \cdot \underline{\underline{L}}_{11} \cdot \underline{\underline{C}} \cdot \underline{\underline{L}}_{22}) = \cos^2 \theta \quad \text{Équation 39}$$

Où λ_i est la longueur déformée de la fibre dans la direction i et θ l'angle fait entre les mèches des directions chaîne et trame.

De ce potentiel dérive le second tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff [BAS00, BOI10b].

$$\underline{\underline{S}} = 2 \frac{\partial W}{\partial \underline{\underline{C}}} \quad \text{Équation 40}$$

Comme l'explique [AIM07] et [BOI10], le potentiel est déterminé expérimentalement par trois essais. Deux essais de traction simple dans les deux directions de mèche (chaîne et

trame) [BUE98]. La relation entre la force appliquée et la composante du second tenseur de Piola-Kirchhoff associée à une direction de mèche i est donnée par l'Équation 41.

$$F_i = \lambda_i S_{ii} L_0 \quad \text{Équation 41}$$

Où L_0 est la longueur initiale de l'éprouvette.

Un essai de cisaillement plan sur cadre de Picture Frame [DUM03] permet d'identifier l'invariant I_{12} . La relation entre la force F_c appliquée au cadre de Picture Frame et la composante de cisaillement S_{12} est donnée par l'Équation 42.

$$F_c = 2 \cos \frac{\theta}{2} S_{12} L_0 \quad \text{Équation 42}$$

L'identification des différentes composantes de ce potentiel se base sur la minimisation des écarts (méthode des moindres carrés par exemple) entre la réponse numérique et expérimentale de chaque essai.

Enfin [AIM07] a proposé un modèle de comportement hyper-élastique anisotrope pour la simulation des renforts fibreux tissés qui est susceptible de reproduire les non-linéarités de comportement observés dans le cas de ces renforts tissés.

II.1.2.b. Approche discrète

Cette modélisation est basée sur la modélisation numérique d'une cellule physique élémentaire et utilise des éléments finis de type barres, poutres, membranes ou coques et permet ainsi d'aborder différentes échelles du problème, selon la discrétisation choisie. Cherouat [CHE01, CHE01b], ainsi que Sidhu [SID01], Ben Boubaker [BEN02] et Rangulam [RAM05] sont les premiers à avoir appliqués cette méthode aux problématiques de mise en forme des renforts.

Ben Boubaker [BEN02, BEN05, BEN07] a proposé une modélisation des renforts tissés basés sur des systèmes masses-ressorts modélisant les différents comportements (**Figure 193**).

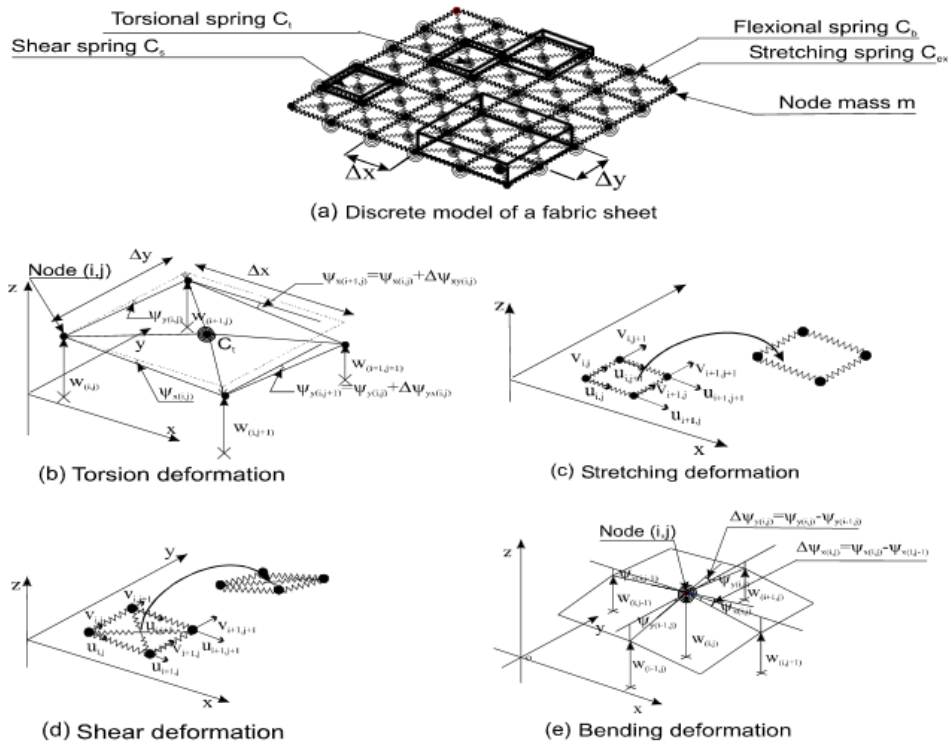


Figure 193 : Système masses-ressorts de Ben Boubaker [BEN07]

Sharma [SHA04] ont proposé un modèle basé sur une architecture construite uniquement avec des barres. La **Figure 194** montre la structure de la cellule élémentaire, composée par des barres élastiques sur les cotés. Le comportement non linéaire en cisaillement est modélisé par une barre élasto-plastique positionnée selon l'une des diagonales.

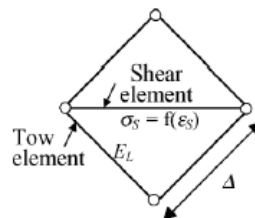


Figure 194 : Cellule élémentaire selon [SHA04]

Sherwood [SHE10] a également travaillé sur des modélisations discrètes. Le modèle proposé est lié à la description d'une cellule élémentaire physique (**Figure 195**). La rigidité en tension a été modélisée par des barres (ou des poutres). Le cisaillement a été pris en compte par des membranes (ou des coques).

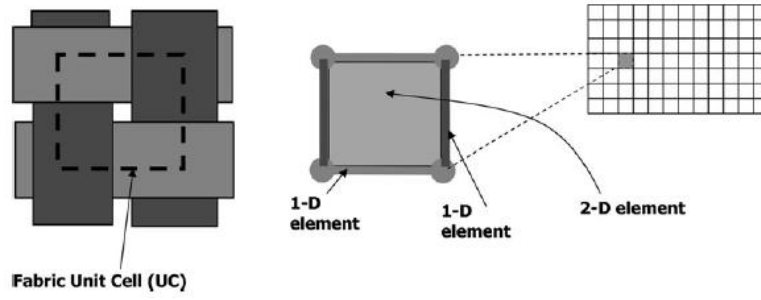


Figure 195 : Modélisation discrète de Sherwood [SHE10]

Harrison [HAR11] ont utilisé un modèle combinant une approche non- orthogonale pour gérer le cisaillement dans un élément coque et des barres pour décrire le comportement des mèches en tension.

II.1.2.c. Approche semi-discrète

Il s'agit d'une approche mésoscopique d'une cellule élémentaire de renfort par la méthode éléments finis (**Figure 196**). Cette approche repose sur le théorème des travaux virtuels qui met en relation les travaux internes, externes et d'accélération dans le champ de déplacement virtuel $\underline{\eta}$ (**Équation 43**).

$$W_{\text{ext}}(\underline{\eta}) - W_{\text{int}}(\underline{\eta}) = W_{\text{acc}}(\underline{\eta}) \quad \text{Équation 43}$$

Dans le cas de renforts fibreux tissés, le travail interne peut être décomposé en trois composantes (tension biaxiale, cisaillement plan et flexion).

$$W_{\text{int}}(\underline{\eta}) = W_{\text{int}}^{\text{tens}}(\underline{\eta}) + W_{\text{int}}^{\text{cis}}(\underline{\eta}) + W_{\text{int}}^{\text{flex}}(\underline{\eta}) \quad \text{Équation 44}$$

Ces trois composantes s'écrivent de la manière suivante :

$$W_{\text{int}}^{\text{tens}}(\underline{\eta}) = \sum_{p=1}^{\text{ncell}} p_{\varepsilon_{11}}(\underline{\eta}) p_{T^{11}} p_{L_1} + p_{\varepsilon_{22}}(\underline{\eta}) p_{T^{22}} p_{L_2} \quad \text{Équation 45}$$

$$W_{\text{int}}^{\text{cis}}(\underline{\eta}) = \sum_{p=1}^{\text{ncell}} p_{\gamma}(\underline{\eta}) p_{M^{\text{cis}}} \quad \text{Équation 46}$$

$$W_{\text{int}}^{\text{flex}}(\underline{\eta}) = \sum_{p=1}^{\text{ncell}} p_{\chi_{11}}(\underline{\eta}) p_{M^{11}} p_{L_1} + p_{\chi_{22}}(\underline{\eta}) p_{M^{22}} p_{L_2} \quad \text{Équation 47}$$

Avec :

- L_1 et L_2 : longueurs de la cellule unitaire dans les deux directions de mèche.

- $\varepsilon_{11}(\underline{\eta})$ et $\varepsilon_{22}(\underline{\eta})$: déformations axiales virtuelles dans les deux directions de mèches.
- $\gamma(\underline{\eta})$: angle virtuel entre les directions chaînes et trames.
- $\chi_{11}(\underline{\eta})$ et $\chi_{22}(\underline{\eta})$: courbures virtuelles dans les deux directions de mèches.
- M^{11} et M^{22} : moments de flexion dans les deux directions de mèche.
- M^{cis} : moment de cisaillement plan.
- T^{11} et T^{22} : tensions dans les deux directions de mèche.

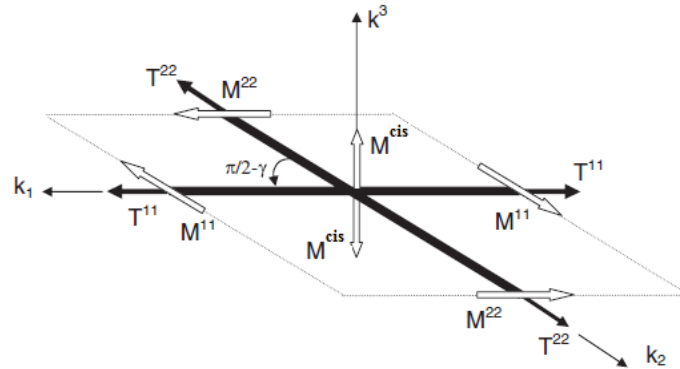


Figure 196 : Cellule unitaire décrite par [HAM09]

L'identification des paramètres du modèle nécessite des essais de caractérisations [HAM09] rappelés dans le chapitre I :

- Un essai de traction biaxiale pour obtenir les tensions T^{11} et T^{22} en fonction des déformations axiales ε_{11} et ε_{22} .
- Un essai de Picture Frame ou un Bias-test pour obtenir le moment de cisaillement M^{cis} en fonction de l'angle γ entre chaîne et trame.
- Un essai de flexion pour obtenir les moments de flexion M^{11} et M^{22} en fonction, respectivement, des courbures χ_{11} et χ_{22} .

II.2. Choix et application d'un modèle au comportement des renforts de lin

Relativement aux modèles présentés précédemment et disponibles dans la littérature, notre objectif est de disposer d'une approche numérique de modélisation du comportement susceptible de prendre en compte les spécificités du comportement mécanique des renforts de lin, présentées en section II.3.1 :

- Un comportement fortement non-linéaire en tension
- Un comportement déséquilibré en chaîne et en trame.

La modélisation retenue s'inscrit dans une modélisation par éléments finis afin de simuler l'étape de préformage des renforts secs. L'approche retenue s'appuie sur des éléments continus élastiques de type coque renforcés par des connecteurs spécialisés et s'approche de la méthodologie proposée par Sherwood [SHE10]. Notons que récemment cette méthode a été

développée dans le cadre de la thèse de Najjar [NAJ12]. L'utilisation de ces connecteurs se justifie par le fait que l'outil ABAQUS dispose d'une librairie associée relativement complète qui permet de modéliser une multitude de comportement. Par ailleurs la notion de connecteurs permet de s'assurer du bon suivi des directions matérielles des mèches.

L'utilisation de connecteurs spécifiques sur les arêtes des éléments coques a pour objectif de modéliser la rigidité axiale du renfort en tenant compte des effets anisotropes et non linéaires et ainsi associer le comportement en cisaillement plan aux éléments coques. Ces éléments coques vont également gérer les contacts entre le renfort et l'outillage.

Nous nous appuierons notamment sur les connecteurs de type axial (**Figure 197**), gouvernés par une loi de type force/déplacement, qui permettent de remonter aux déplacements relatifs entre nœuds. Ce type de connexions peut aussi bien décrire des liaisons linéaires élastiques, gérées par la définition d'une raideur K constante, que des comportements non linéaires.

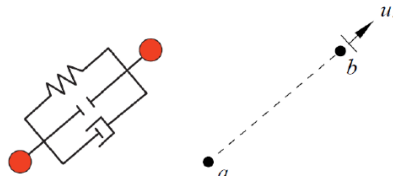


Figure 197 : Connecteur AXIAL [ABAQUS]

Le principe de la méthode revient à décomposer le renfort en cellules régies par des propriétés d'équivalence, c'est-à-dire qu'on ne modélise pas nécessairement le comportement d'une mèche mais plutôt un comportement équivalent suivant la taille de décomposition (**Figure 198**).

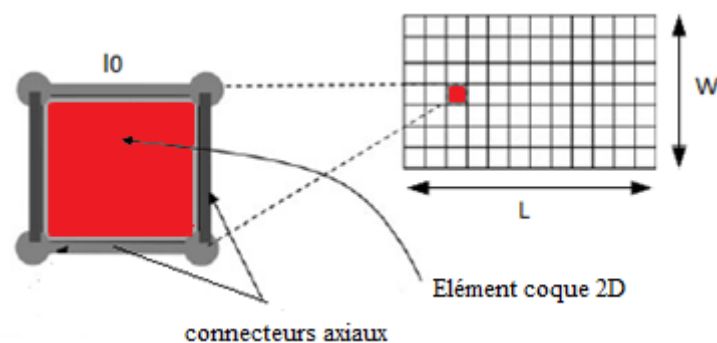


Figure 198 : Méthode de discrétisation du renfort

L'avantage de cette méthode réside dans le fait que sa mise en place ne nécessite l'identification que de 4 paramètres, identifiables par les essais de caractérisations décrits précédemment dans le chapitre I.

- Paramètre en tension

Suivant le cas linéaire ou non linéaire, on identifie par un essai de traction uniaxiale, dans chacune des directions dans le cas de renforts déséquilibrés, soit une rigidité constante K , soit une loi force/déplacement, dépendants de la discrétisation de notre renfort. Cette caractéristique sera associée aux connecteurs.

- Paramètres en cisaillement

On identifie un module de cisaillement caractérisé par un module de Young E et un coefficient de Poisson ν , ainsi qu'une épaisseur e , au travers d'un essai de cisaillement pur (Bias-test) et une identification par méthode inverse. Ces caractéristiques seront attribuées à la coque élastique.

Le comportement décrit par ce modèle est membranaire. Seuls sont définis les comportements en tension et cisaillement plan. On ne considère pas un comportement spécifique en flexion, comme décrit dans l'approche semi-discrète.

II.3. Identification des paramètres du modèle

II.3.1. Procédure d'identification des différents paramètres

Les essais mécaniques en tension et en cisaillement menés sur les renforts tissés 2D en lin (renfort C – Chapitre III) ont mis en avant un comportement fortement non-linéaire en début de chargement mais également un fort déséquilibre entre le sens trame et le sens chaîne. D'autant plus que cette non-linéarité est très prononcée par rapport à certains comportements observés dans la littérature pour d'autres matériaux (**Figure 199**).

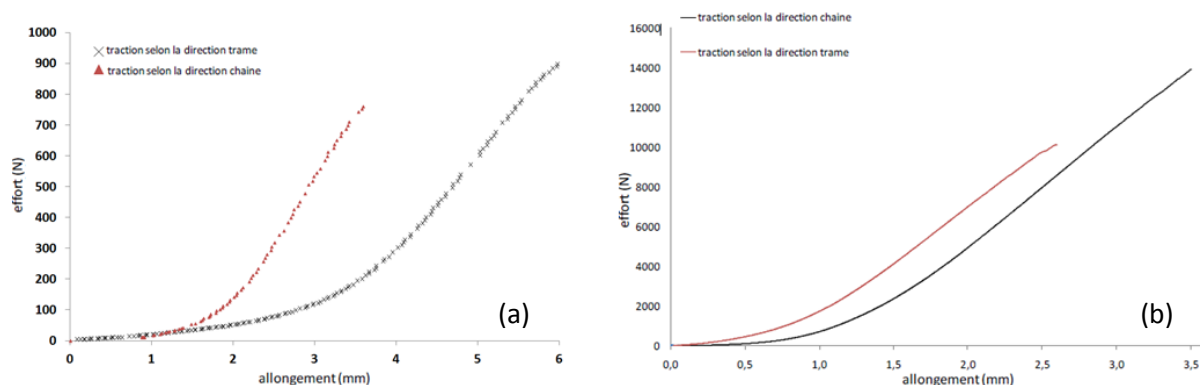


Figure 199 : Courbes de traction uniaxiale lin (a) et carbone G1151 (b) [NAJ12]

Compte tenu de ces fortes non-linéarités, deux cas d'identifications vont être abordés [NAJ12] pour la définition des paramètres des connecteurs régissant le comportement en traction. Un cas linéaire et un cas non-linéaire afin de voir si la prise en compte ou non de ces effets influence le comportement lors de la simulation numérique de la mise en forme.

II.3.1.a. Identification en traction : cas linéaire

L'identification du comportement en traction dans le cas linéaire consiste à déterminer la rigidité locale K_0 que l'on doit attribuer individuellement à chaque raidisseur axial. Cette rigidité locale est déterminée dans les deux directions de mèche à partir d'essais de traction uniaxiale et notamment de la réponse linéaire effort-déplacement.

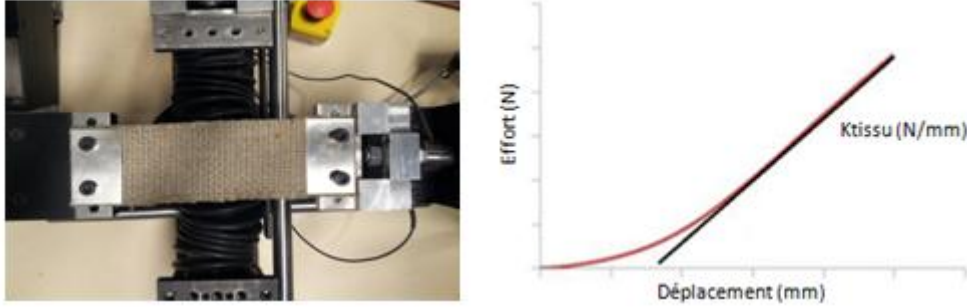


Figure 200 : Essai de traction uniaxiale et réponse effort/déplacement

La rigidité locale K_0 , dans chaque direction du renfort, est déterminée en fonction de notre discrétisation éléments finis par l'**Équation 48**. Elle est déduite à partir de la rigidité globale K_{tissu} obtenue expérimentalement (**Figure 200**) :

$$K_0 = K_{\text{tissu}} * \frac{N}{n + 1} = K_{\text{tissu}} * \frac{\frac{L}{l_0}}{\frac{b}{l_0} + 1} \quad \text{Équation 48}$$

Avec :

- N : nombre de connecteurs selon la longueur
- n : nombre de connecteur selon la largeur
- L : Longueur de l'éprouvette
- b : Largeur de l'éprouvette
- l_0 : Taille de l'élément

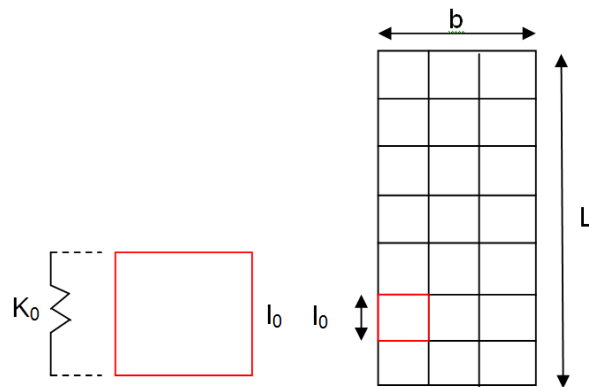


Figure 201 : Schématisation de la décomposition de l'éprouvette de traction

Les dimensions de l'élément de décomposition sont les mêmes dans la longueur L que dans la largeur b . C'est-à-dire que les éléments sont de dimensions $l_0 \times l_0$.

De cette expression, une loi permettant de choisir la rigidité K_0 en fonction de la taille l_0 du maillage choisi et pour une dimension d'éprouvette donnée peut être établie. L'identification de ce paramètre K_0 traduit le comportement des connecteurs qui s'appuie donc sur une formulation linéaire. Cette approche linéaire prend en compte le déséquilibre du renfort en stipulant deux valeurs de rigidités différentes dans le sens chaîne et dans le sens trame.

II.3.1.b. Identification en traction : cas non-linéaire

L'approche non-linéaire pour le comportement en tension des connecteurs s'avère nécessaire lorsque l'approche linéaire précédente n'est plus suffisante pour décrire précisément le comportement des renforts en lin étudiés. Elle consiste à prendre en considération le début des courbes efforts-déplacements identifiées expérimentalement. La méthode pour tenir compte de ce comportement non-linéaire revient à définir deux intervalles de déplacements. Le premier délimite le comportement non-linéaire exprimé par une approche polynomiale. Le second délimite le comportement linéaire. Cette décomposition est d'abord réalisée à l'échelle globale (éprouvette entière), comme présenté **Figure 202**, puis ramenée à l'échelle locale (décomposition éléments finis).

