



UNIVERSITÉ D'ORLÉANS



ÉCOLE DOCTORALE

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

LABORATOIRE PRISME

THÈSE présentée par :
Jean-Émile ROCHER

Soutenue le 18 novembre 2014

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

Discipline/Spécialité : Génie Mécanique

**Caractérisation expérimentale et modélisation à
l'échelle mésoscopique du comportement de tissus
3D de mèches coméleées**

THÈSE dirigée par :
Éric BLOND

Maître de conférences, HDR, Université d'Orléans

RAPPORTEURS :
Zoheir ABOURA
Philippe BOISSE

Professeur, Université de Technologie Compiègne
Professeur, INSA Lyon

JURY :
Artan SINOIMERI
Zoheir ABOURA
Samir ALLAOUI
Éric BLOND
Philippe BOISSE
Martin HIRSEKORN
Gilles HIVET
Florian LACROIX

Professeur, ENSISA. Président du jury
Professeur, Université de Technologie Compiègne
Maître de conférences, Université d'Orléans. Encadrant
Maître de conférences, HDR, Université d'Orléans
Professeur, INSA Lyon. Examineur
Ingénieur de recherche, ONERA. Examineur
Professeur, Université d'Orléans. Encadrant
Maître de conférences, Université de Tours. Examineur

Remerciements

Je tiens tout d’abord à remercier mon directeur de thèse, Éric Blond, ainsi que mes encadrants, Samir Allaoui et Gilles Hivet pour la confiance qu’ils m’ont accordée. Je leur suis également reconnaissant pour le temps qu’ils m’ont consacré, pour leur suivi régulier, ainsi que pour la pertinence de leurs remarques et conseils, qui, du fait de leurs compétences, sensibilité et personnalités différentes se sont le plus souvent avérés complémentaires. Cela m’a permis de prendre le recul suffisant pour mener à bien ces travaux. Travailler à leur contact m’a beaucoup appris et je tiens par ailleurs à les remercier pour l’autonomie qu’ils m’ont laissée au cours de ces trois années.

Je tiens également à remercier mon jury : tout d’abord Messieurs Boisse et Aboura pour avoir accepté de rapporter ma thèse et pour la pertinence de leurs remarques. Je remercie aussi Messieurs Hirsekorn, Lacroix et Sinoimeri pour avoir accepté d’examiner mes travaux.

Cette thèse a été réalisée dans le cadre du projet européen 3D Light-Trans et je tiens à remercier l’ensemble des personnes avec qui j’ai été amené à travailler et à échanger dans le cadre de ce projet. Travailler au contact de l’ensemble de ces personnes, provenant de culture et d’institutions différentes a été très enrichissant.

Mes remerciements vont également à l’ensemble du personnel du laboratoire PRISME que j’ai côtoyé au cours de ces trois années. Je remercie en particulier Jean et Toum pour leur aide précieuse dans la mise en place et la réalisation des essais (et notamment pour la fourniture des nombreux petits bouts de scotchs indispensables).

Enfin je remercie chaleureusement les thésards et post-doctorants que j’ai cotoyé, notamment Nicolas (a.k.a Nicolum) et ses petits soucis de transit, Christophe T (a.k.a le roux) pour m’avoir fait partager sa passion pour le mig 31 foxhound, Christophe C qui a laissé une trace indélébile dans le mobilier de la salle Lagrange 109, Damintode le vaudou, Camille, Nga, Julien, Amal, et Emilie avec qui j’ai passé de très bons moments.

Table des matières

Remerciements	iii
Table des matières	v
Table des illustrations	ix
Liste des tableaux	xiii
Introduction	1
Chapitre 1 : Les composites et l'étude du comportement des tissés	5
1.1. Généralités sur les matériaux composites	7
1.2. Les tissus tridimensionnels	8
1.3. Les mèches comélées	9
1.4. Matériaux de l'étude	12
1.5. Fabrication de pièces composites : problématique de la mise en forme	13
1.6. Modélisation numérique du comportement des renforts	15
1.6.1. Les différentes échelles de simulation	15
1.6.2. État de l'art sur les simulations à l'échelle mésoscopique	16
1.6.3. Loi de comportement	19
1.7. Caractérisation expérimentale du comportement des mèches et des renforts : état de l'art	20
1.7.1. Essais de traction	21
1.7.1.1. Comportement des fibres et des mèches	21
1.7.1.1.1. Fibres	21
1.7.1.1.2. <i>Roving</i>	22
1.7.1.1.3. Mèches twistées	25
1.7.1.1.4. Mèches comélées	27
1.7.1.1.5. Endommagement de tissage	28
1.7.1.1.6. Conclusion	28
1.7.1.2. Comportement des tissés	29
1.7.2. Essais de flexion	31
1.7.2.1. Comportement des mèches	33
1.7.2.2. Comportement des tissés	36
1.7.2.3. Conclusion	36
1.7.3. Essais de compaction	36
1.7.3.1. Comportement des mèches	37
1.7.3.2. Comportement des tissés	38
1.7.3.3. Conclusion	39
1.7.4. Essais de cisaillement	40
1.7.4.1. <i>Bias test</i>	40
1.7.4.2. <i>Picture frame</i>	42
1.7.4.3. Conclusion	44
1.7.5. Essais de frottement	44

1.7.5.1. Frottement mèche-mèche et mèche-outil	45
1.7.5.2. Frottement tissu-outil et tissu-tissu	45
1.7.5.3. Conclusion	46
1.7.6. Essais de mise en forme	46
1.8. Bilan du chapitre	47
Chapitre 2 : Caractérisation du comportement des mèches coméleées et des tissus 3D de mèches coméleées	49
2.1. Caractérisation du comportement des mèches coméleées	51
2.1.1. Comportement en traction	51
2.1.1.1. Définition et validation du protocole d'essai de traction sur mèches	51
2.1.1.1.1. Préparation des échantillons	52
2.1.1.1.2. Moyens d'essai et de mesure	52
2.1.1.1.3. Validation du protocole	54
2.1.1.1.4. Bilan	56
2.1.1.2. Comportement sous sollicitation quasi statique	56
2.1.1.3. Influence de la vitesse de déformation et de la longueur d'échantillon	57
2.1.1.4. Influence de l'endommagement de tissage	60
2.1.1.5. Comportement transverse	63
2.1.1.6. Conclusion	65
2.1.2. Comportement en compaction	65
2.1.3. Comportement en flexion	69
2.1.4. Frottement mèche/mèche	71
2.2. Caractérisation du comportement des tissus 3D	72
2.2.1. Essais de traction	72
2.2.1.1. Essais de traction uniaxiale	72
2.2.1.1.1. Protocole d'essai	72
2.2.1.1.2. Caractérisation du comportement du tissu A	74
2.2.1.1.3. Influence de la vitesse de déformation	77
2.2.1.2. Essais de traction biaxiale	77
2.2.1.3. Bilan des essais de traction	78
2.2.2. Essais de cisaillement	78
2.2.2.1. Bias test	78
2.2.2.2. Picture Frame	82
2.2.2.3. Bilan des essais de cisaillement	86
2.2.3. Essais de flexion	86
2.2.4. Essais de frottement tissu/métal	88
2.2.5. Essais de compaction	90
2.2.6. Mise en forme	91
2.3. Bilan du chapitre	93
Chapitre 3 : Modélisation CAO de mailles élémentaires de tissus 3D	95
3.1. Analyse de la structure interne des tissus de l'étude	96
3.2. Fonctionnement de GeoFab	102
3.2.1. Les différents types de contacts	102
3.2.2. Trajectoire des mèches	103
3.2.3. Section des mèches	105