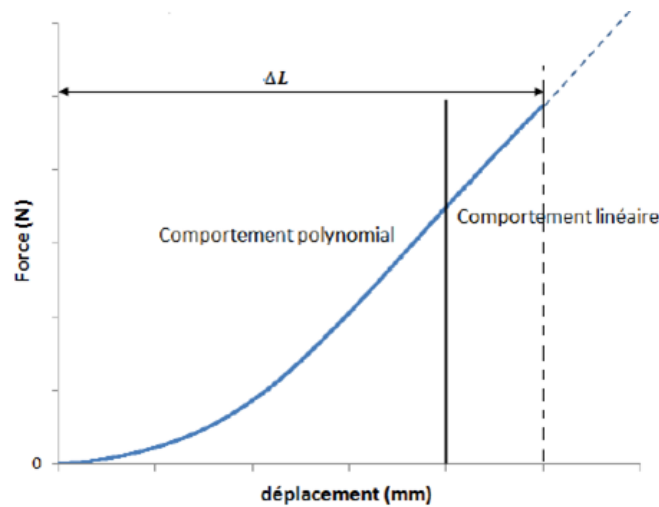


Figure 202 : Décomposition polynomiale/linéaire de la réponse en traction

De cette décomposition, les **Équation 49** et **50** de comportements sont déterminées.

- Expression du comportement polynomial global :

$$F_{\text{global}} = a_4 d_{\text{global}}^4 + a_3 d_{\text{global}}^3 + a_2 d_{\text{global}}^2 + a_1 d_{\text{global}} \quad \text{Équation 49}$$

- Expression du comportement linéaire global :

$$F_{\text{global}} = a'_1 d_{\text{global}} + a_0 \quad \text{Équation 50}$$

Avec a_i , les coefficients des différentes équations, F la force et d le déplacement. Cette décomposition nécessite de définir les intervalles de déplacement correspondants à chacun des comportements.

Le passage du comportement global au comportement local, tout comme celui du cas linéaire, dépend de la discrétisation éléments finis, et conduit à l'écriture des **Équation 51** et **52**.

- Expression du comportement polynomial local :

$$F_{\text{local}} = \frac{a_4}{n} (N * d_{\text{local}})^4 + \frac{a_3}{n} (N * d_{\text{local}})^3 + \frac{a_2}{n} (N * d_{\text{local}})^2 + \frac{a_1}{n} (N * d_{\text{local}}) \quad \text{Équation 51}$$

- Expression du comportement linéaire local :

$$F_{\text{local}} = \frac{a'_1}{n} (N * d_{\text{local}}) + \frac{a_0}{n} \quad \text{Équation 52}$$

Avec :

- $N = L/l_0$
- $n = (b/l_0) + 1$
- $d_{\text{local}} \in \left[0, \frac{d_{\text{global}}}{N}\right]_{\text{polynomiale}}$ et $d_{\text{local}} \in \left[\frac{d_{\text{global}}}{N}, \infty\right]_{\text{linéaire}}$

Pour la suite, les coefficients des fonctions force/déplacement locales seront introduits par la notation suivante :

$$A_i = \frac{a_i}{n} * N^i \quad \text{Équation 53}$$

II.3.2. Identification en tension : validation numérique

Associés à ces modèles la procédure d'identification conduit à simuler numériquement les essais expérimentaux en tension ainsi qu'à identifier les constantes K et les coefficients des polynômes, et ce dans les deux directions chaînes et trames.

Les essais de traction uniaxiale ont été simulés en implémentant les paramètres identifiés en linéaires (constantes K) et non-linéaire (polynômes). L'éprouvette est soumise à un déplacement unidirectionnel (**Figure 203**). En dynamique explicite, on impose un déplacement linéaire (ce qui revient à une vitesse de déplacement constante). Le déplacement choisi est identique à celui des essais expérimentaux.

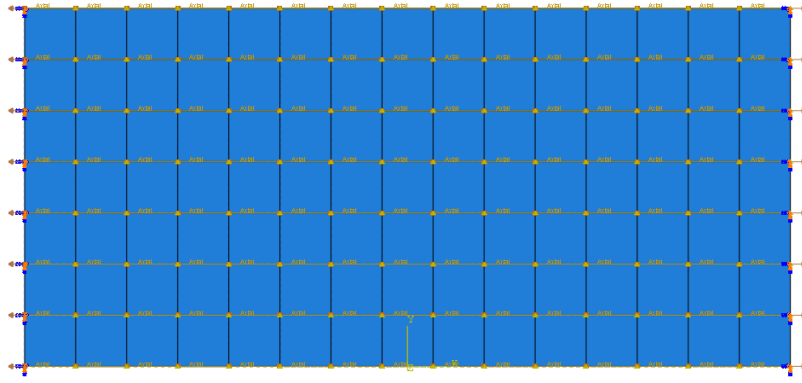


Figure 203 : Conditions limites et rigidités imposées

Les connecteurs, qui traduisent le comportement en tension, sont définis entre deux nœuds consécutifs dans la direction de traction. Les propriétés de l'élément coque sont ceux résultants de l'identification en cisaillement.

Les essais de traction sont réalisés sur des éprouvettes de dimensions 150x70 mm à une vitesse de 2 mm.min⁻¹. Comme il a été dit précédemment, le renfort utilisé (renfort C) induit une différence de comportement dans les deux directions de mèches, comme le montre la **Figure 204**.

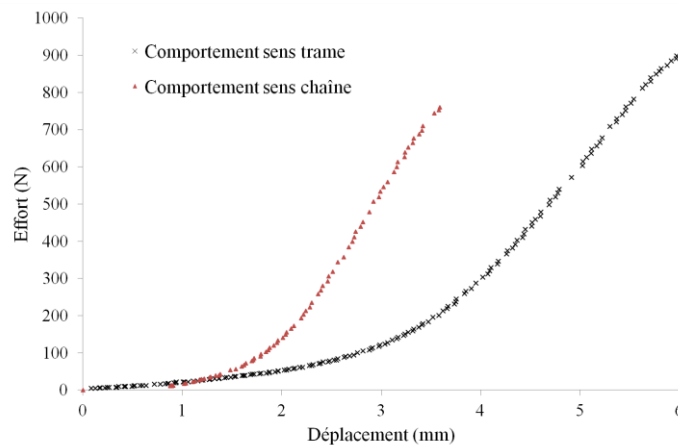
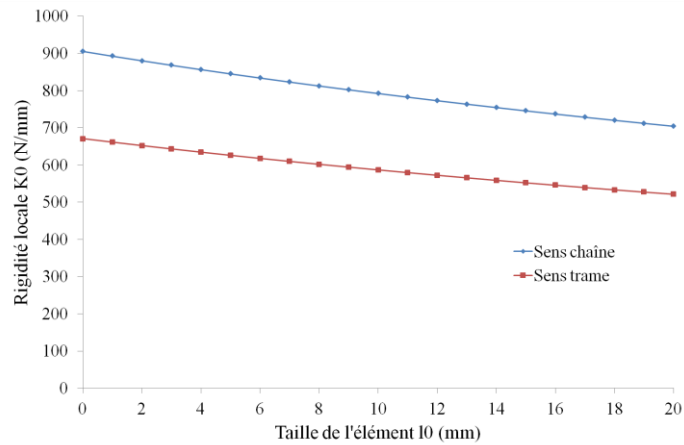


Figure 204 : Réponses expérimentales effort/déplacement chaîne et trame sur essais de traction uniaxiale.

L'identification pour l'approche linéaire a conduit aux valeurs suivantes des rigidités : $K_{\text{tissu sens trame}} = 312,9 \text{ N/mm}$ et $K_{\text{tissu sens chaîne}} = 422,6 \text{ N/mm}$.

Par l'**Équation 54**, une correspondance entre la discrétisation éléments finis (taille de l'élément) et la rigidité locale que l'on doit assigner aux connecteurs peut être établie (**Figure 205**).

$$K_{0 \text{ trame}} = \frac{46935}{70 + l_0} \quad \text{et} \quad K_{0 \text{ chaîne}} = \frac{63390}{70 + l_0} \quad \text{Équation 54}$$


Figure 205 : Courbes de détermination de la rigidité locale K_0

Dans le cas d'un modèle non-linéaire, le comportement en tension est décrit par des fonctions force/déplacement. Les coefficients de ces fonctions et les intervalles de déplacement, dans le sens trame et chaîne, sont rapportés dans le **Tableau 11**.

	Comportement polynomial	$d_{\text{local}} (l_0=1\text{mm})$	Comportement linéaire	$d_{\text{local}} (l_0=1\text{mm})$
Trame	$a_4 = 1.9046,$ $a_3 = -6.7523,$ $a_2 = 11.506,$ $a_1 = 15.222$	$\in [0 ; 0,27]\text{mm}$	$a'_1 = 312.92,$ $a_0 = -961.51$	$> 0,27 \text{ mm}$
Chaîne	$a_3 = 32.825,$ $a_2 = -44.554,$ $a_1 = 28.386$	$\in [0 ; 0,15]\text{mm}$	$a'_1 = 422.6,$ $a_0 = -738.64$	$> 0,15 \text{ mm}$

Tableau 11 : Coefficients a_i des fonctions force/déplacement globales chaîne et trame (modèle non-linéaire)

On reporte **Figure 206** et **207** la superposition des simulations des essais réalisées respectivement avec les modèles linéaires et non-linéaires ainsi que les courbes expérimentales dans le sens trame et dans le sens chaîne.

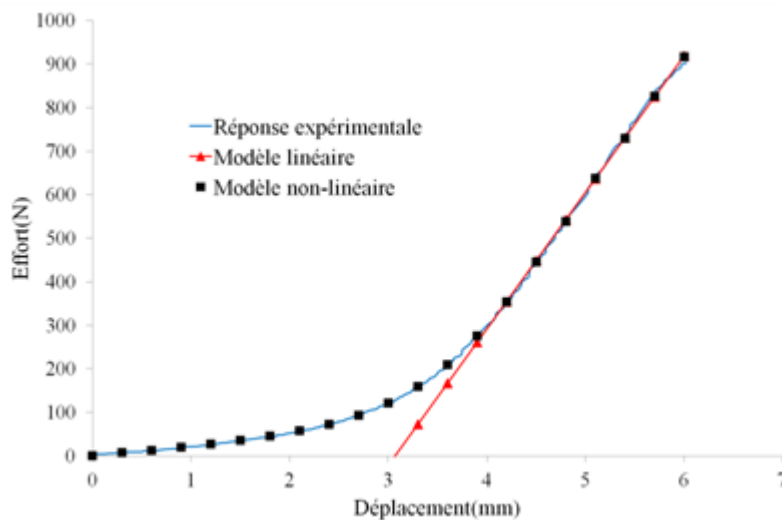


Figure 206 : Comparatif traction uniaxiale sens trame (expérimentale, numérique linéaire et non-linéaire)

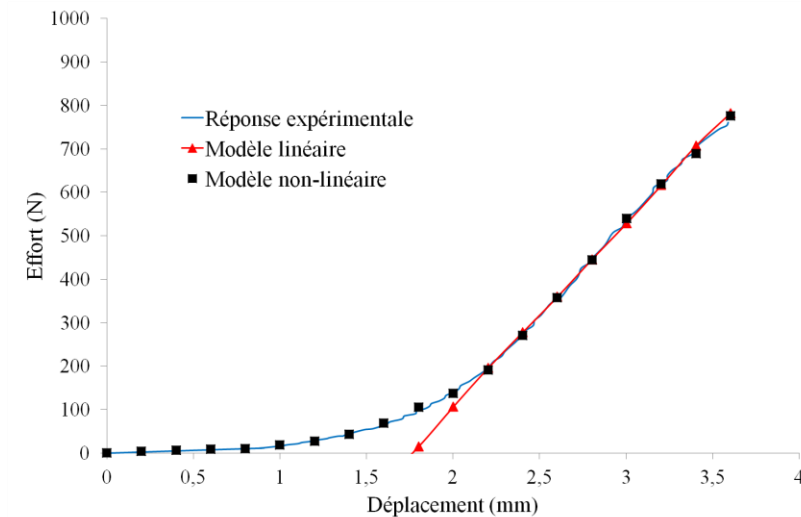


Figure 207 : Comparatif traction uniaxiale sens chaîne (expérimentale, numérique linéaire et non linéaire)

Les résultats obtenus pour le renfort C de lin montrent que les approches numériques utilisées reproduisent fidèlement le comportement expérimental en traction. Le comportement non-linéaire observé expérimentalement est bien prit en compte avec le modèle non linéaire. Le comportement linéaire a été recalé en déplacement avec la partie linéaire expérimentale.

II.3.3. Identification en tension : études de sensibilité

Le comportement en tension devant être pris en compte exclusivement par les connecteurs, une étude de sensibilité sur l'influence du module de cisaillement G de la coque sur la réponse effort/déplacement a été menée pour des approches linéaires et non-linéaires.

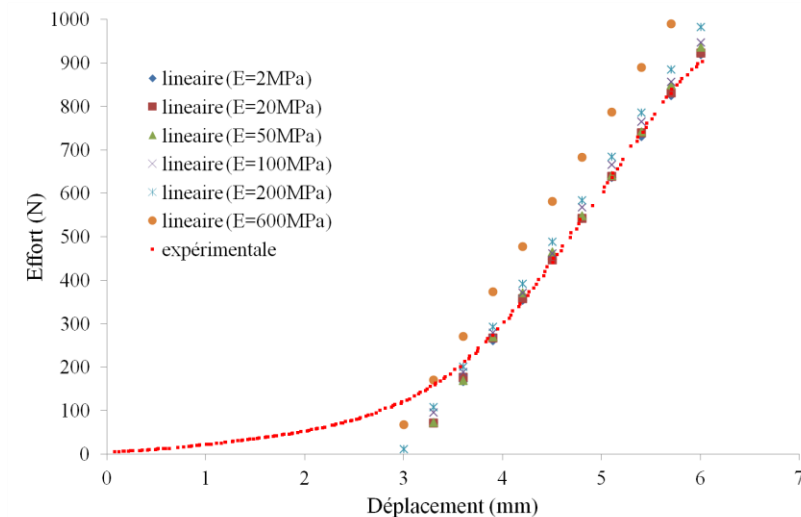


Figure 208 : Influence du module de Young sur le comportement en traction des trames (modèle linéaire)

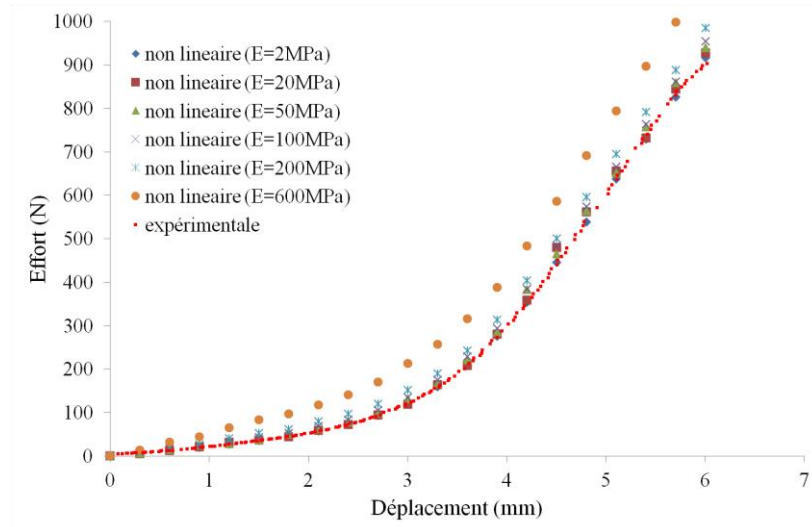


Figure 209 : Influence du module de Young sur le comportement en traction des trames (modèle non-linéaire)

Les résultats présentés **Figure 208** et **209** montrent un ordre de grandeur du module de Young E , dans un cas linéaire et non-linéaire, à partir duquel les propriétés de l'élément coque impactent sur la contribution des connecteurs lors d'un essai de traction uniaxiale dans le sens trame. Ces tests, conduit également dans le sens chaîne, montrent qu'au-delà d'un module de Young de 100 MPa, l'élément coque influe sur le comportement en traction.

Comme l'a montré [NAJ12], cette influence est déterminée par le rapport entre la force totale supportée par l'élément et la force supportée par les connecteurs.

$$F_{\text{totale}} = F_{\text{connecteur}} + F_{\text{coque}} = (2 \times K_0 \times \Delta l) + \left(\frac{E \times e}{(1 - \nu^2)} \times \Delta l \right) \quad \text{Équation 55}$$

$$\frac{F_{\text{totale}}}{F_{\text{connecteur}}} = 1 + \frac{E \times e}{2 \times K_0 \times (1 - \nu^2)} = 1 + \alpha \quad \text{Équation 56}$$

Avec E le module de Young, ν le coefficient de Poisson et e l'épaisseur de l'élément. Le comportement en tension est totalement pris en charge par les connecteurs lorsque le terme α de l'**Équation 56** est minimisé et que le rapport tend vers 1. L'augmentation du module de Young conduit donc à une contribution de plus en plus significative de l'élément coque.

Une étude de sensibilité a également été conduite sur l'influence de la discrétisation du maillage (taille d'élément considérée). Deux simulations de l'essai de traction avec des maillages différents ont été réalisées dans le sens trame. Le premier maillage est composé d'éléments (quadrilatères) de dimensions 1 mm x 1 mm. Le second de dimensions 10 mm x 10 mm.

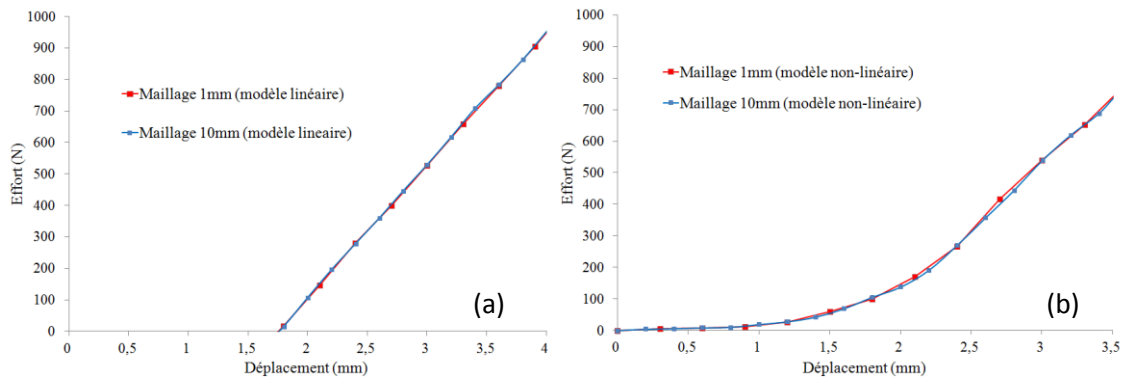


Figure 210 : Influence du maillage en approche linéaire (a) et non-linéaire (b)

Il est conclut de la **Figure 210** que la taille du maillage influe peu sur la cohérence du comportement en traction uniaxiale. Le choix d'un maillage plus fin permet d'observer le comportement en tension de manière plus localisée.

II.3.4. Identification en cisaillement

Le comportement en cisaillement plan est géré par les éléments de coque dont l'identification des paramètres suit la chaine décrite en **Figure 211**. Cette chaine consiste à simuler l'essai de Bias test et par méthode inverse de déterminer les 3 caractéristiques (E , ν et épaisseur) des éléments de coque afin en corrélant avec l'essai expérimental.

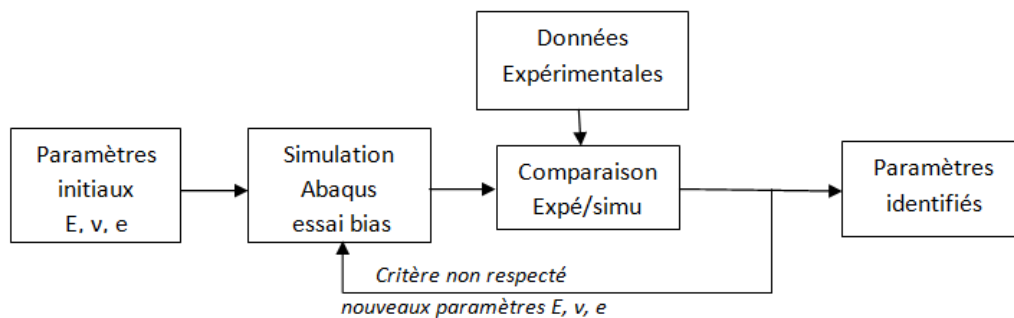


Figure 211 : Principe de l'identification inverse sur un essai de cisaillement

La **Figure 212** présente l'état non-déformé et déformé d'une éprouvette suite à la simulation d'un essai de Bias-test. Les essais de cisaillement expérimentaux sont réalisés sur des éprouvettes de dimensions 200x100 mm à une vitesse de 2 mm.min⁻¹. L'essai couvre un déplacement de 50 mm.