3.2.4. Gestion des contacts	106
3.2.5. Bilan	107
3.3. Limitations du modèle initial	108
3.3.1. Trajectoire des mèches	108
3.3.2. Modélisation des mèches fortement ondulées	108
3.3.3. Contacts multiples	111
3.3.4. Forme des sections de mèche	111
3.3.5. Bilan concernant les limitations	112
3.4. Étude de faisabilité d'ajout de fonctionnalités	112
3.4.1. Correction de la forme des mèches fortement ondulées	112
3.4.1.1. Possibilité 1 : rotation des sections	112
3.4.1.2. Possibilité 2 : rajout de courbes guides	116
3.4.1.3. Possibilité 3 : rajouts de sections	117
3.4.1.4. Bilan global et liste des modifications à apporter	118
3.4.2. Gestion du décalage des sections	119
3.5. Application à la modélisation CAO 3D du tissu B	122
3.6. Bilan du chapitre	125
Chapitre 4 : Simulations à l'échelle mésoscopique	127
4.1. Loi de comportement	128
4.1.1. Forme générale de la loi de comportement	128
4.1.2. Comportement en traction	129
4.1.2.1. Modélisation du comportement en traction des mèches comélee	129
4.1.2.1.1. Phase de comportement non linéaire initiale	130
4.1.2.1.2. Module d'Young	134
4.1.2.1.3. Mécanismes de rupture	138
4.1.2.1.3.1. Sollicitation quasi statique	138
4.1.2.1.3.2. Influence de la vitesse de déformation	138
4.1.2.1.3.3. Modélisation de la rupture	139
4.1.2.1.4. Identification des paramètres et implémentation	142
4.1.2.2. Modélisation et implémentation du comportement transverse	144
4.1.3. Comportement en compaction	146
4.2. Simulations	148
4.2.1. Maillage de la maille élémentaire	148
4.2.2. Gestion des contacts	149
4.2.3. Résultats des simulations	149
4.2.4. Perspectives	151
4.3. Bilan du chapitre	153
Conclusions et perspectives	155
Bibliographie	159
Annexes	169

Table des illustrations

Figure 0.1. Évolution prévue des matériaux utilisés dans la conception des véhicules [LUC13].	1
Figure 0.2. Gain de masse/surcoût pour les différents types de matériaux dans le cas d'un châssis [LUC13].	2
Figure 1.1. Armures courantes de tissés bidimensionnels.	8
Figure 1.2. Métier à tisser Jacquard : image et principe de fonctionnement (vue de côté et vue de face) [LEE02].	9
Figure 1.3. Exemples de géométries de tissage tridimensionnelles : a. Interlock [TSA00], b. NCF [GU02].	9
Figure 1.4. Les différentes technologies de production de mèches hybrides [TOR11].	11
Figure 1.5. Machines de comelage : a. Comelage en ligne [MADE07], b. Comelage par air [TOR11].	12
Figure 1.6. Architecture de tissage des deux tissus de l'étude : a. Tissu A, b. Tissu B. (mèches de trame : gris, chaîne : rouge, autres couleurs : binders).	13
Figure 1.7. Concept du projet 3DLT.	13
Figure 1.8. Quelques défauts pouvant être observés lors de la mise en forme : a. Plis, b. Boucles, c. Décohésion.	14
Figure 1.9. Échelles de simulation : a. Microscopique, b. Mésoscopique, c. Macroscopique.	16
Figure 1.10. Modèle CAO de 3D NCF généré par WiseTex [DES05].	17
Figure 1.11. Modèles CAO de maille élémentaire tridimensionnelle obtenue par TexGen.	18
Figure 1.12. Modèle CAO d'un interlock [WEN13].	19
Figure 1.13. Défauts conduisant à la rupture de fibres [GOD86].	22
Figure 1.14. Comportement d'un roving selon le modèle de Weibull.	23
Figure 1.15. Modèle géométrique idéalisé d'une mèche twistée.	26
Figure 1.16. Structure d'une mèche comelée : a. Structure globale, b. Détail d'un nœud.	28
Figure 1.17. Traction biaxiale : a. Géométrie d'éprouvette b. Machine de traction [DUO08].	29
Figure 1.18. Comportement d'un tissu en traction biaxiale [GAS00].	30
Figure 1.19. Surface de comportement biaxiale [GAS00].	30
Figure 1.20. Dispositifs expérimentaux pour la caractérisation du comportement en flexion : a. Essai cantilever standard, b. KES-FB2.	32
Figure 1.21. Paramétrisation pour le calcul des moments et courbures [DEB08].	33
Figure 1.22. Essai de flexion trois points sur un interlock [ORL12].	33
Figure 1.23. Comportement moment-courbure d'une mèche [PAR03].	35
Figure 1.24. Comportement moment-courbure d'un tissu 2,5D carbone [DEB10].	36
Figure 1.25. Schéma d'un essai de compaction de tissu [COM07].	37
Figure 1.26. Modèle micromécanique de compaction de mèche [CHE06].	38
Figure 1.27. Comportement de renforts en compaction : a. Influence de l'orientation des plis [NGU13], b. Essai cyclique [SOM06].	39
Figure 1.28. Mécanismes entrant en jeu lors du cisaillement [LAU08].	40
Figure 1.29. Principe du Bias test [GER13].	41
Figure 1.30. Zones où le glissement de mèches peut intervenir [WAN97].	41
Figure 1.31. Principe du Picture frame.	42
Figure 1.32. Picture frame développé à l'université de Dresde [ORA06].	43
Figure 1.33. Représentation schématisée du dispositif de frottement.	44
Figure 1.34. Frottement entre deux plis de taffetas sans et avec nesting [HIV12].	46
Figure 2.1. Mèche avec marqueurs pour l'acquisition optique.	54
Figure 2.2. Courbes contrainte-déformation reconstruites avec les données machine et les données optiques.	54
Figure 2.3. Reproductibilité des essais de traction sur roving de verre.	55
Figure 2.4. Mèche comelée après rupture.	56