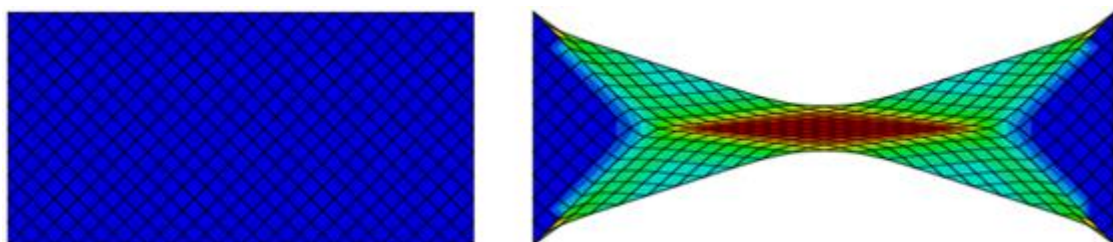


Figure 212 : Etat non-déformé (a) et déformé (b) de la simulation du Bias-test

L'identification des paramètres de l'élément coque sont réalisés pour un cas linéaire et non-linéaire de comportement des connecteurs. Dans chaque cas, les paramètres doivent amener à un bon compromis entre la réponse expérimentale en effort-déplacement et celle obtenue par la simulation. Les paramètres connecteurs, suivant le modèle considéré, sont donnés dans le **Tableau 12**.

	Modèle linéaire	Modèle non-linéaire	
Paramètres en tension (connecteurs)	$K_{chaîne} = 822.49 \text{ N.mm}^{-1}$	$A_3 = 28.774.E3,$ $A_2 = -18.39E2,$ $A_1 = 55.26$	$A'_1 = 822.49,$ $A_0 = -67.76$
	$K_{trame} = 608.99 \text{ N.mm}^{-1}$	$A_4 = 35.428E3,$ $A_3 = -59.19E2,$ $A_2 = 4.75E2,$ $A_1 = 29.63$	$A'_1 = 608.99,$ $A_0 = -88.20$

Tableau 12 : Paramètres connecteurs utilisés pour l'identification en cisaillement - Renfort C

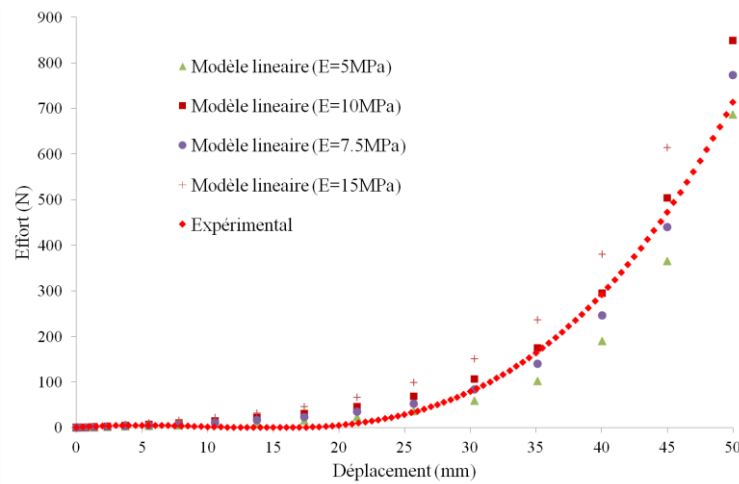


Figure 213 : Effet de la variation du module de Young E sur les courbes effort-déplacement d'un Bias-test (modèle linéaire)

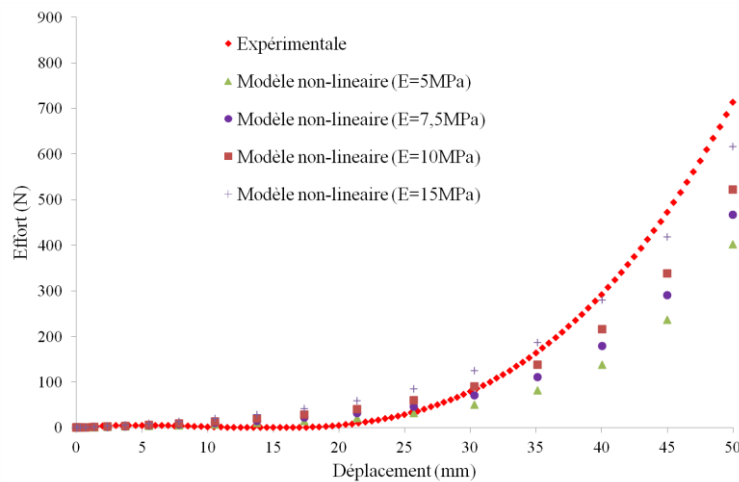


Figure 214 : Effet de la variation du module de Young E sur les courbes effort-déplacement d'un Bias-test (modèle non-linéaire)

Les **Figure 213** et **214** montrent l'optimisation du paramètre E (module de Young) pour la concordance entre courbe numérique et réponse expérimentale dans le cas d'un modèle linéaire et non-linéaire en tension. Les valeurs optimisées qui en découlent sont données dans le **Tableau 13**.

	Module de Young E (MPa)	Coefficient de Poisson ν	Epaisseur e (mm)
Modèle linéaire	7,5	0,3	0,1
Modèle non-linéaire	15	0,3	0,1

Tableau 13 : Paramètres identifiés de l'élément coque

Les valeurs identifiées du module de Young respecte la non-influence de l'élément coque sur l'identification du comportement en tension (Section II.3.3).

II.4. Eléments de la mise en données

II.4.1. Abaqus Explicite/Dynamique

Il existe deux algorithmes de résolution pour les éléments finis : implicite et explicite. En règle générale, la méthode implicite est utilisée dans la résolution de problèmes d'ordre statique, stationnaire ou de dynamique lente, qu'ils soient linéaires ou non. La méthode explicite est plutôt utilisée pour des problèmes dynamiques transitoires brefs tels que les essais de crash et pour gérer des comportements fortement non linéaires comme le contact. A l'heure actuelle, cette méthode est de plus en plus utilisée pour la simulation de mise en forme de matériau car elle présente des avantages en temps de calcul et gestion du contact par rapport à la méthode implicite, même si cette dernière présente une précision des calculs et une stabilité plus importante [ARA04, TEO02]. L'algorithme utilisé dans ce cas de mise en forme hémisphérique est explicite, car aujourd'hui largement utilisé pour la simulation de la mise en forme des renforts pour composites [PIC02].

II.4.2. Conditions de contacts

La simulation de la mise en forme nécessite de définir un certains nombre d'interactions entre les différents éléments de l'assemblage.

- Poinçon/surface supérieure flan
- Serre-flan/surface supérieure flan
- Matrice/surface inférieure flan

Ces interactions sont de type *surface-to-surface* avec une formulation cinématique des contraintes mécaniques (**Figure 215**).

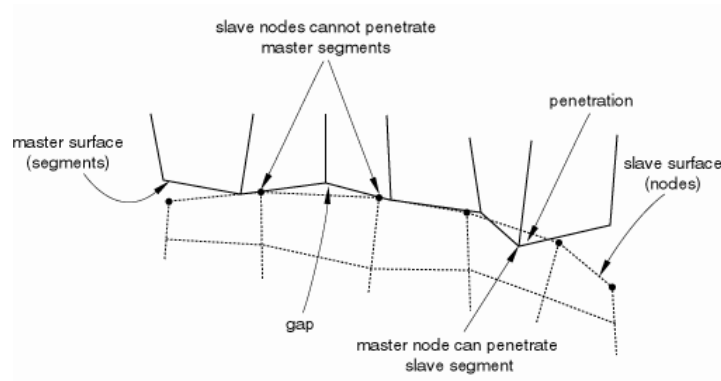


Figure 215 : Principe de la formulation cinématique [ABAQUS]

Ce type de formulation offre des contraintes de contact plus strictes et réduit les pénétrations des surfaces en contact contrairement à la formulation par pénalisation [WEN13].

Les propriétés de contact sont définies par :

- Un comportement normal où le contact est traité sans autoriser la pénétration (*hard contact*)
- Un comportement tangentiel avec une formulation cinématique : coefficient de frottement isotrope de 0.3.

Dans le cadre de ces travaux la simulation de préformage de multiplis n'a pas été étudiée. Le modèle de comportement choisi ne s'y oppose pas [NAJ12]. Dans ce cas il faut également définir des conditions de contacts entre les plis.

II.4.3. Maillage du renfort

Le maillage choisit pour décrire le renfort est basé sur des éléments coques S4R. Il s'agit d'éléments coques standard à 4 nœuds (quadratiques), à intégration réduite. Ce type d'élément est adapté aux analyses en grandes déformations.

Les outils (serre-flan, matrice et poinçon) sont définis comme surfaces analytiques rigides. Par conséquent, la définition d'un maillage n'est pas nécessaire. Le contact entre ces différents outils et le flan est de type maître/esclave, la surface rigide étant considérée comme l'élément maître.

III. Simulation de la mise en forme

III.1. Validation sur géométrie hémisphérique

Afin de valider le choix du modèle de comportement, les résultats de simulation de l'étape de mise en forme s'appuient sur des corrélations avec des résultats expérimentaux. Pour ce faire, une forme simple (cf chapitre II) de poinçon de type hémisphérique a été choisie.

III.1.1. Description du banc expérimental hémisphérique

Les essais ont été réalisés sur la machine d'emboutissage du GEMTEX (**Figure 216**) qui fonctionne sur le même principe que la machine à disposition au laboratoire PRISME [NAJ12, NAJ12b, NAJ13] mais qui dispose de cette géométrie de poinçon. Un poinçon avec un mouvement ascendant vertical contrôlé et un ensemble serre-flan/matrice ouverts pour l'acquisition vidéo.

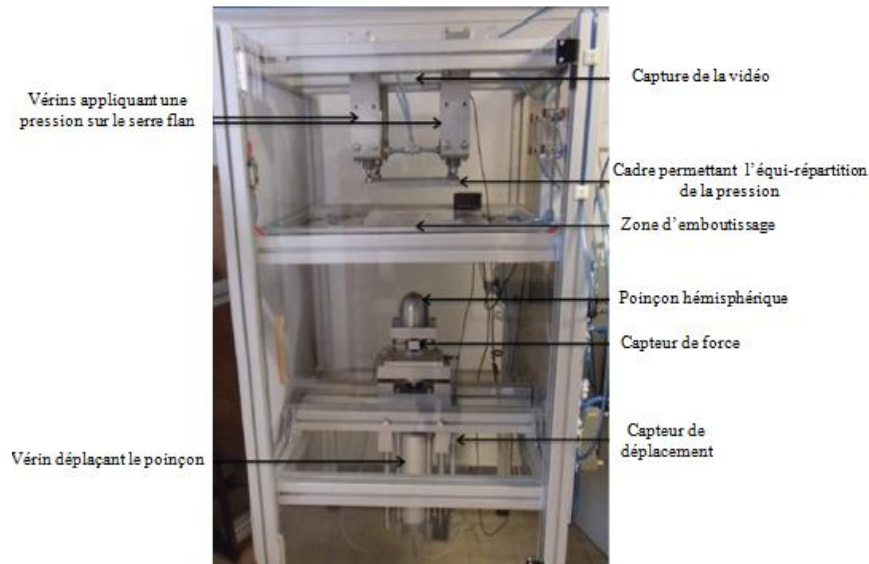


Figure 216 : Banc d'emboutissage hémisphérique GEMTEX

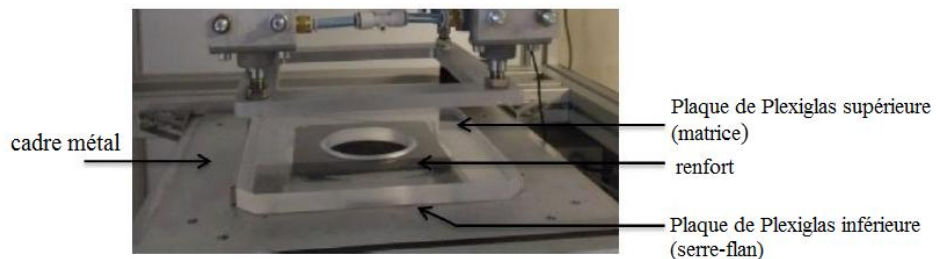


Figure 217 : Zone d'emboutissage

Ce banc d'emboutissage utilise des plaques en plexiglas (**Figure 217**) pour comprimer le renfort sec (ou flan). Le cadre métallique s'appuie sur le flan supérieur et exerce une pression grâce à quatre vérins permettant la répartition uniforme de cette pression sur la matrice.

Le poinçon est amovible et peut être remplacé par des poinçons de tailles et de formes différentes (coin de malle, gousset, ...). Le vérin est commandé de manière pneumatique tout comme le serre-flan.

De plus, le serre-flan est interchangeable (deux serre-flans ayant une épaisseur différente). Il est possible d'ajouter une cale supplémentaire afin d'agir sur la profondeur emboutie du poinçon dans le textile.

Enfin trois capteurs permettent une prise d'information lors de l'emboutissage :

- Un capteur de force en compression permettant le suivi de l'évolution de la force d'emboutissage.
- Un capteur de déplacement permettant de connaître le déplacement vertical du poinçon.
- Une webcam permettant d'enregistrer la vidéo de l'emboutissage.

III.1.2. Paramètres de mise en forme

Le poinçon utilisé est de faible diamètre (50 mm). Les dimensions des différents éléments sont données **Figure 218**.

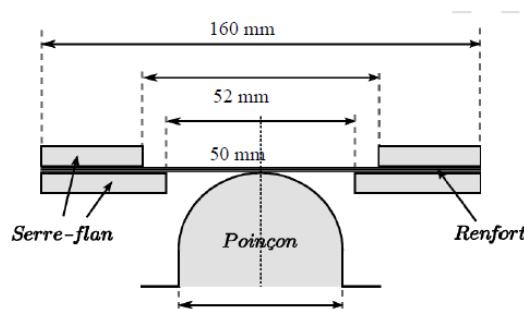


Figure 218 : Dimensions des différents outils du banc d'emboutissage hémisphérique

Les autres paramètres de mise en forme qui nous seront utiles pour l'approche numérique sont les suivants :

- Dimensions du renfort : 160mm x 160mm
- Effort 4 vérins : 625 N $\sim P_{\text{serre-flan}} = 0.05\text{MPa}$
- Course du vérin (poinçon) : 17,42 mm
- Vitesse du poinçon : 4,584 mm/s

Deux orientations de renfort vont être étudiées. Une orientation dite $0^\circ/90^\circ$ et une autre orientation dite $-45^\circ/+45^\circ$. Ces deux orientations sont présentées **Figure 219**.

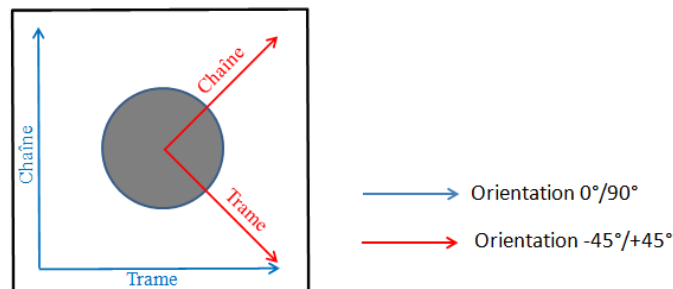


Figure 219 : Orientations d'études sur poinçon à géométrie hémisphérique

Nature du renfort	100% lin, non traité	
Provenance	Depestele (France)	
Structure du renfort	Taffetas	
Structure des mèches	Ruban	
Masse surfacique [g/m²]	458	
Largeur moyenne [mm]	Chaîne : 2.12 ± 0.35	Trame : 2.46 ± 0.28

Tableau 14 : Propriétés du renfort C de lin

III.2. Confrontation expérimental/simulation

Des essais ont été menés sur le banc de mise en forme décrit précédemment. La comparaison expérimental/numérique se fera sur la mesure des angles de cisaillement du renfort et de l'avalement maximal mesuré sur le bord de ce renfort.

Pour la mesure du cisaillement post-emboutissage, le renfort est préalablement quadrillé (**Figure 220-a**). Des zones de cisaillement sont ensuite déterminées (**Figure 220-b**) et les mesures ont été réalisées par méthode optique.

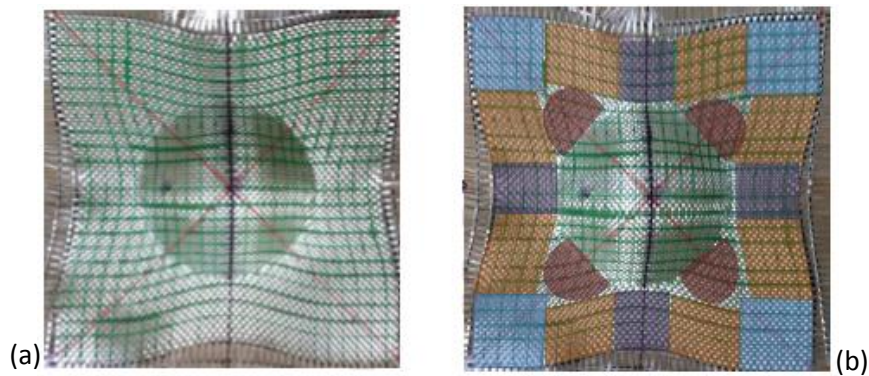
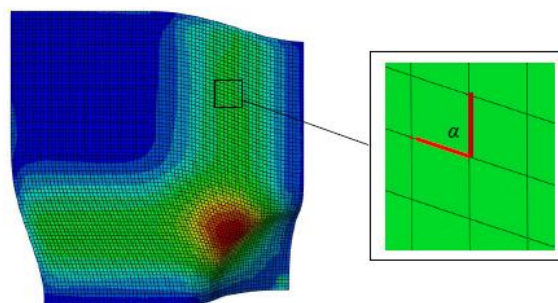


Figure 220 : Quadrillage (a) et zone de cisaillement (b) du renfort

Numériquement, le cisaillement est déduit à partir de l'angle α mesuré par l'angle fait entre deux connecteurs caractérisant chacun une direction de mèche (**Figure 221**).


Figure 221 : Mesure numérique de l'angle α

Cet angle de cisaillement est déterminé par l'Équation 57.

$$\text{Angle de cisaillement} = 90^\circ - \alpha$$

Équation 57

La mesure de l'avalement maximal consiste à mesurer la différence entre l'état non-embouti et embouti de la demi-longueur pour chaque direction de mèche (**Figure 222**).

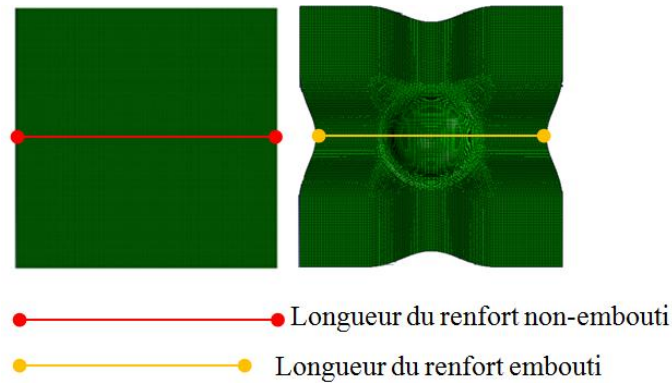


Figure 222 : Longueur considérée pour la mesure de l'avalement pour une orientation 0°/90°

Cette mesure est réalisée expérimentalement et numériquement. L'avalement est calculé par l'**Équation 58**.

$$\text{Avalement (mm)} = (\text{longueur}_{\text{renfort non-embouti}} - \text{longueur}_{\text{renfort embouti}})/2 \quad \text{Équation 58}$$

Les paramètres connecteurs et coque identifiés, pour une taille d'élément 1mm x 1mm, sont donnés dans le **Tableau 15**.

	Modèle linéaire	Modèle non-linéaire	
Paramètres en tension (connecteurs)	$K_{\text{chaîne}} = 892.71 \text{ N.mm}^{-1}$	$A_3 = 23.40\text{E}7$, $A_2 = -21.18\text{E}5$, $A_1 = 89.95\text{E}2$	$A'_1 = 892.71$, $A_0 = -10.40$
	$K_{\text{trame}} = 661.09 \text{ N.mm}^{-1}$	$A_4 = 13.58\text{E}6$, $A_3 = -32.10\text{E}4$, $A_2 = 36.46\text{E}2$, $A_1 = 32.16$	$A'_1 = 671.09$, $A_0 = -13.54$
Paramètres élément coque	$E=7.5\text{MPa}$, $\nu=0.3$, $e=0.1$	$E=15\text{MPa}$, $\nu=0.3$, $e=0.1$	

Tableau 15 : Paramètres de comportement identifiés pour une orientation 0°/90° - Renfort C

Un essai de mise en forme hémisphérique a été réalisé. Les paramètres décrivant cet essai sont donnés dans la section III.1.2. L'orientation du renfort est 0°/90° (**Figure 219**). La forme globale de la préforme emboutie est représentée **Figure 223**.

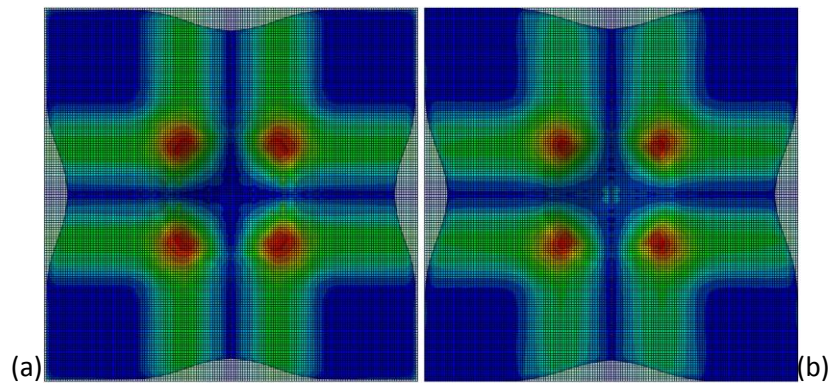


Figure 223 : Résultat global avec modèle linéaire (a) et modèle non-linéaire (b) pour une orientation 0°/90°

Le premier point de comparaison concerne l'avalement maximal du renfort. Les données en avalement sont répertoriées dans le **Tableau 16**.