Figure 2.5. Comportement en traction d'une mèche comélée : a. première phase du comportement, b. comportement global.....	57
Figure 2.6. Variabilité du comportement en traction des mèches comélées.	57
Figure 2.7. Courbes de traction moyennes aux 3 vitesses de déformation des mèches comélées pour la longueur de 200 mm.	59
Figure 2.8. Évolution de l'effort à rupture en fonction du logarithme de la vitesse de déformation.	59
Figure 2.9. Courbes de traction moyennes des mèches extraites du tissu.	60
Figure 2.10. Exemple d'un essai de traction cyclique réalisé sur une mèche avant tissage : a. Détail sur un cycle, b. Rupture prématurée après de multiples cycles de chargement.	62
Figure 2.11. Essai de traction sur mèche comélée avec acquisition optique : a. Photo du montage, b. Résultat de détection de contour.	63
Figure 2.12. Évolution du diamètre d'une mèche comélée pendant un essai de traction.	64
Figure 2.13. Évolution de la structure d'une mèche comélée en traction.	64
Figure 2.14. Diminutions du diamètre dans une section ouverte et un nœud superposées avec la courbe de traction de la mèche.	65
Figure 2.15. Résultats des essais de compaction de mèches comélées : a. Résultat global, b. Répétabilité des résultats dans la zone d'augmentation des efforts, c. Réponse sous chargement cyclique.	66
Figure 2.16. Différentes étapes de la compaction d'une mèche comélée.	67
Figure 2.17. Résultats des essais de compaction menés à l'université de Gand.	68
Figure 2.18. Images de profils de flexion (longueur fléchie 65 mm).....	69
Figure 2.19. a. Évolution de l'angle de corde en fonction de la longueur fléchie, b. Évolution de la rigidité de Peirce en fonction de la longueur fléchie.	70
Figure 2.20. Résultats d'essais de frottement mèches/mèches.	71
Figure 2.21. Glissement du tissu hors des talons avec le protocole d'essai classique : a. Visuel de la zone de glissement, b. Champ des déplacements mesuré par corrélation d'image.....	73
Figure 2.22. Essais de traction uniaxiale : a. Schéma d'une éprouvette, b. Échantillon en cours d'essai, c. Échantillon après rupture.....	74
Figure 2.23. Comportement type du tissu A : a. Sens trame, b. Sens chaîne.	75
Figure 2.24. Comparaison comportement tissu A/mèches seules : a. Sens trame, b. Sens chaîne.	76
Figure 2.25. Influence de la vitesse de déformation.....	77
Figure 2.26. Bias test : a. Échantillon avant le début de l'essai, b. En cours d'essai, c. Mesure des angles de cisaillement par corrélation d'image.	79
Figure 2.27. Résultats des essais de Bias test sur le Tissu A.	79
Figure 2.28 Tissu A : a. Comparaison entre angle théorique et angle mesuré expérimentalement, b. Localisation des zones de transition.....	80
Figure 2.29. Influence du glissement de mèches localisé (flèches violettes) sur le cisaillement dans la zone centrale : trajectoire des mèches sans glissement en noir, avec glissement en rouge.	81
Figure 2.30. Évolution du couple de cisaillement avec l'angle de cisaillement (Tissu A).	81
Figure 2.31. Essai de Picture frame.	83
Figure 2.32. Évolution de l'effort mesuré en fonction de l'angle de cisaillement : a. Effort traverse, b. Efforts mesurés dans les directions trame et chaîne.	83
Figure 2.33. Apparition de plis sur la surface du tissu.	84
Figure 2.34. Comparaison entre angle théorique et angle mesuré expérimentalement.	85
Figure 2.35. Comparaison des résultats obtenus avec les différents moyens essais.	85
Figure 2.36. Essais de flexion du tissu A, direction trame, masse additionnelle 152 g : a. Image d'un profil de flexion, longueur fléchie 215 mm, b. Profils extraits pour différentes longueurs de flexion.	86
Figure 2.37. Comportement moment-courbure du tissu A.....	87
Figure 2.38. Evolution du coefficient de frottement avec la pression dans les trois directions pour le tissu A.	90
Figure 2.39. Essais de compaction sur le tissu B : a. Répétabilité des résultats, b. Réponse en chargement cyclique.	90