	Valeurs expérimentales	Valeurs numériques (modèle linéaire)	Valeurs numériques (modèle non-linéaire)
Chaîne	9.30 mm	9.85 mm	9.84 mm
Trame	8.50 mm	9.70 mm	8.96 mm

Tableau 16 : Comparatif de l'avalement maximal expérimental et numérique mesuré pour une orientation 0°/90°.

L'influence de la prise en compte ou non de la non-linéarité en tension sur l'avalement maximal mesuré est reportée dans le **Tableau 16**. Les résultats montrent dans un premier temps une approche plus précise du modèle non-linéaire. La corrélation avec l'expérimental montre que :

- Corrélation sens chaîne : 5,91 % pour le modèle linéaire contre 5,81 % pour le non-linéaire
- Corrélation sens trame : 14,11 % pour le modèle linéaire contre 5,41 % pour le non-linéaire

La différence est d'autant plus notable dans le sens trame du renfort. L'influence est plus marquée du fait que la non-linéarité observée expérimentale est plus importante dans cette direction de mèche. Sur ce cas de mise en forme, l'avalement mesuré dans le sens chaîne est sensiblement équivalent.

De cette première analyse, la prise en compte du comportement non-linéaire en tension semble apporter plus de précisions relativement aux essais expérimentaux. Ce modèle non-linéaire reproduit le déséquilibre du renfort au sens que l'avalement maximal diffère dans le sens chaîne de celui dans le sens trame.

Un intérêt à ensuite été porté sur les mesures d'angles de cisaillement du renfort. Pour cela une cartographie du cisaillement moyen a été réalisée. Les zones expérimentales sont représentées sur la **Figure 224**.

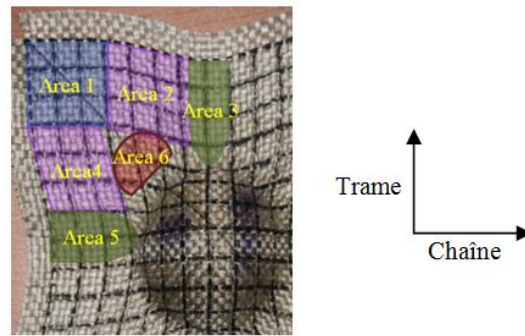


Figure 224 : Zones expérimentales de mesures du cisaillement pour une orientation de 0°/90°

Zone	Cisaillement expérimental	Cisaillement (modèle linéaire)	Cisaillement (modèle non-linéaire)
1	3°	$\sim 0^\circ$	$\sim 0^\circ$
2	15°	$16,6 \pm 1,2^\circ$	$15,6 \pm 1^\circ$
3	4.0°	$4,4 \pm 0,1^\circ$	$5 \pm 0,2^\circ$
4	14.0°	$16,6 \pm 1,4^\circ$	$17,2 \pm 1,1^\circ$
5	6.0°	$5,4 \pm 0,1^\circ$	$5,5 \pm 0,1^\circ$
6	26°	$24,1 \pm 0,6^\circ$	$24,6 \pm 0,1^\circ$

Tableau 17 : Comparatif du cisaillement expérimental et numérique mesuré pour une orientation 0°/90°

Le **Tableau 17** met en comparaison les mesures de cisaillement obtenues expérimentalement et numériquement par le modèle linéaire et non-linéaire. Ces mesures ne mettent pas en évidence une influence notable du modèle sur le comportement au cisaillement. De manière globale, les modèles donnent une approche raisonnable du cisaillement du renfort. Numériquement, un cisaillement quasi-nul est observé dans la zone 1 pour les deux modèles.

Ces premiers résultats de confrontation entre l'expérimental et la simulation numérique ont permis de valider la mise en donnée numérique que ce soit sur la forme globale du renfort déformé mais également sur des valeurs plus localisées, telle que l'avalement maximal ou des valeurs d'angles de cisaillement. Ces premiers résultats ont également montré ponctuellement l'influence du choix du modèle des connecteurs sur l'avalement maximal et le peu d'influence sur le cisaillement.

III.3. Comparaisons des modèles linéaires et non-linéaires à effort serre-flan constant

III.3.1. Essais à orientation 0°/90°

Les conclusions précédentes ont été tirées de mesures ponctuelles. Sur la **Figure 226**, dans le cas de la simulation de la mise en forme à 0°/90° et pour l'effort serre-flan considéré (625 N), on reporte les profils d'avalements calculés sur les bords représentés sur la **Figure 225**.

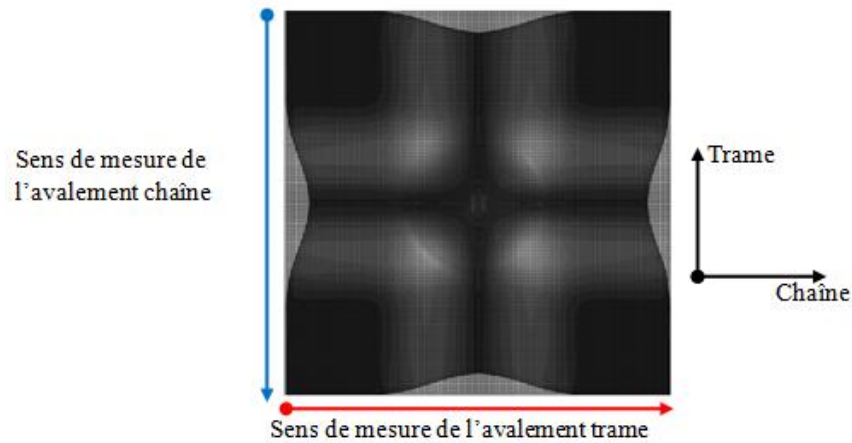


Figure 225 : Zones de mesure d'avalement chaîne et trame pour une orientation 0°/90° (représentation modèle non linéaire)

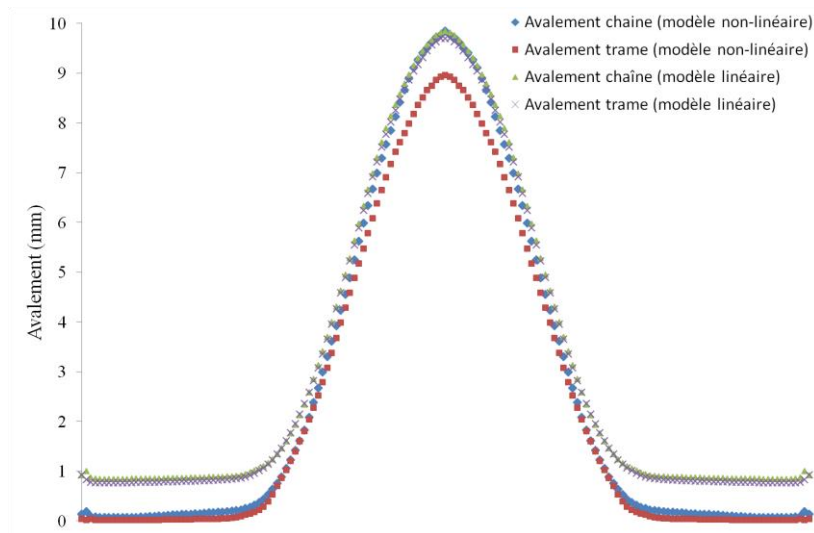


Figure 226 : Profil d'avalement chaîne et trame dans le cas d'un modèle linéaire et non-linéaire

Le renfort n'étant pas équilibré, par un comportement différent dans les sens chaîne et trame, les profils d'avalement sont par conséquent différents (avalement dans la direction chaîne plus important que dans la direction trame) et la préforme emboutie, n'est pas symétrique alors le poinçon est de forme symétrique. On constate que le long des bords de la préforme le modèle linéaire ne reproduit pas cette dissymétrie, avec des valeurs d'avalement quasi-similaire dans les deux directions. Le modèle non-linéaire permet de reproduire le déséquilibre du renfort et ce le long des bords.

L'influence du modèle sur le comportement en cisaillement est étudiée le long de la ligne définie en **Figure 227**.

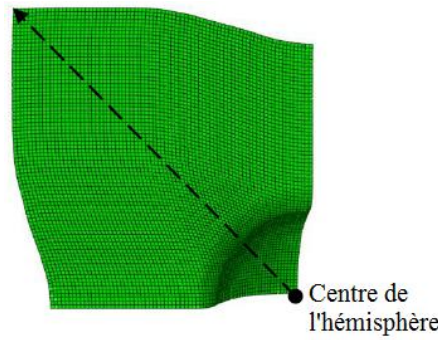


Figure 227 : Ligne de mesure du cisaillement orientation $0^\circ/90^\circ$

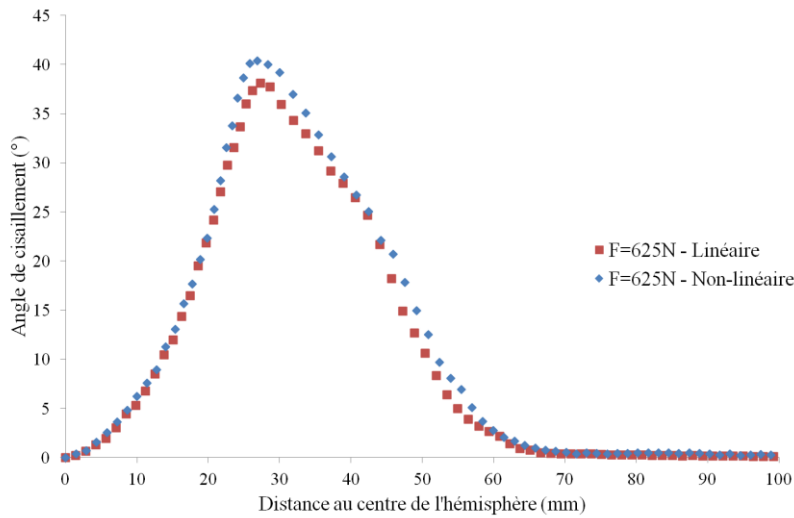


Figure 228 : Influence du modèle sur le cisaillement pour un effort serre-flan de 625N ($0^\circ/90^\circ$)

Les résultats numériques de l'angle de cisaillement, le long de cette ligne de mesure sont donnés en **Figure 228**. L'angle est nul au sommet de la sphère (pas de phénomène de cisaillement), puis augmente pour atteindre une valeur maximale à l'entrefer entre les rayons matrice et les serres-flans, puis diminue dans les zones sous les serres-flancs. Cette évolution est reproduite par les deux modèles de comportements. Sur les valeurs maximales d'angle de cisaillement, on constate une différence ($< 4^\circ$) entre les valeurs calculées par le modèle non-linéaire et le modèle linéaire. Des résultats similaires avaient été montrés par [NAJ12] où le modèle non-linéaire apportait une précision supplémentaire sur les angles de cisaillement.

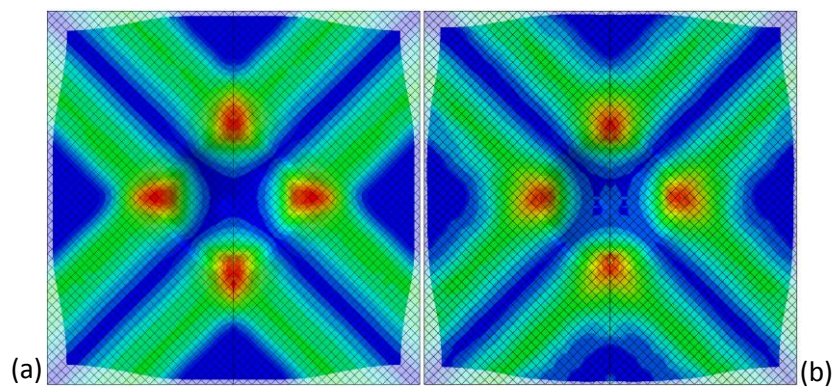
III.3.2. Essais à orientation $-45^\circ/+45^\circ$

L'influence du choix des deux modèles de tensions sur l'avalement et le cisaillement a également été conduit dans le cas d'un préformage orienté à $-45^\circ/+45^\circ$. Les paramètres procédés sont identiques hormis cette orientation (même effort à 625 N, même poinçon, même vitesse d'emboutissage). Le comportement global du renfort est celui identifié précédemment. Cependant, le maillage ayant été modifié, relativement aux simulations à $0/90^\circ$ (et par conséquent la taille, 10, de l'élément (**Équation 54**)), les paramètres des connecteurs et coque, pour une orientation de renfort de $-45^\circ/+45^\circ$, sont donnés dans le **Tableau 18**.

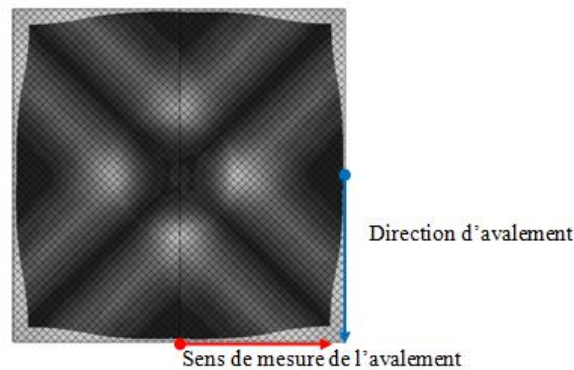
	Modèle linéaire	Modèle non-linéaire	
Paramètres en tension (connecteurs)	$K_{chaîne} = 870.40 \text{ N.mm}^{-1}$	$A_3 = 18.98E4,$ $A_2 = -48.60E2,$ $A_1 = 58.43$	$A'_1 = 870.40,$ $A_0 = -28,69$
	$K_{trame} = 644.46 \text{ N.mm}^{-1}$	$A_4 = 58.36E4,$ $A_3 = -39.04E3,$ $A_2 = 12.55E2,$ $A_1 = 31.33$	$A'_1 = 644.46,$ $A_0 = -37.34$
Paramètres élément coque	$E=7.5\text{MPa}, \nu=0.3, e=0.1$	$E=15\text{MPa}, \nu=0.3, e=0.1$	

Tableau 18 : Paramètres identifiés pour une orientation $-45^\circ/45^\circ$ - Renfort C

La forme globale de la préforme emboutie diffère de celle à $0^\circ/90^\circ$ et est représentée **Figure 229**.


Figure 229 : Résultat global avec modèle linéaire (a) et modèle non-linéaire (b) pour une orientation $-45^\circ/+45^\circ$

On représente **Figure 230** le profil sur lequel ont été mesurées des portions d'avalement calculées par les modèles linéaires et non-linéaires.


Figure 230 : Portion d'avalement choisie pour une orientation $-45^\circ/+45^\circ$

Le long de ces profils, on met en comparaison, **Figure 231**, la réponse des modèles linéaire et non-linéaire en avalement. Cette comparaison montre que la prise en compte de la non-linéarité, dans le cas du renfort étudié, modifie significativement le comportement en avalement du renfort.

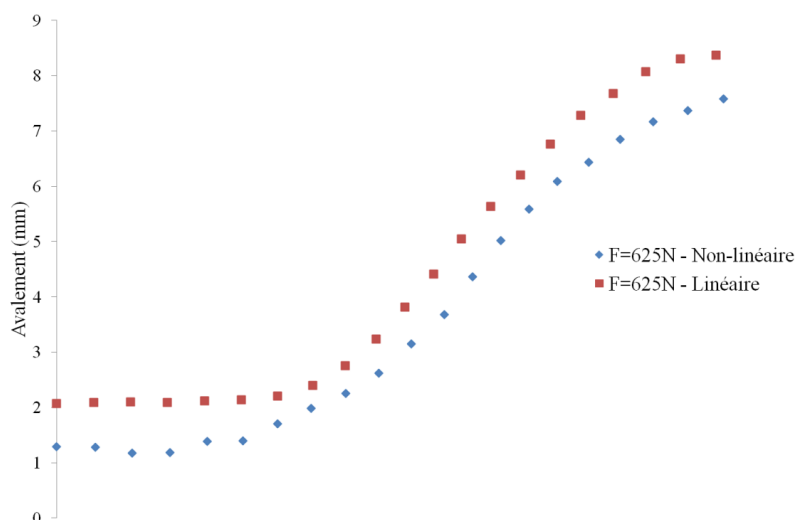


Figure 231 : Comparaison entre les deux modèles d'une portion d'avalement

Pour ces essais à $-45^\circ/+45^\circ$, on relève le long de la ligne de mesure représentée **Figure 232**, l'évolution des angles de cisaillements calculés par les deux modèles.

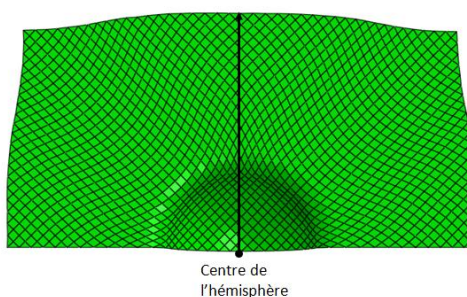


Figure 232 : Ligne de mesure du cisaillement orientation $-45^\circ/+45^\circ$

On reporte en **Figure 233** les relevés expérimentaux des angles de cisaillement pour cet essai à $-45^\circ/+45^\circ$.

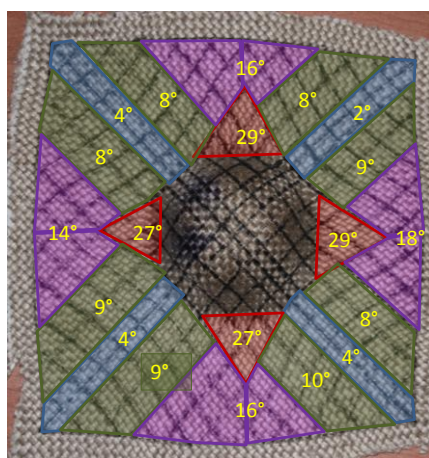


Figure 233 : Relevés expérimentaux des angles de cisaillement pour une orientation $-45^\circ/+45^\circ$

La comparaison des angles, calculés par les modèles linéaires et non-linéaires, est reportée **Figure 234**. On constate que le long de la ligne de mesure définie **Figure 232**, comme pour les essais à $0^\circ/90^\circ$, l'angle est nul au sommet de la sphère (pas de phénomène de cisaillement), puis augmente pour atteindre une valeur maximale à l'entrefer entre les rayons matrice et les serres-flans, puis diminue dans les zones sous les serres-flancs. Alors que les deux modèles en tension donnent des résultats similaires, pour la première partie de la courbe, on constate une différence, des résultats d'angles calculés dans les zones du renfort sous les serres-flancs, et ce contrairement aux essais à $0^\circ/90^\circ$, (**Figure 228**), pour lesquels cette différence entre les deux modèles n'était pas significative. Pour cet essai où les mèches sont orientées le long des diagonales de la préforme, ces zones, par ces directions de renforts, sont assujetties à des déformations de cisaillement par conséquent les valeurs des angles (**Figure 233**), le long de la ligne de mesure choisie, sont quantitativement plus importants que ceux post-traités pour les essais à $0^\circ/90^\circ$. La différence obtenue par les deux modèles est par conséquent plus significative.

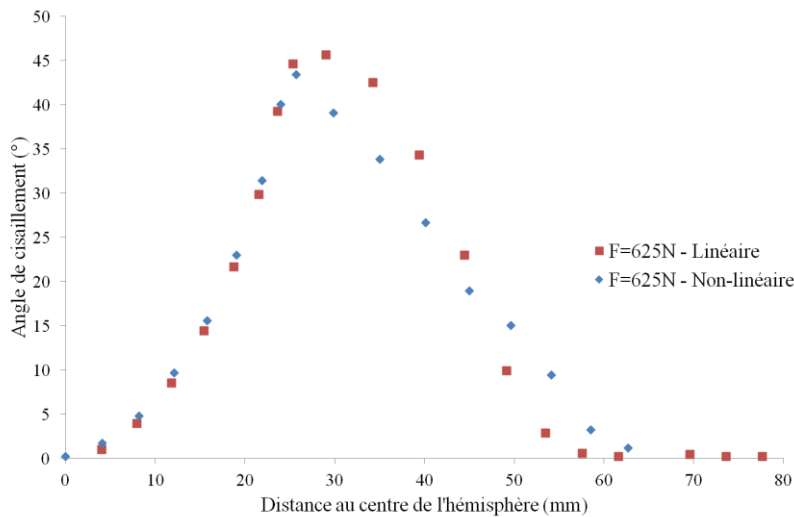


Figure 234 : Influence du modèle sur le cisaillement pour un effort serre-flan de 625N (-45°/+45°)

III.4. Comparaisons des modèles linéaires et non-linéaires à effort variables.

Le modèle de simulation a permis, à l'aide des résultats précédents de montrer des différences entre le modèle linéaire et non-linéaire, notamment sur l'avalement, et sur la modélisation du déséquilibre du renfort. Ces résultats ont été obtenus avec un effort serre-flanc constant. Dans cette partie, à l'aide de l'outil de simulation, l'influence de la variation de l'effort serre-flanc sur les résultats donnés par les deux modèles de comportement va être étudiée.