Figure 2.40. Comparaison du comportement en compaction des 2 tissus.	91
Figure 2.41. Dispositif de mise en forme.	92
Figure 2.42. Résultat de mise en forme : a. Vue de la face 3, b. Vue de la face 1.	92
Figure 2.43. Endommagement de mèches sur la face interne.	93
Figure 2.44. Bilan synthétique des résultats d'essais de caractérisation.	94
Figure 3.1. Micro-CT des tissus 3D, plan de coupe normal à la direction trame a. Tissu A b. Tissu B.	96
Figure 3.2. Plans de coupe et numérotation des mèches sur la maille élémentaire du tissu B.	97
Figure 3.3. Plan de coupe normal à la direction trame du tissu B.	97
Figure 3.4. Plan de coupe B du tissu B.	98
Figure 3.5. Mesure de l'embuvage des mèches de chaîne sur les micro-CT.	99
Figure 3.6. Plans de coupe du tissu B : a. A, b. C.	99
Figure 3.7. Variabilité des sections de mèches.	100
Figure 3.8. Contacts entre mèches transverses dans un interlock G1151®.	102
Figure 3.9. Contacts entre mèches transverses dans le tissu B.	103
Figure 3.10. Répartition théorique des mèches de trame dans un tissu G1151® et numérotation des mèches [WEN13].	104
Figure 3.11. Répartition des mèches dans le tissu B.	104
Figure 3.12. Hauteurs d'ondulation : a. Contact de tissage, b. Contact intermédiaire.	105
Figure 3.13. Représentation schématisée de la section d'une mèche.	105
Figure 3.14. Variabilité des formes de sections pouvant être représentées [WEN13].	106
Figure 3.15. Paramétrisation du contact entre mèches.	106
Figure 3.16. Rajout de sections décalées pour la gestion des contacts latéraux.	107
Figure 3.17. Comparaison micro-CT/modèle CAO GeoFab pour un interlock G1151® [WEN13].	107
Figure 3.18. Trajectoire typique d'une mèche de chaîne 2c dans le tissu B et localisation des zones de contact (en rouge).	108
Figure 3.19. Modélisation d'une mèche fortement ondulée.	109
Figure 3.20. Fibres dans un roving en flexion.	110
Figure 3.21. Résultat de l'étude de Karahan [KAR10] : a. Image micro-CT du tissu 3D NCF, b. Évolution de l'épaisseur du binder en fonction de l'angle.	110
Figure 3.22. Différences GeoFab (contours noirs)/réalité (contours bleus) pour les mèches fortement ondulées.	111
Figure 3.23. Surfaces balayées en utilisant la trajectoire standard (courbe verte) : a. Sections verticales (en rouge), b. Sections tournées (en jaune).	113
Figure 3.24. Surface balayée avec sections tournées et trajectoire modifiée (en vert).	113
Figure 3.25. Surfaces de contact : a. Sections verticales, b. Sections normales à la trajectoire.	114
Figure 3.26. Mèche obtenue après rotation des sections : a. Aspect global, b. Détail montrant le solide généré par tronçon.	114
Figure 3.27. Influence de la méthode de création de la mèche : a. mèche créée en un bloc, b. mèche créée par tronçons.	116
Figure 3.28. Rajout de courbes guides : a. Vue de face, b. Vue de profil.	116
Figure 3.29. Géométrie obtenue sur portion de contact a. Rétractation latérale b. Rectification par ajout de courbes guides latérales.	117
Figure 3.30. Localisation des sections supplémentaires à ajouter.	117
Figure 3.31. Ajout de sections supplémentaires : a. Zone de contact, b. Zone de contact + zone libre.	118
Figure 3.32. Paramétrisation du décalage des sections.	120
Figure 3.33. Décalage de la section.	120
Figure 3.34. Décalage de section sur un taffetas.	121
Figure 3.35. Décalage et réalisme de la forme des mèches et des zones de contact.	121
Figure 3.36. Décalage et utilisation de courbes guides.	122
Figure 3.37. Rajout de section pour la gestion de la localisation du décalage.	122

Figure 3.38. Localisation des sections le long des binders.	123
Figure 3.39. Décalage des sections : a. Mèche de chaîne, b. Binder avec sections supplémentaires.....	123
Figure 3.40. Modèle CAO d'un quart de maille élémentaire.	124
Figure 3.41. Coupes du modèle CAO obtenu pour le quart de maille élémentaire a. Perpendiculairement à la direction trame, b. Perpendiculairement à l'épaisseur, c. Perpendiculairement à la direction chaîne.	125
Figure 4.1. Comportement typique en traction d'une mèche comélee	129
Figure 4.2. Représentation schématique de la structure d'une mèche comélee.....	130
Figure 4.3. Interpolation de la densité cumulée d'activation : a. Weibull, b. Linéaire.	132
Figure 4.4. Comparaison courbe expérimentale/modèle : a. Forme linéaire (1 paramètre identifié), b. Forme linéaire par morceaux (3 paramètres identifiés).	133
Figure 4.5 Évolution de la densité cumulée d'activation en fonction de la déformation pour un essai réalisé avec une précharge faible.	134
Figure 4.6. Modèle mécanique pour le calcul du module d'une mèche comélee.	134
Figure 4.7. Corrélation entre la taille de la phase de comportement non linéaire et le module d'Young (configuration d'essai 200 mm – 2mm/min).....	137
Figure 4.8. Corrélation contrainte à rupture-module d'Young (configuration d'essai 200 mm – 2mm/min).	138
Figure 4.9. Modélisation de la rupture d'une mèche comélee.	140
Figure 4.10. Modélisation du comportement moyen des mèches.	141
Figure 4.11. Modélisation du comportement d'une mèche seule.	142
Figure 4.12. Validation du comportement en traction jusqu'à la phase de comportement linéaire.	143
Figure 4.13. Validation du comportement à la rupture.	144
Figure 4.14. Essai de traction sur mèche montrant la réduction de la section transversale.	146
Figure 4.15. Identification des paramètres en compaction.....	147
Figure 4.16. Partition des mèches pour le maillage : a. Suivant la longueur, b. Au niveau des sections [WEN13]	148
Figure 4.17. Maillage du modèle CAO du ¼ de maille élémentaire du tissu B.	149
Figure 4.18. Résultat d'une simulation d'un essai de traction dans le sens trame.	150
Figure 4.19. Courbe de traction, comparaison numérique/expérimental sens trame et chaîne.	151
Figure 4.20. Visualisation de l'évolution de l'aire de la section le long d'une mèche.....	152
Figure A.1. Organisation du tableau de prise en compte des nouvelles fonctionnalités dans le logiciel GEOFAB.	169
Figure A.2. Mise en œuvre du décalage	171