III.4.1. Essais à orientation $0^\circ/90^\circ$

Dans le cadre de l'emboutissage avec un renfort orienté à $0^\circ/90^\circ$, on reporte dans le **Tableau 19** les valeurs maximales d'avalement calculées à l'aide des deux modèles et ce pour différentes valeurs d'effort serre-flancs.

Modèle	Direction	125N	425N	625N	825N
Linéaire	Chaîne	11,28	10,36	9,85	9,22
	Trame	11,28	10,30	9,70	9,07
Non-linéaire	Chaîne	10,97	10,15	9,84	9,56
	Trame	10,32	9,43	8,96	8,53

Tableau 19 : Avalement maximal (en mm) mesuré pour une orientation 0°/90° et différents efforts serre-flan

L'augmentation de l'effort serre-flan conduit à une réduction des déplacements du renfort. Cette tendance est due au fait que l'augmentation de cet effort restreint la mobilité des connecteurs et par conséquent réduit les déplacements dans cette zone. Il est également constaté qu'en adoptant le modèle linéaire, le déséquilibre du renfort est peu mis en avant au travers de l'avalement et ce quelque soit les valeurs d'efforts.

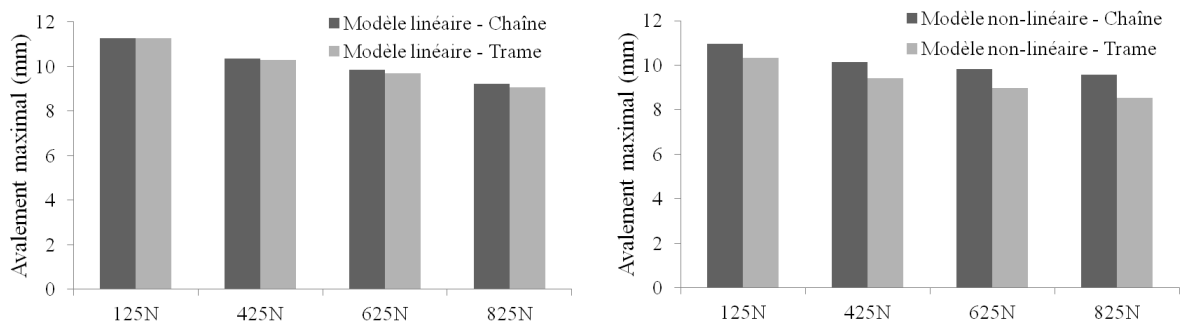


Figure 235 : Evolution de l'avalement pour un modèle linéaire et non-linéaire

La tendance constatée de l'évolution de l'avalement suivant l'effort appliqué est différente selon le modèle considéré (**Figure 235**). L'avalement évolue linéairement avec l'effort dans le cas d'un modèle linéaire. Ce qui n'est pas le cas avec le modèle non-linéaire.

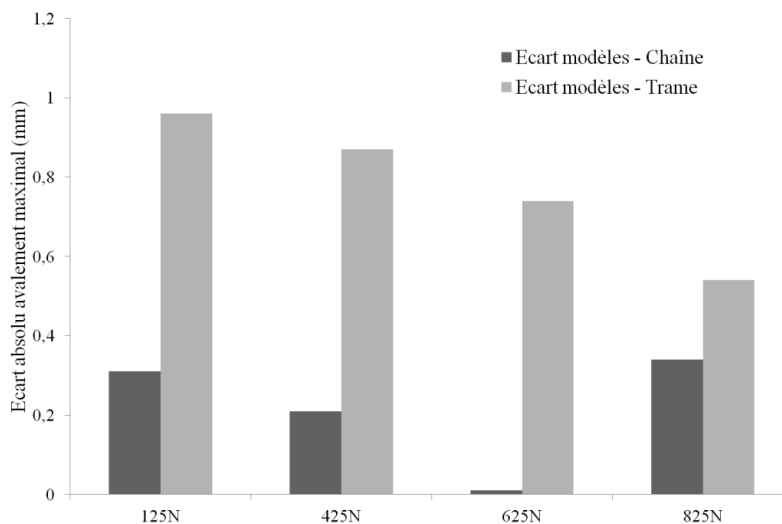


Figure 236 : Ecart relevés entre modèles des avalements maximums mesurés dans les deux directions du renfort

La **Figure 236** associée au **Tableau 19**, montre que la sensibilité du choix du modèle sur la réponse en avalement est plus marquée dans le sens trame. Comme il a été dit précédemment, cela vient d'une non-linéarité en tension plus importante observée dans le sens trame.

La **Figure 237** retrace les profils d'avalement dans le sens chaîne et trame le long des lignes de mesure définies **Figure 225** pour différents efforts serre-flan pour le modèle linéaire. On remarque une similitude du profil d'avalement mesuré, pour un effort serre-flan donné, entre la direction chaîne et trame.

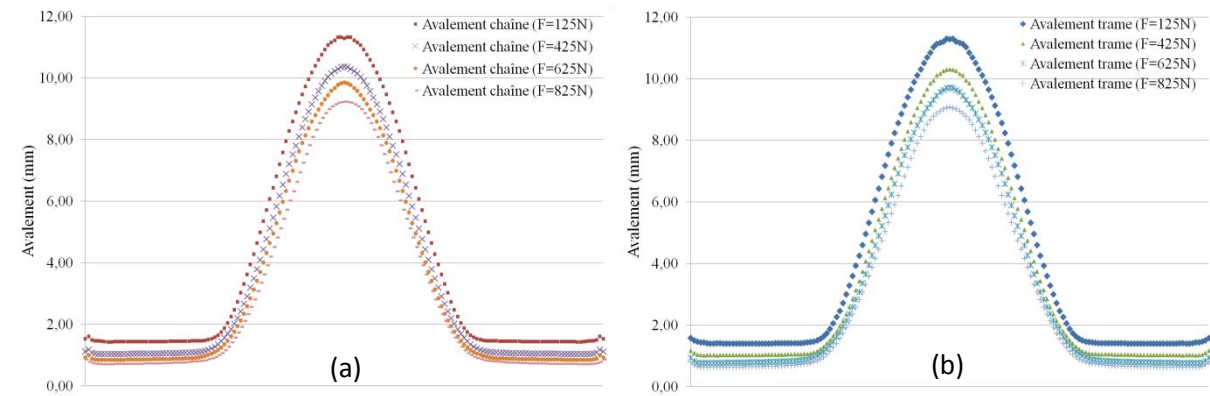


Figure 237 : Profils d'avalement chaîne (a) et trame (b) pour différents efforts serre-flan (modèle linéaire)

La diminution de l'effort serre-flan contribue à augmenter cet avalement en augmentant la mobilité des connecteurs mais de manière équivalente en chaîne et en trame.

Le cas du modèle non-linéaire en avalement est abordé dans la **Figure 238**. Pour un effort serre-flan donné, on remarque une différence de comportement en avalement entre la direction chaîne et trame. Cette différence est d'autant plus marquée sur la partie centrale du profil d'avalement.

L'avalement est globalement moins important que celui observé, à même effort serre-flan, pour le modèle linéaire. Cependant l'influence de l'effort sur l'avalement est la même pour les deux modèles.

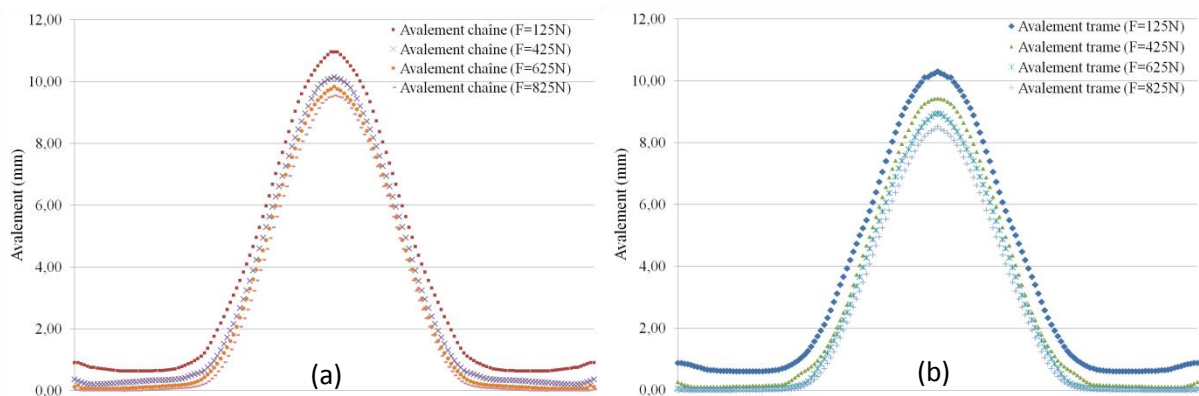


Figure 238 : Profils d'avalement chaîne (a) et trame (b) pour différents efforts serre-flan (modèle non-linéaire)

Une comparaison des demi-profils (justifiée par la symétrie de comportement), pour chaque effort, est présentée en **Figure 239**. On constate que quelque soit l'effort le modèle linéaire

calcule le même avalement dans les deux directions, alors que le modèle non linéaire reproduit le comportement déséquilibré.

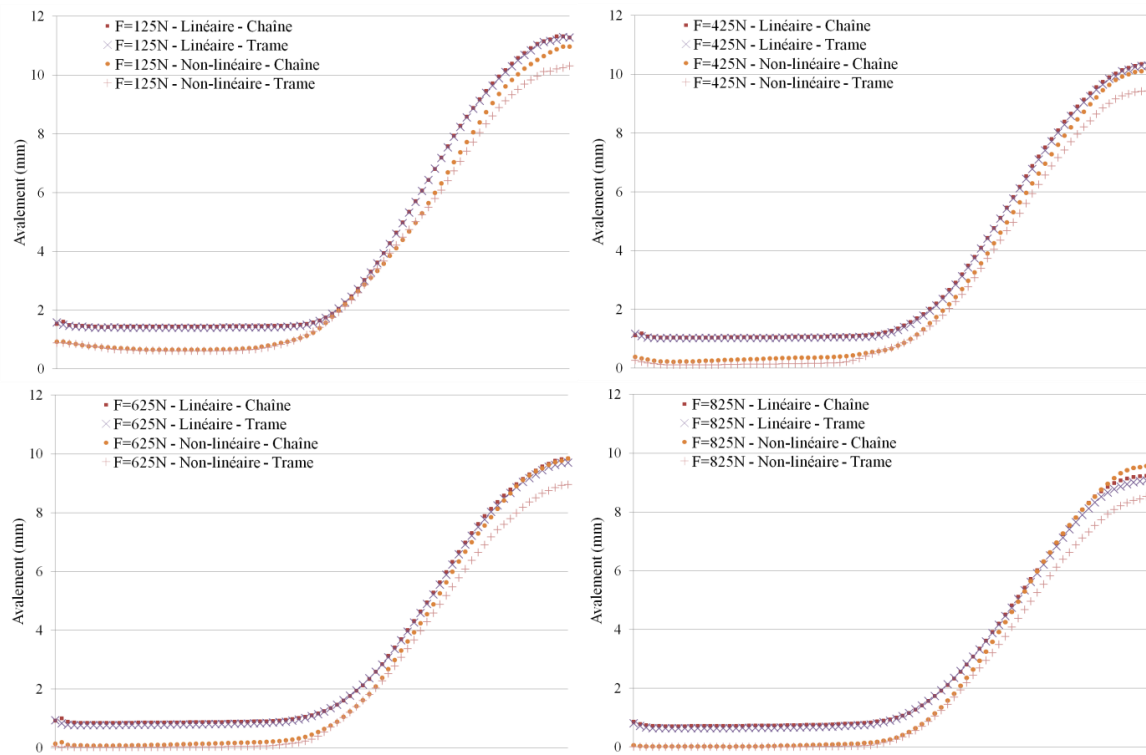


Figure 239 : Comparatif, à effort équivalent, de la réponse en avalement donnée par le modèle linéaire et non-linéaire.

Le comportement en cisaillement le long de la trajectoire définie **Figure 227**, dans le cas d'un modèle linéaire et pour plusieurs efforts serre-flan, est représenté **Figure 240**.

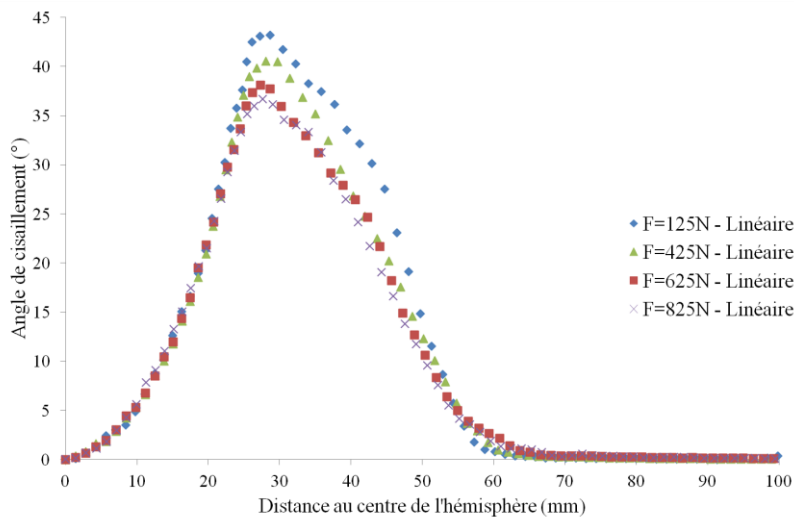


Figure 240 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement en orientation 0°/90° (modèle linéaire)

L'effort serre-flan n'influe pas sur le comportement en cisaillement au niveau de la zone hémisphérique. On peut émettre l'hypothèse que le comportement en cisaillement dans cette zone est piloté par la géométrie du poinçon et non par l'effort appliqué.

Cependant cet effort a une influence sur le comportement en cisaillement au niveau de la zone de maintien du renfort (zone de contact entre le serre-flan et la matrice), notamment pour les plus faibles efforts (à 125 et 425 N). Les observations pour le cisaillement rejoignent celles faites pour l'avalement. C'est-à-dire que l'augmentation de l'effort serre-flan conduit à la réduction de la mobilité des connecteurs et par conséquent impacte le cisaillement des éléments.

Le comportement en cisaillement le long de la trajectoire définie **Figure 227**, dans le cas d'un modèle non-linéaire et pour plusieurs efforts serre-flan, est représenté **Figure 241**.

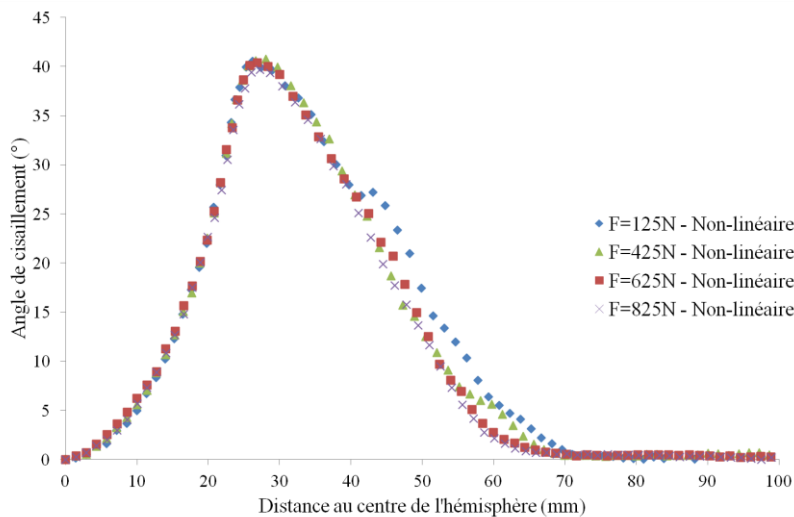


Figure 241 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement en orientation 0°/90° (modèle non-linéaire)

Pour le modèle non-linéaire, hormis à faible effort (125 N) il n'y a pas d'influence de l'augmentation de l'effort sur le cisaillement. Ces résultats en cisaillement montrent une sensibilité à la modification de l'effort serre-flan plus importante, dans la zone de cisaillement maximale, lorsque le modèle linéaire de comportement est considéré (dans la gamme d'effort d'étude [125N-825N]).

Une comparaison du comportement en cisaillement, obtenue sur la zone hémisphérique pour différents efforts serre-flan et modèles de comportement, est présentée **Figure 242**.

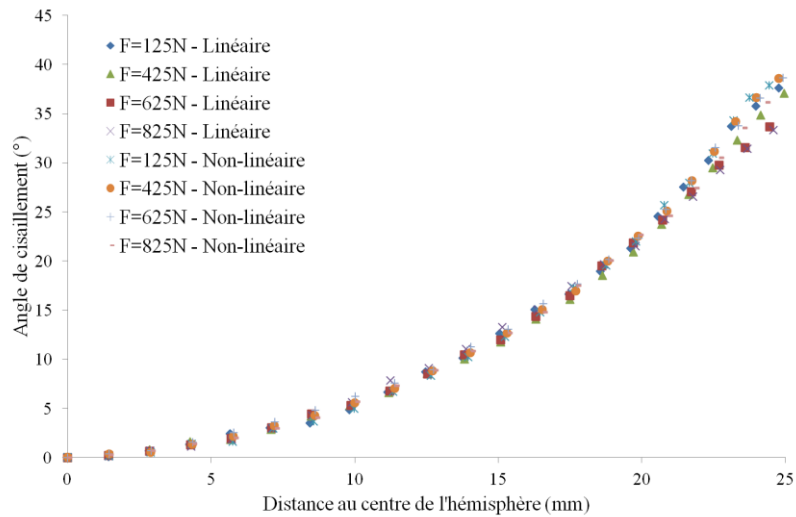


Figure 242 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement dans la zone hémisphérique pour les deux modèles

Les résultats numériques montrent un comportement au cisaillement sensiblement équivalent d'un modèle à l'autre, quelque soit l'effort appliqué. L'utilisation d'un modèle linéaire ou non-linéaire de comportement en tension impacte peu le comportement en cisaillement du renfort entre le serre-flan et la matrice, comme le montre la **Figure 243**.

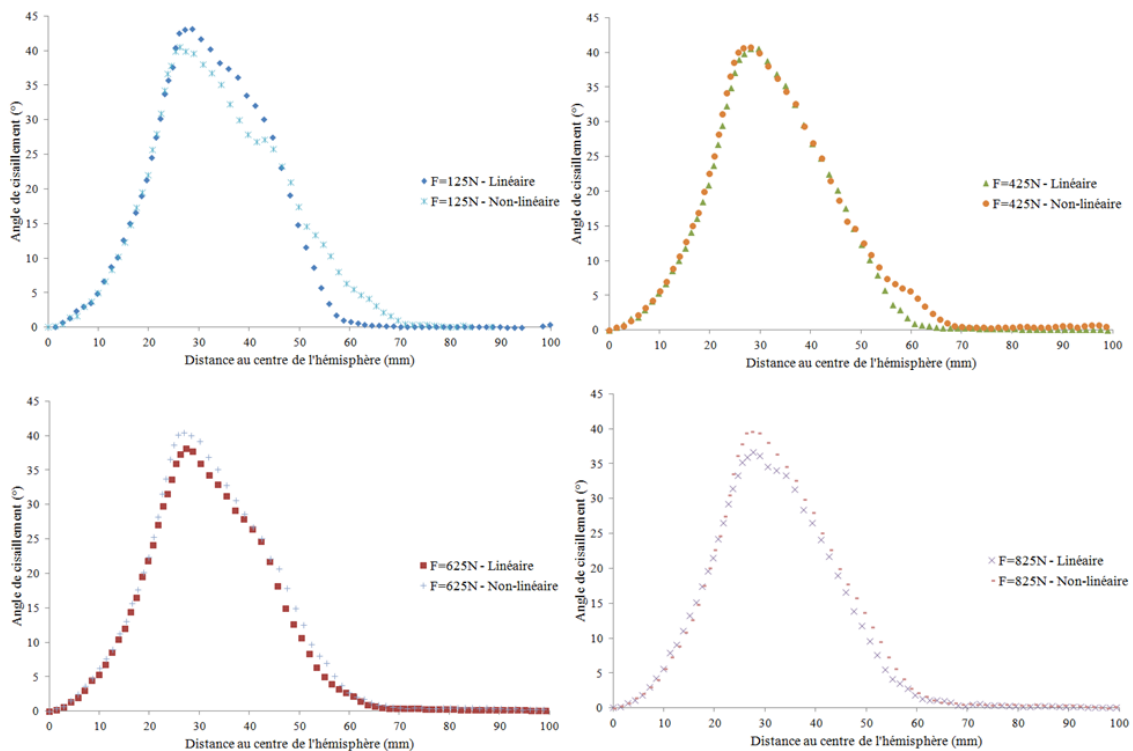


Figure 243 : Comparatif, à effort équivalent, de la réponse en cisaillement donnée par le modèle linéaire et non-linéaire

III.4.2. Essais à orientation $-45^{\circ}/+45^{\circ}$

La même étude a été conduite pour une orientation de $-45^{\circ}/+45^{\circ}$. La **Figure 244** retrace une portion du profil d'avalement (**Figure 230**) pour différents efforts serre-flan dans le cas d'un modèle linéaire.

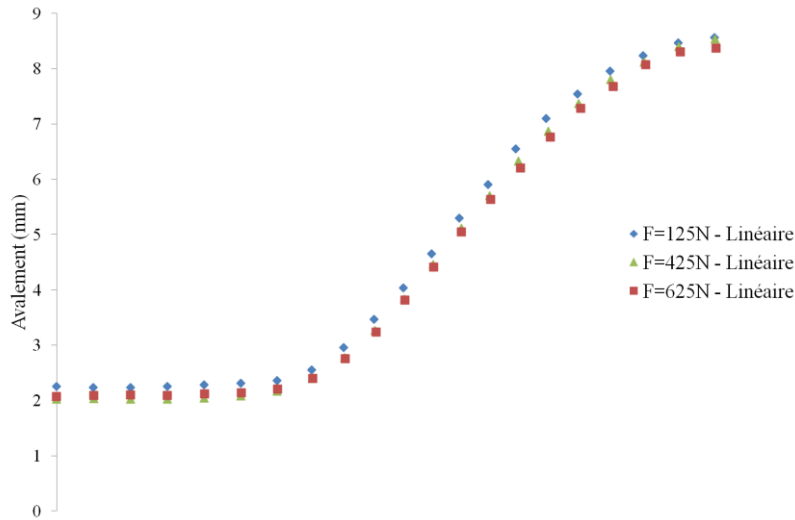


Figure 244 : Profil d'avalement pour différent efforts serre-flan en orientation $-45^{\circ}/45^{\circ}$ (modèle linéaire)

La **Figure 245** retrace une portion du profil d'avalement (**Figure 230**) pour différents efforts serre-flan dans le cas d'un modèle non-linéaire.

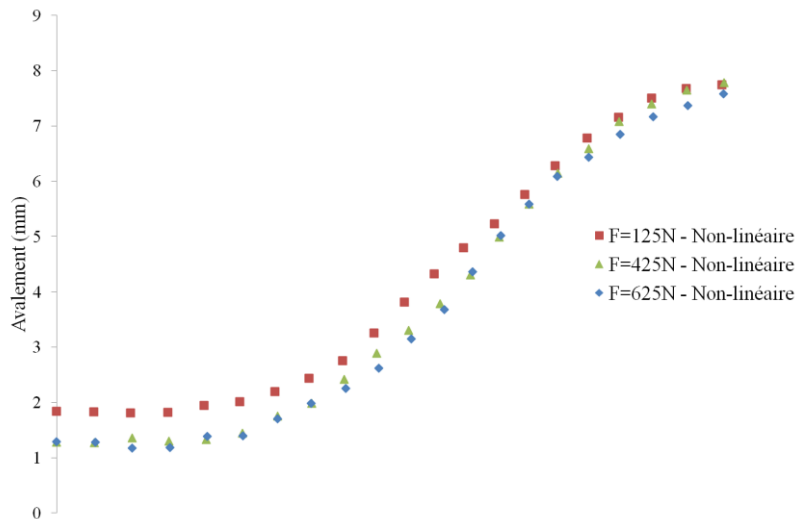


Figure 245 : Profil d'avalement pour différent efforts serre-flan en orientation $-45^{\circ}/45^{\circ}$ (modèle non-linéaire)

Ces résultats montrent que l'effort serre-flan influe sur les profils d'avalement. Dans les deux cas, l'augmentation de cet effort conduit à une réduction de l'avalement.

L'influence du modèle sur le comportement en cisaillement est étudiée le long de la ligne définie en **Figure 232**. Dans le cas d'un modèle linéaire et pour plusieurs efforts serre-flan, elle est représentée **Figure 246**.

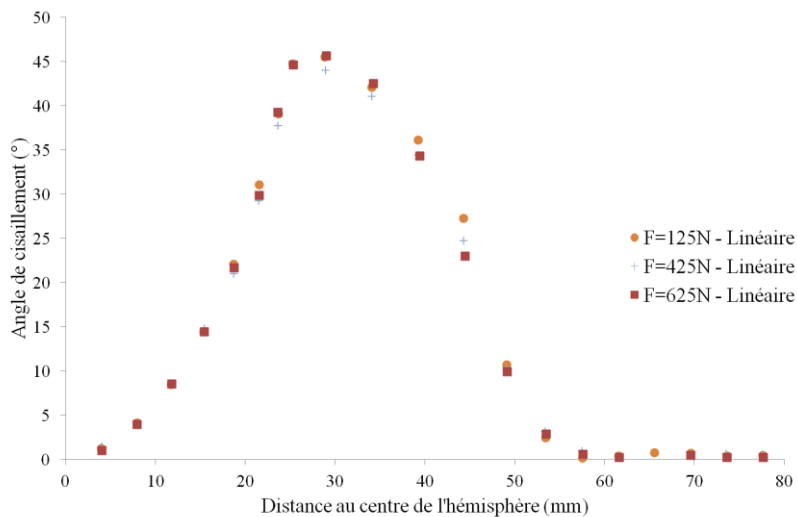


Figure 246 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement en orientation $-45^{\circ}/45^{\circ}$ (modèle linéaire)

Dans le cas d'un modèle non-linéaire et pour plusieurs efforts serre-flan, l'influence de l'effort est représentée **Figure 247**.

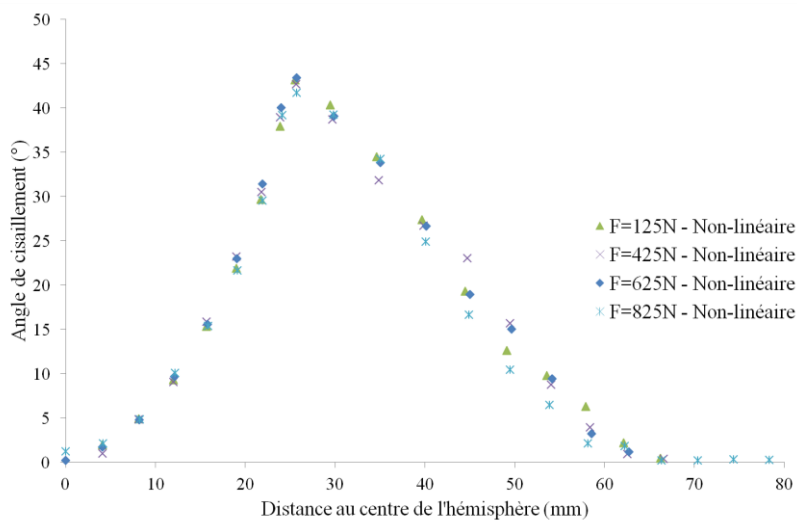


Figure 247 : Influence de l'effort serre-flan sur le cisaillement en orientation $-45^{\circ}/45^{\circ}$ (modèle non-linéaire)

Tout comme pour l'orientation $0^{\circ}/90^{\circ}$, le comportement en cisaillement dans la zone hémisphérique n'est ni influencé par l'effort appliqué au serre-flan ni par le modèle utilisé. Sur la plage d'effort étudié, le comportement en cisaillement est très peu perturbé pour chaque modèle.

IV. Conclusions du chapitre IV

Au cours du chapitre II, la difficulté d'obtenir des préformes sans défauts a été mise en avant. L'optimisation des paramètres procédés et matériaux par une approche essai/erreur est lente et coûteuse, notamment lorsque que les formes sont complexes. La simulation de ces opérations de mise en forme à l'échelle macroscopique semble alors plus adaptée pour vérifier la faisabilité de mettre en forme un renfort.

Un modèle de comportement, s'appuyant sur les travaux de Najjar, est proposé pour la simulation des renforts fibreux à base de fibre de lin présentant de fortes non-linéarités en tension. L'identification des différents paramètres de la modélisation a été explicitée. Leur pertinence a été analysée sur des tests de références (traction uniaxiale et Bias-test).

La validité du modèle a été éprouvée sur une mise en forme de type hémisphérique et pour un renfort déséquilibré. L'influence de la prise en considération ou non de la non-linéarité en tension a été étudiée sur le comportement en avalement et cisaillement du renfort. Les résultats ont montrés que la prise en compte de la non-linéarité apporte des résultats en avalement plus satisfaisants et ce plus particulièrement lorsque la non-linéarité observé est importante.

Une étude de sensibilité à l'effort serre-flan a été menée, montrant l'impact de ce dernier sur les profils d'avalement et le cisaillement. Une réduction de l'avalement est observée pour les deux modèles avec l'augmentation de l'effort. Cependant le modèle linéaire conduit à un comportement en avalement plus équilibré, contrairement à ce qui a été observé expérimentalement. En terme de cisaillement, les résultats ont montré une influence du modèle sur la transition poinçon/maintien.

Ces résultats à l'aide d'un modèle de comportement simple, ont montré l'importance de la prise en compte de la partie non-linéaire du comportement en traction des renforts. Cette approche est assez peu décrite dans la littérature car les renforts à base de carbone ou de verre ne dispose d'une zone de non linéarité significative. Ces résultats obtenus sur une forme de poinçon simple, hémisphérique, ont permis par ailleurs de corrélérer avec des essais expérimentaux

Un travail de mise en donnée, sous ABAQUS®, de la mise en forme avec géométrie tétraédrique a été amorcé. Le poinçon de mise en forme correspond à celui du banc expérimental décrit dans le chapitre II. Le but de cette démarche est de simuler les essais expérimentaux menés dans le chapitre II et de confronter les résultats en termes de cisaillement et déformations de mèches. Numériquement, ces résultats s'expriment au travers des orientations et déformations des connecteurs.

Contrairement au cas hémisphérique, où les différents outils sont construits directement sous ABAQUS® et n'ont pas besoin d'être maillés, le cas tétraédrique nécessite de passer par l'outil CAO (**Figure 248**) et de mailler les différents outils. La gestion des contacts est plus

difficile à assurer, d'autant plus que la géométrie tétraédrique présente de nombreuses courbures (conçues au niveau des arêtes et du point triple) qui nécessitent un maillage adapté.

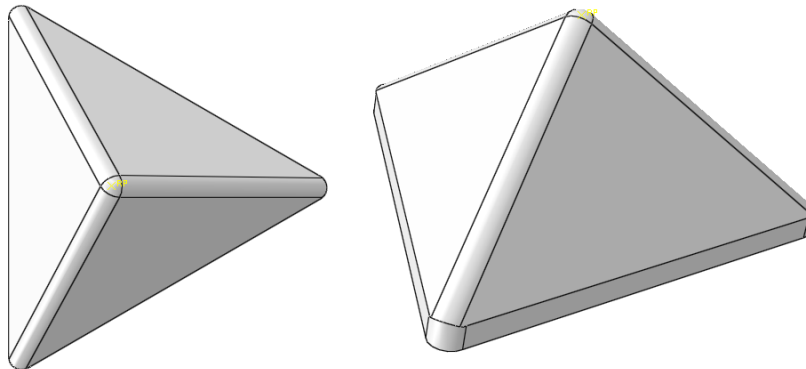


Figure 248 : Part ABAQUS® importée depuis la CAO

La configuration des serre-flan est décrite dans la **Figure 249**. Trois paires serre-flan/matrice sont disposés autour du poinçon tétraédrique.

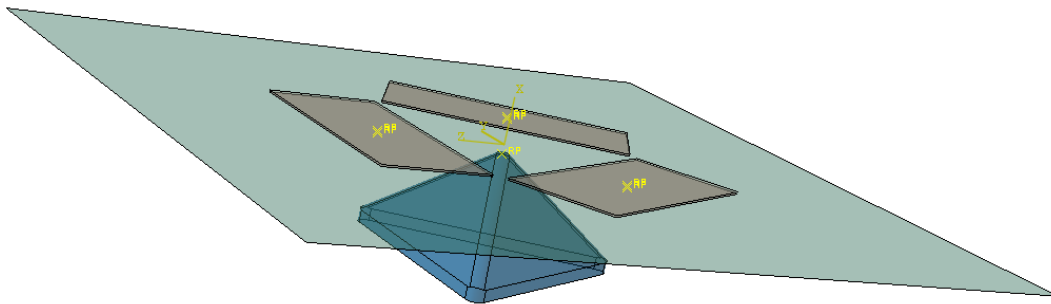


Figure 249 : Configuration de la mise en forme tétraédrique

Les premiers tests, non-aboutis, ont montré la complexité de cette mise en donnée, notamment relativement au contact entre les entités.

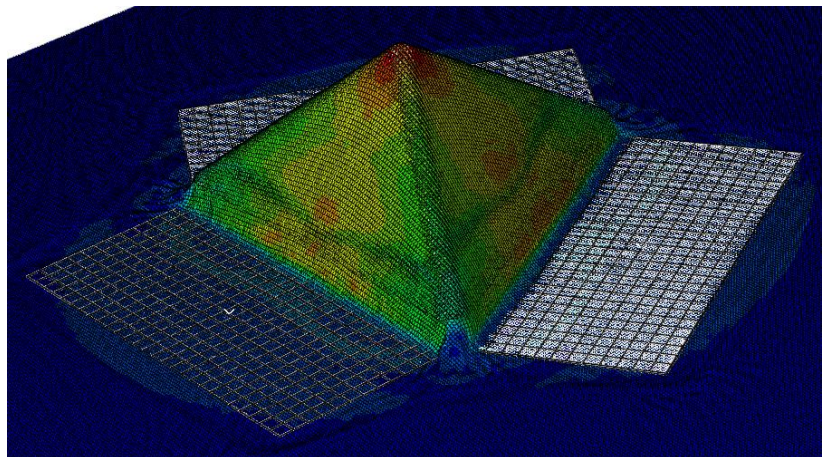


Figure 250 : Modélisation de la mise en forme tétraédrique

Dans les travaux à venir, il faudrait finir cette mise en donnée et intégrer les modèles de comportements. En suivant la même démarche que celle conduite avec l'emboutissage hémisphérique l'influence sur l'avalement et sur les angles de cisaillement des deux modélisations en linéaires et non-linéaires du comportement en tension pourra être conduite.

Les nombreux résultats expérimentaux présentés dans le chapitre II, permettraient de poursuivre la corrélation. Par ailleurs des comparaisons numériques entre les résultats obtenus avec les renforts de lin utilisés permettraient de prédire le comportement à l'emboutissage sur formes complexes.

Enfin avec cet outil numérique la comparaison entre les différentes architectures de renfort pourra être menée par la simulation.

Conclusions générales et perspectives

La maîtrise des procédés de fabrication des composites est essentielle pour s'assurer de la conformité des pièces finales. Ce contrôle est d'autant plus nécessaire lorsque les géométries de mise en forme sont complexes et portent sur des applications semi-structurales et par extension structurales. La compréhension des défauts et des mécanismes de déformation des renforts au cours du procédé contribue à l'optimisation de l'étape de formage et par conséquent à l'intégrité mécanique et l'aspect de la préforme finie.

La première partie des travaux concernait l'analyse de la déformabilité de renfort à base de fibres de lin lors de leur mise en forme sur géométrie tétraédrique. S'appuyant sur un banc de mise en forme développé au sein du laboratoire, la déformabilité de renforts à base de fibres de lin a pu être éprouvée. Sous différentes conditions procédés, les résultats ont mis en avant un effet de la structure du renfort, à la fois sur les défauts générés et leur localisation mais également sur les déformations atteintes par les mèches qui le constituent.

Si globalement les géométries ont été obtenues, les essais sur géométries complexes ont mis en avant des défauts récurrents de mise en forme : la décohésion du réseau de mèches, un phénomène de flambement de mèches et, à moindre mesure, un phénomène de pli. Une relation entre les tensions dans les mèches, induites par les pressions serre-flan imposées et la géométrie du poinçon, et ces défauts de mise en forme a pu être constatée, appuyée par la mesure des déformations des mèches au cours du procédé. Ces mesures de déformations ont mis en évidence, d'une part, une discontinuité de comportement le long d'une même mèche et d'autre part, un effet de la géométrie du poinçon sur la répartition des tensions au sein des mèches.

La confrontation des déformations atteintes par les mèches au cours de la mise en forme avec celles mesurées par des essais caractéristiques en traction a mis en évidence que les limites à rupture en déformation de ces fibres pouvaient être dépassées. Des questions peuvent alors se poser sur les conséquences, à l'échelle microscopique, sur l'état des mèches mais également sur l'imprégnation et les performances mécaniques du composite final.

Certains défauts qui apparaissent comme une dégradation irréversible de la structure tissée (décohésion du réseau de mèches) peuvent être supprimés par des pressions de maintien serre-flan plus modérées (valeurs) et mieux réparties (géométries et disposition des serre-flan). D'autres phénomènes restent cependant difficiles à éliminer au cours du procédé de mise en forme. Le cas du flambement hors plan des mèches, nommé bouclage, en est un. Néanmoins, il est important de noter que l'influence de ce phénomène sur les propriétés mécaniques de la structure finale ou sur l'étape d'injection de résine n'est pas connue et reste à étudier. Un prototype de banc de caractérisation du bouclage, hors procédé, a été développé afin de participer à la compréhension des mécanismes d'apparition des boucles sur la base des résultats et observations obtenues lors de la mise en forme des renforts.

Une chaîne de mesure du bouclage, adaptée aux dimensions du phénomène, a été mise au point. Reposant en particulier sur l'interférométrie par projection de franges, cette dernière permet de remonter à la topographie du renfort et ainsi quantifier l'amplitude du phénomène de boucles par la mesure de leur hauteur. Les tensions et courbures imposées aux matériaux ont également suscité l'intérêt en complément de l'analyse topographique.

Les premiers résultats ont montré le potentiel de l'interférométrie dans la détection de la hauteur de boucle et le profil caractéristique que ces dernières impliquent. Des essais complémentaires ont montré que l'apparition des boucles est influencée d'une part par les paramètres architecturaux du renfort, notamment les espacements entre mèches, l'armure ou encore l'équilibrage chaîne/trame, mais aussi par l'état de mise en tension initial, modélisant le maintien par serre-flan, suivant les deux directions du renfort.

L'analyse des profils a permis de constituer l'hypothèse d'un effet négatif des espacements des mèches et des fortes mises en tension sur l'apparition des boucles. L'état de mise en tension influe notamment sur la précocité des boucles qui se forment pour des angles de courbures plus faibles. Cette influence semble cependant limitée par les hauteurs de boucles maximales admissibles des mèches. Cette limite dépendant des caractéristiques géométriques des mèches et des renforts. La présence d'espacements entre mèche dans une direction du renfort implique, quant à elle, la prise en compte du choix de l'orientation du renfort par rapport aux courbures générées et par conséquent sur la formation de boucles. Ces observations sont venues appuyer les résultats expérimentaux menés sur le banc de mise en forme.

Etant très difficile de contrôler efficacement l'apparition du bouclage au travers des paramètres procédé, l'optimisation des paramètres renforts semble alors plus appropriée. C'est en cela que ce nouveau dispositif trouve un intérêt particulier.

Ce dispositif offre de nouvelles perspectives quant à la réalisation d'essais complémentaires. Que ce soit en faisant varier les rapports de mise en tension, l'architecture du renfort d'étude ou en augmentant la limite des angles de déplacement. Cette démarche doit conduire à déterminer les paramètres architecturaux défavorables à la formation de boucles. D'autres questions restent en suspend notamment sur le comportement au bouclage de multiplis ou sur la présence de contre-moule. Une étude sur le comportement à l'injection des renforts présentant des boucles et les conséquences qu'elles apportent au comportement mécanique de la structure doit être envisagée. Enfin, ce dispositif offre la possibilité d'étudier des renforts autres que ceux à base de fibres de lin.

Face à la complexité d'optimiser expérimentalement la mise en forme des renforts, un travail sur la simulation du procédé de formage a été entrepris. La description d'un modèle éléments finis a été proposée. Basé sur l'association d'élément continu élastique (cisaillement et contact) et de connecteurs spécifiques (rigidité en tension), il est intégré au logiciel ABAQUS/Explicite. Une procédure d'identification des comportements en tension et en cisaillement, s'appuyant sur des essais de traction et de Bias-test, a été conduite. Les renforts

de lin ont montré de fortes non-linéarités en tension, dues notamment à un embuvage important. Cette caractéristique a été retranscrite au travers des connecteurs spécifiques.

Une étude sur l'influence de la prise en compte ou non des fortes non-linéarités en tension des renforts en lin sur les résultats numériques a été menée sur le cas d'un emboutissage hémisphérique. Relativement aux observations expérimentales, les connecteurs non-linéaires fournissent une meilleure approche de la mise en forme, particulièrement lorsque des non-linéarités significatives sont considérées. Quant aux connecteurs linéaires, ils ne traduisent pas le déséquilibre du renfort observé expérimentalement.

Les perspectives de ce travail numérique concernent le développement du modèle au cas d'emboutissages plus complexes. L'application au cas tétraédrique permettrait d'évaluer la pertinence du modèle à ce type de géométrie, en termes de cisaillement et de déformations. La finalité étant de définir un outil, simple dans sa construction, afin d'optimiser la mise en forme des renforts de lin.

Un développement des travaux sur la mise en forme des renforts à base de fibres de lin à des cas concrets d'applications structurales bio-composites serait intéressant à mener.

Bibliographie

- [ABAQUS] Documentation en ligne Abaqus v6.11, page : <http://www.ilsb.tuwien.ac.at/v6.11/>, Dassault Systèmes, 2014.
- [ABD07] ABDALLA F.H., MUTASHER S.A., KHALID Y.A., SAPUAN S.M., HAMOUDA A.M.S., SAHARI B.B., HAMDAN M.M. Design and fabrication of low cost filament winding machine. *Materials & Design*, 2007, 28, p. 234-239.
- [AGO11] AGOGUE R. Analyse expérimentale et numérique de la fabrication de pièces composites par RTM. *Thèse*, Université d'Orléans, 2011.
- [AIM07] AIMENE Y. Approche hyper-élastique pour la simulation des renforts fibreux en grandes déformations. *Thèse*, INSA Lyon, 2007.
- [ALA09] ALAWAR A., HAMED A.M., AL-KAABI K. Characterization of treated date palm tree fiber as composite reinforcement. *Composites Part B: Engineering*, 2009, 40, p. 601-606.
- [ALL07] ALLAOUI S., DUONG A.V., HIVET G., LAUNAY J., VALLE V. La mesure des déformations pour l'étude du comportement et la mise en forme des renforts de composites. *18^{ème} Congrès Français de Mécanique*, Grenoble, 27-31 août 2007.
- [ALL08] ALLAOUI S., LAUNAY J., SOULAT D., CHATEL S. Experimental tool of woven reinforcement forming. *International Journal of Material Forming*, 2008, 1, p. 815-818.
- [ALL11] ALLAOUI S., BOISSE P., CHATEL S., HAMILA N., HIVET G., SOULAT D., VIDAL-SALLE E. Experimental and numerical analyses of textile reinforcement forming of a tetrahedral shape. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2011, 42, p. 612-622.
- [ALL12] ALLAOUI S., HIVET G., OUAGNE P. Analyze of the contact behaviour between two layers of dry glass plain weave fabric. *Key Engineering Materials*, 2012, 504-506, p. 313-318.
- [ALL14] ALLAOUI S., HIVET G., SOULAT D., WENDLING A., OUAGNE P., CHATEL S. Experimental preforming of highly double curved shapes with a case corner using an interlock reinforcement. *International Journal of Material Forming*, 2014, 7, p. 155-165.
- [ANT03] ANTONUCCI V., GIORDANO M., NICOLAIS L., CALABRO A., CUSANO A., CUTOLO A., INSERRA S. Resin flow monitoring in resin film infusion process. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, 143-144, p. 687-692.
- [AON94] AONO M., BREEN D.E., WOZNY M.J. Fitting a woven-cloth model to a curved surface: mapping algorithms. *Computer-Aided Design*, 1994, 26, p. 278-292.
- [ARA04] ARANDA L.G. Etude thermo-mécanique et modélisation numérique de l'emboutissage à chaud de l'Usibor 1500. *Thèse*, Ecole des Mines de Paris, 2004.

- [AZO10] A to Z of Materials Science. Composite Materials for Automotive Applications that can be Mass Produced. *Publié sur le site d'informations AZoM*, août 2010. Disponible sur la page : <http://www.azom.com/news.aspx?newsID=23669>.
- [AZW13] AZWA Z.N., YOUSIF B.F., MANALO A.C., KARUNASENA W. A review on the degradability of polymeric composites based on natural fibres. *Material & Design*, 2013, 47, p. 424-442.
- [BAD08] BADEL P. Analyse mésoscopique du comportement mécanique des renforts tissés de composites utilisant la tomographie aux rayons X. *Thèse*, INSA Lyon, 2008.
- [BAD08b] BADEL, P, VIDAL-SALLE E., MAIRE E., BOISSE P. Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at the mesoscopic scale. *Composites Sciences and Technology*, 2008, 68, p. 2433-2440.
- [BAL00] BALEY C., LAMY B. Propriétés mécaniques des fibres de lin utilisées comme renforts de matériaux composites. *Revue des Composites et Matériaux Avancés*, 2000, 10, p. 7-24.
- [BAL02] BALEY C. Analysis of the flax fibres tensile behaviour and analysis of the tensile stiffness increase. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2002, 33, p. 939-948.
- [BAL05a] BALEY C. Fibres naturelles de renfort pour matériaux composites. *Techniques de l'ingénieur*, 2005.
- [BAL05b] BALEY C., MORVAN C., GROHENS Y. Influence of the absorbed water on the tensile strength of flax fibers. *Macromolecular Symposia*, 2005, 222, p. 195-202.
- [BAL12] BALEY C., DUIGOU A.L., BOURMAUD A., DAVIES P. Influence of drying on the mechanical behaviour of flax fibres and their unidirectional composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2012, 43, p. 1226-1233.
- [BAL14] BALEY C. Verrous à dépasser pour optimiser les performances et développer les applications des bio-composites. *Colloque national MECAMAT*, Aussois, 2014.
- [BAL14b] BALEY C., BOURMAUD A. Average tensile properties of French elementary flax fibers. *Materials Letters*, 2014, 122, p. 159-161.
- [BAS00] BASAR Y., WEICHERT D. Nonlinear Continuum Mechanics of Solids. Fundamental Mathematical and Physical Concepts. Springer, 2000.
- [BAS13] BASSOUMI A., OUAGNE P., GILLIBERT J., HIVET G. Analysis of the bending behaviour of flax based reinforcements used in shape forming. *TexComp-11*, Septembre 2013, Leuven (Belgique).
- [BAT09] BATHIAS C. Méthodes et fabrications. *Matériaux composites, Chapitre 5*, 2^e édition, Dunod/L'Usine Nouvelle, 2009.

- [BEL00] BELYTSCHKO T., LIU W.K., Brian MORAN B. Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures. 1^{ère} édition, Wiley, 2002.
- [BEN02] BEN BOUBAKER B., HAUSSY B., GANGHOFFER J.F. Modèles discrets de structures tissées : analyse de stabilité et de drapé. *Comptes Rendus Mécanique*, 2002, 330, p. 871-877.
- [BEN05] BEN BOUBAKER B., HAUSSY B., GANGHOFFER J.F. Discrete models of fabric accounting for yarn interactions: simulations of uniaxial and biaxial behaviour. *European Journal of Computational Mechanics*, 2005, 14, p. 653-675.
- [BEN07] BEN BOUBAKER B., HAUSSY B., GANGHOFFER J.F. Discrete models of woven structures. Macroscopic approach. *Composites Part B: Engineering*, 2007, 38, p. 498-505.
- [BER01] BERREUR L., MAILLARD B., NOSPERGER S. Industrie Française des matériaux composites - Des enjeux prioritaires pour un développement durable. *Etude stratégique réalisée par NODAL CONSULTANTS pour DIGITIP*, 2001.
- [BER02] BERGANDER A., SALMEN L. Cell wall properties and their effects on the mechanical properties of fibers. *Journal of Materials Science*, 2002, 37, p. 151-156.
- [BER97] BERBAIN F., CHEVALIER A. Mise en œuvre des composites - Méthodes et matériels. *Techniques de l'Ingénieur*, 1997.
- [BER98] BERHELOT J.M. Composite Materials: Mechanical Behavior and Structural Analysis. *Mechanical Engineering Serie*, 1^{ère} édition, Springer, 1998.
- [BIC97] BICKERTON S., SIMACEK P., GUGLIELMI S.E., ADVANI S.G. Investigation of draping and its effects on the mold filling process during manufacturing of a compound curved composite part. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1997, 28A, p. 801-816.
- [BIL10] BILBAO E., SOULAT D., HIVET G., GASSER D. Experimental study of bending behaviour of reinforcements. *Experimental Mechanics*, 2010, 50, p. 333-351.
- [BIL12a] BILISIK K. Experimental determination of fabric shear by yarn pull-out method. *Textile Research Journal*, 2012, 82, p. 1050-1064.
- [BIL12b] BILISIK K. In-plane shear properties of polyester satin fabric by yarn pull-out method. *Textile Research Journal*, 2012, 82, p. 1263-1281.
- [BIL13] BILISIK K. Stick-slip behavior of para-aramid (Twaron®) fabric in yarn pull-out. *Textile Research Journal*, 2013, 83, p.13-33.
- [BOD07] BODROS E., PILLIN I., MONTRELAY N., BALEY C. Could biopolymers reinforced by randomly scattered flax fibre be used in structural applications. *Composites Science and Technology*, 2007, 67, p. 462-470.
- [BOD08] BODROS E., BALEY C. Study of the tensile properties of stinging nettle fibres. *Materials Letter*, 2008, 62, p. 2143-2145.

- [BOI04] BOISSE P. Mise en forme des renforts fibreux de composites. *Techniques de l'ingénieur*, 2004.
- [BOI06] BOISSE P., ZOUARI B., DANIEL J.L. Importance of in-plane shear rigidity in finite element analyses of woven fabric composite performing. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2006, 37, p. 2201-2212.
- [BOI10] BOISSE P., AIMENE Y., DOGUI A., DRIDI S., GATOULLAT S., HAMILA N., KHAN M.A., MABROUKI T., MORESTIN F., VIDAL-SALLE E. Hypoelastic, hyperelastic, discrete and semi-discrete approaches for textile composite reinforcement forming. *International Journal of Material Forming*, 2010, 3, p. 1229-1240.
- [BOI10b] BOISSE P. Simulations of woven composite reinforcement forming. *Woven Fabric Engineering*, 2010, p. 387-414.
- [BOI11] BOISSE P., HAMILA N., VIDAL-SALLE E., DUMONT F. Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. Influence of tensile, in-plane shear and bending stiffnesses. *Composites Science and Technology*, 2011, 71, p. 683-692.
- [BOI95] BOISSE P., CHEROUAT A., GELIN J.C., SABHI H. Experimental study and finite element simulation of a glass fiber fabric shaping process. *Polymer Composites*, 1995, 16, p. 83-95.
- [BOI97] BOISSE P., BORR M., BUET K., CHEROUAT A. Finite element simulations of textile composite forming including the biaxial fabric behaviour. *Composites Part B: Engineering*, 1997, 28, p. 453-464.
- [BOS02] BOS L.H., VAN DEN OEVER M.J.A., PETERS O.C.J.J. Tensile and compressive properties of flax fibres for natural fibre reinforced composites. *Journal of Materials Science*, 2002, 37, p. 1683-1692.
- [BOS04] BOS H.L. *The Potential of Flax Fibres as Reinforcement for Composite Materials*. Technische Universiteit Eindhoven, 2004
- [BOS06] BOS L.H., MUSSIG J., VAN DEN OEVER M.J.A. Mechanical properties of short-flax-fibre reinforced compounds. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2006, 37, p. 1591-1604.
- [BOU13] BOURMAUD A., MORVAN C., BOUALI A., PLACET V., PERRE P., BALEY C. Relationships between micro-fibrillar angle, mechanical properties and biochemical composition of flax fibers. *Industrial Crops and Products*, 2013, 44, p. 343-351.
- [BRA04] BRANDT J. The research requirements of the transport sectors to facilitate an increased usage of composite materials - Part I: The Composite Material Research Requirements of the Aerospace Industry. *Compte-rendu EADS de Munich (Allemagne)*, juin 2004.
- [BRE01] BREQUE C., BREMAND F. Modélisation de forme 3D par méthode de moiré de projection et analyse par décalage de phases, 2001.

- [BRE05] BRETAGNE N., VALLE V., DUPRE J.C. Development of the marks tracking technique for strain field and volume variation measurements. *NDT&E International*, 2005, 38, p. 290-298.
- [BRE11] BREMAND F., COTTRON M., DOUMALIN P., DUPRÉ J.C., GERMANEAU A., VALLE V. Mesures en mécanique par méthodes optiques. *Techniques de l'Ingénieur*, 2011.
- [BRO14] BROWAEYS C. *Les enjeux des nouveaux matériaux textiles*. Edité par EDP Sciences, 2014.
- [BUE01] BUET-GAUTIER K., BOISSE P. Experimental analysis and modeling of biaxial mechanical behavior of woven composite reinforcements. *Experimental Mechanics*, 2001, 41, p. 260-269.
- [BUE98] BUET-GAUTIER K. Analyse et simulation du comportement mécanique des renforts composites tissés. *Thèse*, Université d'Orléans, 1998.
- [CAO08] CAO J., AKKERMAN R., BOISSE, P., CHEN J., CHENG H.S. et al. Characterization of mechanical behavior of woven fabrics: Experimental methods and benchmark results. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2008, 39, p. 1037-1053.
- [CAP12] CAPELLE E., BURLOT P. Etude des renforts à base de fibres de lin. *Projet de fin d'étude 5^{ème} année*, Polytech' Orléans, 2012.
- [CAP12b] CAPELLE E. Les fibres de lin : De l'étude de la déformabilité des renforts tissés à l'amélioration de la cohésion d'un ruban. *Rapport de Projet 5^{ème} année*, Polytech' Orléans, 2012.
- [CAP14] CAPELLE E., OUAGNE P., SOULAT D., DURATTI D. Complex shape forming of flax woven fabrics: Design of specific blank-holder shapes to prevent defects. *Composites Part B: Engineering*, 2014, 62, p. 29-36.
- [CAP14b] CAPELLE E., OUAGNE P., SOULAT D., GUERET S. Optimisation of the process parameters to prevent the appearance of defects during the complex shape forming of flax based reinforcements. *Proceedings of the 16TH European Conference on Composite Materials*, Seville (Espagne), 22-26 June 2014.
- [CAR13] CARUS M., KARST S., KAUFFMANN A., HOBSON J., BERTUCELLI S. The European Hemp Industry: Cultivation, procession and applications for fibres, shivs and seeds. *10th International Conference of the European Industrial Hemp Association*, Mai 2013, Cologne (Germany).
- [CHA07] CHARLET K., BALEY C., MORVAN C., JERNOT J.P., GOMINA M., BREARD J. Characteristics of Hermès flax fibres as a function of their location in the stem and properties of the derived unidirectional composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2007, 38, p. 1912-1921.
- [CHA08] CHARLET K. Contribution à l'étude de composites unidirectionnels renforcés par des fibres de lin : relation entre la microstructure de la fibre et ses propriétés mécaniques. *Thèse*, Université de Caen, 2008

- [CHA09] CHARLET K., JERNOT J.P), GOMINA M., BREARD J., MORVAN C., BALEY C. Influence of an Agatha flax fibre location in a stem on its mechanical, chemical and morphological properties. *Composites Science and Technology*, 2009, 69, p. 1399-1403.
- [CHA11a] CHARLET K., BEAKOU A. Mechanical characterization and modeling of interfacial lamella within a flax bundle. *Procedia Engineering*, 2011, 10, p. 906-911.
- [CHA11b] CHARLET K., BEAKOU A. Mechanical properties of interfaces within a flax bundle – Part I: Experimental analysis. *International Journal of Adhesion & Adhesives*, 2011, 31, p. 875-881.
- [CHA11c] CHARLET K., JERNOT J.P., GOMINA M., EVE S., BREARD J. Corrélations entre les propriétés mécaniques des fibres de lin et celles des composites dérivés. *Matériaux et techniques*, 2011, 99, p. 317-25.
- [CHE01] CHEROUAT A., BILLOËT J.L. Finite element model for the simulation of pre-impregnated woven fabric by deepdrawing and laying-up processes. *Journal of Advanced Materials*, 2000, 32, p. 42-53.
- [CHE01b] CHEROUAT A., BILLOËT J.L. Mechanical and numerical modelling of composite manufacturing processes deep-drawing and laying-up of thin pre-impregnated woven fabrics. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 118, p. 460-471.
- [CHO92] CHOU T.W. Microstructural design of fiber composites. *Cambridge Solid State Science Series*, Cambridge University Press, 1992.
- [COMPOSITEC14] Site de la société Compositec, page sur le procédé de moulage par enroulement filamentaire, page : <http://www.compositec.com/compositec-promotion/moulage-par-enroulement-filamentaire>, 2014.
- [DEPESTELE14] Site internet de la société Depestele, page : <http://www.groupepestele.com/index.html>, 2014.
- [DIC14] DICKER M.P.M., DUCKWORTH P.F., BAKER A.B., FRANCOIS G., HAZZARD M.K., WEAVER P.M. Green Composites: A review of material attributes and complementary applications. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2014, 56, p. 280-289.
- [DIT12] DITTENBER D.B., GANGARAO H.V.S. Critical review of recent publications on use of natural composites in infrastructure. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2012, 43, p. 1419- 1429.
- [DUM03] DUMONT F. Expérimentations et modèles de comportement de renforts de composites tissés. *Thèse*, Université Paris VI, 2003.
- [DUO08] DUONG A.V. Etude expérimentale du comportement mécanique de renforts composites tissés lors de la mise en forme sur géométries non-développables. *Thèse*, Université d'Orléans, 2008.
- [DUP06] DUPRE J.C., VALLE V., DOUMALIN P., BREMAND F. *Manuel utilisateur du logiciel DEFTAC 3D V3.5*, 2006.

[ECOTECHNILIN14] Site internet de la société Eco-technilin, page : <http://www.eco-technilin.com/activity-applications.asp>, 2014.

[ELH06] EL HAGE C. Modélisation du comportement élastique endommageable de matériaux composites à renfort tridimensionnel. *Thèse*, Université de Technologie de Compiègne, 2006.

[EURLEX14] Site internet de Eur-Lex (accès au droit de l'Union européenne), page d'accès à la directive européenne, page : <http://eur-lex.europa.eu/legal-content/FR/TXT/HTML/?uri=CELEX:32000L0053>, 2014.

[FAG13] FAGES E., CANO M.A., GIRONES S., BORONAT T., FENOLLAR O., BALART R. The use of wet-laid techniques to obtain flax nonwovens with different thermoplastic binding fibers for technical insulation applications. *Textile Research Journal*, 2013, 83, p. 426-437.

[GAR02] GARCIA D., ORTEU J.J., PENAZZI L. A combined temporal tracking and stereo-correlation technique for accurate measurement of 3D displacement: application to sheet metalforming. *Journal of Material Processing Technology*, 2002, 125-126, p. 736-742.

[GAS01] GASSAN J., CHATE A., BLEDZKI A.K. Calculation of elastic properties of natural fibers. *Journal of Materials Science*, 2001, 36, p. 3715-3720.

[GAT10] GATOUILLAT S. Approche mésoscopique pour la mise en forme des renforts tissés de composites. *Thèse*, INSA Lyon, 2010.

[GAT13] GATOUILLAT S., BAREGGI A., VIDAL-SALLE E., BOISSE P. Meso modelling for composite preform shaping – Simulation of the loss of cohesion of the woven fibre network. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2013, 54, p. 135-144.

[GER09] GERMANEAU A., DOUMALIN P., DUPRE J.C., BREQUE C., D'HOUTAUD S., RIGORD P. Analyse 3D du comportement mécanique de l'os pour l'étude de fixations occipito-cervicales. 19^{ème} Congrès Français de Mécanique, Marseille, 24-28 août 2009.

[GOR12] GORGETTE G. Conception d'un dispositif de caractérisation des boucles pour renfort tissé. *Rapport de projet 4A MCS*, Polytech'Orléans, 2012.

[GOU03] GOUTIANOS S., PEIJS T. The optimization of flax fibre yarns for the development of high-performance natural fibre composites. *Advanced Composites Letters*, 2003, 13, p. 199-215.

[GOU06] GOUTIANOS S., PEIJS T., NYSTROM B., SKRIFVARS M. Development of flax fibre based textile reinforcements for composite applications. *Applied Composite Materials*, 2006, 13, p. 199-215.

[GOU07] GOUTIANOS S., PEIJS T., NYSTROM B., SKRIFVARS M. Textile reinforcements based on aligned flax fibres for structural composites. *Composite Innovation 2007: Improved sustainability and environmental performance*, Octobre 2007, Barcelone (Espagne).

- [GU13] GU H., MIAO M. Optimising fibre alignment in twisted yarns for natural fibre composites. *Journal of Composite Materials*, 2013, p. 1-10.
- [HAA14] HAANAPPEL S.P., TEN THIJE R.H.W., SACHS U., RIETMAN B., AKKERMAN R. Formability analyses of uni-directional and textile reinforced thermoplastics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2014, 56, p. 80-92.
- [HAG04] HAGEGE B. Simulation du comportement mécanique des milieux fibreux en grandes transformations : application aux renforts tricotés. *Thèse*, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Paris, 2004.
- [HAM09] HAMILA N., BOISSE P., SABOURIN F., BRUNET M. A semi-discrete shell finite element for textile composite reinforcement forming simulation. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2009, 79, p. 1443-1466.
- [HAR06] HARIHARAN P. Basics of Interferometry. 2nd édition, Academic Press, 2006.
- [HAR11] HARRISON P., YU W.R. LONG A.C. Rate dependent modelling of the forming behaviour of viscous textile composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2011, 42, p. 1719-1729.
- [HAR13] HARRISON P., GOMES R., CURADO-CORREIA N. Press forming a 0/90 cross-ply advanced thermoplastic composite using the double-dome benchmark geometry. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2013, 54, p. 56-69.
- [HEA59] HEARLE J.W.S., EL-BEHERY H.M.A.E., THAKUR V.M. The mechanics of twisted yarns: Tensile properties of continuous-filament yarns. *Journal of the Textile Institute Transactions*, 1959, 50, p. 83-111.
- [HIV12] HIVET G., ALLAOUI S., CAM B.T., OUAGNE P., SOULAT D. Design and potentiality of an apparatus for measuring yarn/yarn and fabric/fabric friction. *Experimental Mechanics*, 2012, 52, p1123-1136.
- [HOLO3] Dossier ressource HOLO3. *Visualisation et mesure de déformations*. Disponible sur la page : http://sti.mermoz.free.fr/LP/Doc/DossiersTechniques/5Holo3_2.pdf.
- [HOL09] HOLO3. *Manuel d'utilisation du module H3SensorDigit3D*. 2009.
- [IQP11] INTERNATIONAL QUALITY & PRODUCTIVITY CENTER. IQPC GmbH - The future of thermoplastics in the automotive industry and process technologies towards mass production. *Automotive Industries*, 2011, 191.
- [ITool] ITool (Integrated Tool for Simulation of Textile Composites). Projet de recherche européen, 6^{ème} programme-cadre européen pour la recherche et le développement technologique, thématique aéronautique et espace.
http://ec.europa.eu/research/transport/projects/items/itool_en.htm.

- [JAH99] JAHNE B., GEISSLER P., HAUSSECKER H. *Handbook of computer vision and applications – Volume 1: Sensors and Imaging*, 1^{ère} édition, Morgan Kaufmann Publishers Inc., San Francisco, CA, USA, 1999.
- [JEC11] JEC GROUP. The worldwide composites industry: Structure, Trends and Innovation. *Etude stratégique du groupe JEC*, 2011.
- [JOS04] JOSHIA S.V., DRZALB L.T., MOHANTYB A.K., ARORA S. Are natural fiber composites environmentally superior to glass fiber reinforced composites? *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2004, 35, p. 371-376.
- [KAB12] KABIR M.M., WANG H., LAU K.T., CARDONA F. Chemical treatments on plant-based natural fibre reinforced polymer composites: An overview. *Composites Part B: Engineering*, 2012, 43, p. 2883-2892.
- [KAR00] KARUS M., KAUP M., LOHMEYER D. Study on markets and prices for natural fibres (Germany and EU). *Projet n°99NR163 commissionné par Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe e.V.*, Nova Institute, 2000.
- [KAW80] KAWABATA S. The standardization and analysis of hand evaluation. *Textile Machinery Society of Japan Edition*, 2nd Edition, 1980.
- [KHA09] KHAN M.A. Analyse numérique et expérimentale de la mise en forme des renforts de composite textile basée sur un comportement hypoélastique. *Thèse*, INSA Lyon, 2009.
- [KHA10] KHAN M.A., MABROUKI T., VIDAL-SALLE E., BOISSE P. Numerical and experimental analyses of woven composite reinforcement forming using a hypoelastic behaviour. Application to the double dome benchmark. *Journal of Materials Processing Technology*, 2010, 210, p. 378-388.
- [KIM10] KIM J.T., NETRAVILI A.N. Mercerization of sisal fibers: Effects of tension on mechanical properties of sisal fibers and fiber-reinforced composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2010, 41, p. 1245-1252.
- [KIR04] KIRKWOOD J.E., KIRKWOOD K.M., LEE Y.S., EGRES JR R.G., WAGNER N.J., WETZEL E.D. Yarn Pull-Out as a Mechanism for Dissipating Ballistic Impact Energy in Kevlar® KM-2 Fabric: Part II: Predicting Ballistic Performance. *Textile Research Journal*, 2004, 74, p. 939-948.
- [LAU08] LAUNAY J., HIVET G., DUONG A.V., BOISSE P. Experimental analysis of the influence of tensions on in plane shear behaviour of woven composite reinforcements. *Composites Science and Technology*, 2008, 68, p. 506-515.
- [LEA12] LEANDRY I. Adaptation de la méthode de projection de franges pour la mesure du relief de grands objets et pour la modélisation anthropométrique : application à l'étude de flotteurs sous pression et au suivi de pathologie de l'abdomen. *Thèse*, Université de Poitiers, 2012.

- [LEE07] LEE J., HONG S., YU W., KANG T. The effect of blank holder force on the stamp forming behaviour of non-crimp fabric with a chain stitch. *Composites Science and Technology*, 2007, 67, p. 357-366.
- [LEE08] LEE W., PADVOISKIS J., CAO J., LUYCKER E., BOISSE P., MORESTIN F., CHEN J., SHERWOOD J. Bias-extension of woven composite fabrics. *International Journal of Material Forming*, 2008, 01, p. 895-898.
- [LELIN14] Site internet d'informations sur le lin, page : <http://www.lelin-cotenature.fr/>, 2014.
- [LEW06] LEWIN M. *Handbook of fibre chemistry*. 3ème Edition, CRC Press, 2006.
- [LI09] LI X.K., BAI S.L. Sheet forming of the multi-layered biaxial weft knitted fabric reinforcement. Part I: On hemispherical surfaces. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2009, 40, p.766-777.
- [LIL99] LILHOLT H., TOFTEGAARD H., THOMSEN A.B., SCHMIDT A.S. Natural composites based on cellulosic fibres and polypropylene matrix. Their processing and characterization. *Proceedings of ICCM 12*, Juillet 1999, Paris (France).
- [LIM02] LIM T.C., RAMAKRISHNA S. Modelling of composite sheet forming: a review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2002, 33, p. 515-537.
- [LINEO14] Site internet de la société Linéo, page : <http://www.lineo.eu/#!/applications>, 2014.
- [LOM08] LOMOV S.V., BOISSE P., DELUYCKER E., MORESTIN F., VANCLOOSTER K., VANDEPITTE D., VERPOEST I., WILLEMS A. Full-field strain measurements in textile deformability studies. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2008, 39, p. 1232-1244.
- [LON05] LONG A, BOISSE P., ROBITAILLE F. Mechanical analysis of textile, In *Design and manufacture of textile composites Chapter 2*. Woodhead Publishing Limited, 2005, p. 62-109.
- [LON07] LONG A., CLIFFORD M.J. Composite forming mechanisms and material characterisation. *Composites forming technologies, Chapitre 1*. Woodhead Publishing Limited, 2007, p. 1-21.
- [MAC56] MACK C., TAYLOR H.M. The Fitting of Woven Cloth to Surfaces. *Journal of the Textile Institute Transactions*, 1956, 47, p. 477-488.
- [MAN04] MANGINO E. The research requirements of the transport sectors to facilitate an increased usage of composite materials - Part II: The Composite Material Research Requirements of the Automotive Industry. *Compte-rendu du Centre de Recherche Fiat de Turin (Italie)*, juin 2004.
- [MAR03] MARSH G. Next step for automotive materials. *Materials Today*, 2003, 6, p. 36-43.
- [MAR14] MARTIN N., DAVIES P., BALEY C. Influence du rouissage du lin sur les propriétés mécaniques des fibres et des composites injectées lin/polypropylène. *Revue des Composites et Matériaux Avancés*, 2014, 24, p. 139-153.

- [McG98] McGUINNESS G.B., BRADAIGH C.M.O. Characterisation of thermoplastic composite melts in rhombus-shear: the picture-frame experiment. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1998, 29A, p. 115-132.
- [McL80] McLAUGHLIN E.C., TAIT R.A. Fracture mechanism of plant fibres. *Journal of Materials Science*, 1980, 15, p. 89-95.
- [MEI11] MEIRHAEGHE C. Etude ADEME : Evaluation de la disponibilité et de l'accessibilité de fibres végétales à usages matériaux en France, mars 2011.
- [MOO13] MOOTHOO J. Analyse de la faisabilité d'éco-conception de pièces composites à base de ressources renouvelables pour applications médicales. *Thèse*, Université d'Orléans, 2013.
- [MUS10] MUSTATA A. Mechanical behaviour in the wet and dry stage of Romanian yarns made from flax and hemp. *Fibres & Textiles in Eastern Europe*, 2010, 18, p. 7-12.
- [NAJ12] NAJJAR W. Contribution à la simulation de l'emboutissage de préformes textiles pour applications composite. *Thèse*, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers ParisTech, 2012.
- [NAJ12b] NAJJAR W., LEGRAND X., PUPIN C., DALSANTO P., BOUDE S. A simple discrete method for the simulation of the preforming of woven fabric reinforcement. *Key Engineering Materials*, 2012, 504-506, p. 213-218.
- [NAJ13] NAJJAR W., LEGRAND X., DALSANTO P., SOULAT D., BOUDE S. Analysis of the blank holder force effect on the preforming process using a simple discrete approach. *Key Engineering Materials*, 2013, 554-557, p. 441-446.
- [NAJ14] NAJJAR W., PUPIN C., LEGRAND X., BOUDE S., SOULAT D., DAL SANTO P. Analysis of frictional behaviour of carbon dry woven reinforcement. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2014, p. 1-11.
- [NGU11a] NGUYEN P.C. Identification de paramètres dans la fabrication de matériaux composites. *Thèse*, Université d'Orléans, 2011.
- [NGU11b] NGUYEN Q.T. Analyse expérimentale et numérique de la compaction des renforts fibreux. Application pour la perméabilité. *Thèse*, INSA Lyon, 2011.
- [OKS03] OKSMAN K. SKRIFVARIS M. SELIN J.-F. Natural fibers as reinforcement in polylactic acid (PLA) composites. *Composites Sciences and Technology*, 2003, 63, p. 1317-1324.
- [OUA10] OUAGNE P., SOULAT D., HIVET G., ALLAOUI S. Mechanical properties and forming possibilities of a new generation of flax woven fabrics. *10th international conference on textile Composite (Texcomp)*, Lille (France), 2010.
- [OUA11] OUAGNE P., SOULAT D., HIVET G., ALLAOUI S., DURIATTI D. Analysis of defects during the the preforming of a woven flax reinforcement. *Advanced Composites Letters*, 2011, 20, p. 105 -108

- [OUA12] OUAGNE P., SOULAT D., TEPHANY C., MOOTHOO J., ALLAOUI S., HIVET G., DURIATTI D. Complex shape forming of flax based woven fabrics - Analysis of the yarn tensile strain during the process. *Key Engineering Materials*, 2012, 504, p. 231-236.
- [OUA12b] OUAGNE P., SOULAT D., TEPHANY C., DURIATTI D., ALLAOUI S., HIVET G. Mechanical characterisation of flax based woven fabrics and in situ measurements of tow tensile strain during the shape forming. *Journal of Composite Materials*, 2012, 47, p. 3498-3512.
- [OUA13] OUAGNE P., SOULAT D., MOOTHOO J., CAPELLE E., GUERET S. Complex shape forming of a flax woven fabric; analysis of the tow buckling and misalignment defect. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2013, 51, p. 1-10.
- [OWE09] OWENS CORNING COMPOSITE MATERIALS. Procédés en moule fermé. *Pub N° 10010848*, 2009. Site de la société Owens Corning, page : <http://composites.owenscorning.com/>, 2014.
- [PAN97] PAN N., CHEN C., THOMPSON J., INGLESBY M.K., KHATUA S., ZHANG X.S., ZERONIAN S.H. The size effects on the mechanical behaviour of fibres. *Journal of Materials Science*, 1997, 32, p. 2677-2685.
- [PEI30] PEIRCE F.T. The handle of cloth as a measurable quality. *Journal of Textile Institute*, 1930, 21, p. 377-416.
- [PEN04] PENG X.Q., CAO J., CHEN J., XUE P., LUSSIER D.S., LIU L. Experimental and numerical analysis on normalization of picture frame tests for composite materials. *Composites Sciences and Technology*, 2004, 64, p. 11-21.
- [PEN11] PENG X., REHMAN Z.U. Textile composite double dome stamping simulation using a non-orthogonal constitutive model. *Composite Science and Technology*, 2011, 71, p. 1075-1081.
- [PIC02] PICKETT A.K. Review of finite element simulation methods applied to manufacturing and failure prediction composites structures. *Applied Composite Materials*, 2002, 9, p. 43-58.
- [PIC11] PICCIRELLI N., GIOCOSA A. Les composites dans l'industrie automobile. *Techniques de l'Ingénieur*, 2011.
- [POT06] POTLURI P., PEREZ CIUREZU D.A., RAMGULAM R.B. Measurement of meso-scale shear deformations for modelling textile composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2006, 37, p. 303-307.
- [PRISME] Laboratoire PRISME, EADS. Compte-rendu des essais de mise en forme du G1151 sur le démonstrateur. *Rapport technique EADS*, Laboratoire PRISME d'Orléans, 2009.
- [PRO97] PRODROMOU A.G., CHEN J. On the relationship between shear angle and wrinkling of textile composite preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1997, 28A, p. 491-503.

- [QI99] QI B., RAJU J., KRUCKENBERG T., STANNING R. A resin film infusion process for manufacture of advanced composite structures. *Composite Structures*, 1999, 47, p. 471-476.
- [RAM05] RAMGULAM R., POLTURI P. Mechanics of woven fabrics using cruciform elements. *European Journal of Computational Mechanics*, 2005, 14, p. 753-766.
- [ROB99] ROBITAILLE F., GAUVIN R. Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. III: Reorganization of the fiber network. *Polymer Composites*, 1999, 20, p. 48-61.
- [ROC13] ROCHER J.E., ALLAOUI S., HIVET G., BLOND E. Experimental testing of two three-dimensional (3D)-non crimps fabrics of commingled yarns. *13th AUTEX World Textile Conference*, Dresde (Allemagne), 22-24 mai 2013.
- [ROZ00] ROZANT O., BOUBAN P.E., MANSON J.A.E. Drapability of dry textile fabrics for stampable thermoplastic preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2000, 31, p. 1167-1177.
- [SHA03] SHARMA S.B., SUTCLIFFE M.P.F., CHANG S.H. Characterisation of material properties for draping of dry woven composite material. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2003, 34, p. 1167-1175.
- [SHA04] SHARMA S.B., SUTCLIFFE M.P.F. A simplified finite element model for draping of woven material. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2004, 35, p. 637-643.
- [SHA13a] SHALWAN A., YOUSIF B.F. In State of Art: Mechanical and tribological behaviour of polymeric composites based on natural fibres. *Materials & Design*, 2013, 48, p. 14-24.
- [SHA13b] SHAH D.U., SCHUBEL P.J., CLIFFORD M.J. Modelling the effect of yarn twist on the tensile strength of unidirectional plant fibre yarn composites. *Journal of Composite Materials*, 2013, 47, p. 425-436.
- [SHE10] SHERWOOD J.A., JAUFFRES D., MORRIS C.D., CHEN J. Discrete mesoscopic modeling for the simulation of woven-fabric reinforcement forming. *International Journal of Material Forming*, 2010, 3, p. 1205-1216.
- [SID01] SIDHU R.M.J.S., AVERILL R.C., RIAZ M., POURBOGHRAT F. Finite element analysis of textile composite preform stamping. *Composite Structures*, 2001, 52, p. 483-497.
- [SOU09] SOULAT D., ALLAOUI S., CHATEL S. Experimental device for the preforming step of the RTM process. *International Journal of Material Forming*, 2009, 2, p. 181-184.
- [STA01] STAMBOULIS A., BAILLIE C.A., PEIJS T. Effects of environmental conditions on mechanical and physical properties of flax fibers. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2001, 32, p. 1105-1115.
- [SUM10a] SUMMERSCALES J., DISSANAYAKE N., VIRK A. HALL W. A review of bast fibres and their composites. Part 1: Fibres as reinforcements. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2010, 41, p. 1329-1335.

- [SUM10b] SUMMERSCALES J., DISSANAYAKE N., VIRK A., HALL W. A review of bast fibres and their composites. Part 2: Composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2010, 41, p. 1336-1344.
- [SUR04] SURREL Y. Les techniques optiques de mesure de champ: essai de classification. *Instrumentation, Mesure, Métrologie*, 2004, 4, p. 11-42.
- [TCH78] TCHEBYCHEV P.L. Sur la coupe des vêtements. *Congrès de Paris*, 1878, p. 154-155.
- [TEO02] TEODORESCU M. Application d'une formulation explicite en vitesse à la modélisation numérique de forgeage. *Thèse*, Ecole des Mines de Paris, 2002.
- [TEP14] TEPHANY C., GILLIBERT J., SOULAT D., OUAGNE P. Investigation of the tows buckling. *Proceedings of the 16TH European Conference on Composite Materials*, Seville (Espagne), 22-26 June 2014.
- [VAN03] VAN DE VELDE K., KIEKENS P. Effect of material and process parameters on the mechanical properties of unidirectional and multidirectional flax/polypropylene composites. *Composite Structures*, 2003, 62, p. 443-448.
- [VAN09] VANCLOOSTER K., LOMOV S.V., VERPOEST I. Experimental validation of forming simulations of fabric reinforced polymers using an unsymmetrical mould configuration. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2009, 40, p. 530-539.
- [WAM03] WAMBUA P., IVENS J., VERPOEST I. Natural fibres: Can they replace glass in reinforced plastics? *Composites Science and Technology*, 2003, 63, p. 1259-1264.
- [WAN10] WANG P. Etude numérique et expérimentale de procédé d'élaboration de matériaux composites par infusion de résine. *Thèse*, Ecole des Mines de Saint-Etienne, 2010.
- [WEN13] WENDLING A. Simulation à l'échelle mésoscopique de la mise en forme de renforts de composite tissés. *Thèse*, INSA Lyon, 2013.
- [WIL96] WILLIAMS C., SUMMERSCALES J., GROVE S. Resin infusion under flexible tooling (RIFT): a review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1996, 27, p. 517-524.
- [WIL08] WILLEMS A., LOMOV S.V., VERPOEST I., VANDEPITTE D. Optical strain fields in shear and tensile testing of textile reinforcements. *Composites Science and Technology*, 2008, 68, p. 807-819.
- [XIA97] XIAO H., BRUHNS O.T., MEYERS A. Hypo-elasticity model based upon the logarithmic stress rate. *Journal of Elasticity*, 1997, 47, p. 51-68.
- [XUE03] XUE P., PENG X., CAO J. A non-orthogonal constitutive model for characterizing woven composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2003, 34, p. 183-193.

- [YAL13] YALCIN I., SADIKOGLU T.G., BERKALP O.B., BAKKAL M. Utilization of various non-woven waste forms as reinforcement in polymeric composites. *Textile Research Journal*, 2013, 83, p. 1551-1562.
- [YAN14] YAN L., CHOUW N., JAYARAMAN K. Flax fibre and its composites - A review. *Composites Part B: Engineering*, 2014, 56, p. 296-317.
- [YOU05] YOUSSEF M. Milieux fibreux tissés : modélisation et simulation de la mise en forme des CRFTP à géométrie non développable. *Thèse*, Université d'Orléans, 2005.
- [YU00] YU W.R., POURBOGHRAAT F., CHUNG K., ZAMPALONI M., KANG T.J. Non-orthogonal constitutive equation for woven fabric reinforced thermoplastic composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2002, 33, p. 1095-1105.
- [ZHU07] ZHU B., YU T.X., TAO X.M. Large deformation and slippage mechanism of plain woven composite in bias extension. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2007, 38, p. 1821-1828.
- [ZHU11] ZHU B., YU T.X., ZHANG H., TAO X.M. Experimental investigation of formability of commingled woven composite preform in stamping operation. *Composites Part B: Engineering*, 2011, 42, p. 289-295.
- [ZHU13] ZHU J., ZHU H., NJUGUNA J., ABHYANKAR H. Recent development of flax fibres and their reinforced composites based on different polymeric matrices. *Materials*, 2013, 6, p. 5171-5198.

Christophe TEPHANY

Analyse de la formabilité de renforts composites à bases de fibres naturelles

Cette thèse s'intéresse à la déformabilité des renforts à bases de fibres de lin lors de leur mise en forme, au cours du procédé RTM (Resin Transfer Molding), notamment lorsque les formes considérées sont complexes. La compréhension des défauts et mécanismes de déformations de ces renforts est alors nécessaire. S'appuyant sur un banc d'essai d'emboutissage spécifique, une caractérisation globale (défauts de mise en forme) et locale (déformations des mèches par méthode optique) des préformes a été réalisée, pour différents paramètres procédés (pressions serre-flan et orientation du renfort) et matériaux (architecture). De cette étude, un défaut spécifique lors de la mise en forme a été mis en évidence : le bouclage, sous la forme de flambement hors plan des mèches. Afin de contribuer à sa compréhension, peu décrite dans la littérature, un banc de caractérisation, indépendamment du procédé, a été conçu pour reproduire le phénomène dans le plan et identifier les différents mécanismes à l'origine de ce défaut. Une méthode interférométrique pour quantifier ce phénomène est proposée et une étude paramétrique est réalisée (tensions appliquées, angle de courbure, orientation, architecture du renfort). Au sein du renfort, le comportement des mèches présente de fortes non-linéarités en tension. Un modèle macroscopique par éléments finis est proposé afin de mettre en avant l'importance de ces non-linéarités sur les résultats numériques issus de l'opération de formage. Une étude de sensibilité sous différentes conditions procédés de ces non-linéarités est également apportée.

Mots clés : Lin, Procédé RTM, Défauts, Déformations de mèches, Conception, Interférométrie, Éléments finis, Comportement non-linéaire

Forming analysis of composite reinforcements using natural fibers

This study concerns the manufacturing process of composite material from woven flax reinforcement and specifically the preforming stage of the RTM (Resin Transfer Molding) process, with complex geometries. During the process several deformation modes take place and several defects may appear and it is therefore important to understand the mechanisms controlling their appearance. A specific sheet forming bench has been used to characterise the formed shapes at the macroscopic scale (global defects) as well as at the mesoscopic scale (tow strains). Various process parameters (blank holder pressures and reinforcement orientation) and the local tensile strains were measured using an optical method. From the observed defects, the tow buckling, out of plane bending of tows, was particularly investigated as this one is not very much described in the literature. An experimental setup independent of the forming process was designed to specifically study this defect and to quantify the key parameters controlling its appearance. An interferometric method was proposed to measure the size of the buckles with accuracy and a parametric study (applied tensions, bending angles, orientation and architecture of the reinforcement) has been completed. Within the reinforcement, the tensile behaviour of tows presents strong non-linearities. A finite elements model at the macroscopic scale is proposed to highlight the impact of these non-linearities on the forming modeling results. A sensitivity study under several process conditions has been realized.

Keywords : Flax, RTM process, Defects, Tow strains, Design, Interferometry, Finite elements, Non-linear behaviour

ADEME



Agence de l'Environnement
et de la Maîtrise de l'Energie

Laboratoire PRISME

Polytech'Orléans

8, rue Léonard de Vinci 45 072 Orléans - FRANCE

Région



Centre