Liste des tableaux

<i>Tableau 0.1. Objectifs du projet 3DLT [3DLT].</i>	<i>2</i>
<i>Tableau 0.2. Intitulés et leader des WP.</i>	<i>3</i>
<i>Tableau 1.1. Caractéristiques mécaniques des fibres de renfort.</i>	<i>7</i>
<i>Tableau 2.1. Valeurs du module obtenues avec les différentes méthodes de mesure.</i>	<i>54</i>
<i>Tableau 2.2. Paramètres mécaniques des mèches comelées (GFPP) et rovings de verre (GF) dans les différentes configurations d'essai.</i>	<i>58</i>
<i>Tableau 2.3. Résultats des essais de traction sur mèches extraites du tissu.</i>	<i>60</i>
<i>Tableau 2.4. Coefficients de frottement tissu/métal obtenus dans les différentes configurations d'essai avec les deux tissus A et B.</i>	<i>89</i>
<i>Tableau 3.1. Avantages et limitations principaux des trois méthodes.</i>	<i>119</i>

Introduction

Les matériaux composites sont utilisés de manière croissante dans de nombreux secteurs depuis quelques décennies. Comparés aux matériaux métalliques, qu'ils remplacent le plus souvent, ils présentent de nombreux avantages, un des principaux étant la réduction du poids des structures. Dans des secteurs comme l'aéronautique, les composites sont déjà utilisés à grande échelle. Les dernières générations d'avions de ligne comportent par exemple plus de 50 % de composites en masse. Dans d'autres secteurs, comme l'automobile, l'utilisation des composites reste toutefois encore marginale. En 2012, il y avait en moyenne seulement 20 kg de composites par voiture, dont 90 % à base de fibre de verre [LUC13].

Cependant, le respect des normes antipollution toujours plus contraignantes pousse les constructeurs automobiles à s'intéresser de plus en plus aux matériaux composites. En Europe, ces normes ont pour objectif de faire passer les émissions de dioxyde de carbone en dessous de 95 g/km à l'horizon 2020 et en dessous de 75 g/km à l'horizon 2025 alors qu'elles sont de l'ordre de 130 g/km actuellement (2014). Avec l'amélioration de l'aérodynamique et des performances du groupe motopropulseur des véhicules, la réduction de leur masse est un des leviers principaux pour permettre aux constructeurs de parvenir à ces objectifs. En effet, il est estimé qu'une réduction de 10 % de la masse d'un véhicule entraîne une diminution de sa consommation de 6,5 % environ [LUC13].

L'objectif des constructeurs est, à moyen terme, de réduire de 20 % la masse des véhicules. Pour cela, ils tentent d'intégrer de nouveaux matériaux dont les aciers haute performance (HSS), l'aluminium, le magnésium et enfin les composites dans la conception des véhicules. La Figure 0.1 reporte, pour chaque partie d'un véhicule, les matériaux utilisés à l'heure actuelle et les matériaux qu'il est envisagé d'utiliser dans le futur.

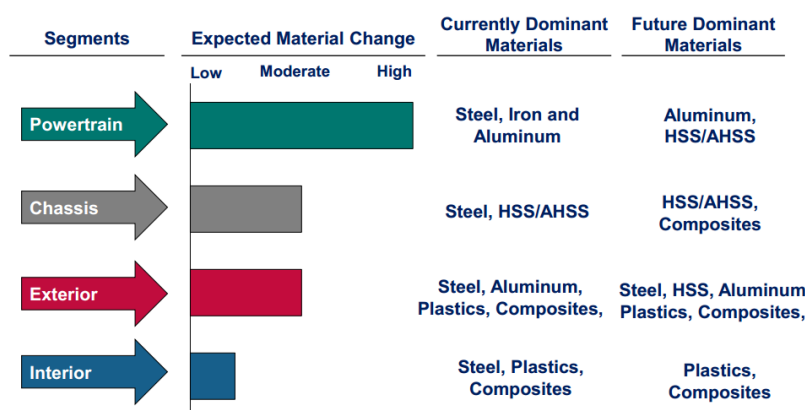


Figure 0.1. Évolution prévue des matériaux utilisés dans la conception des véhicules [LUC13].

Il est ainsi prévu que les composites prennent une place grandissante dans la conception des futurs véhicules. Ils sont, en effet, amenés à être utilisés dans des parties où ils ne sont pas encore présents actuellement (châssis) et à l'être en plus grandes quantités dans des parties où ils le sont déjà. Leur utilisation encore marginale à l'heure actuelle est due à leur prix de revient important comme on peut

le constater à travers la comparaison présentée sur la Figure 0.2 où le poids et le coût de la structure en utilisant différents types de matériaux est comparé sur l'exemple d'un châssis.

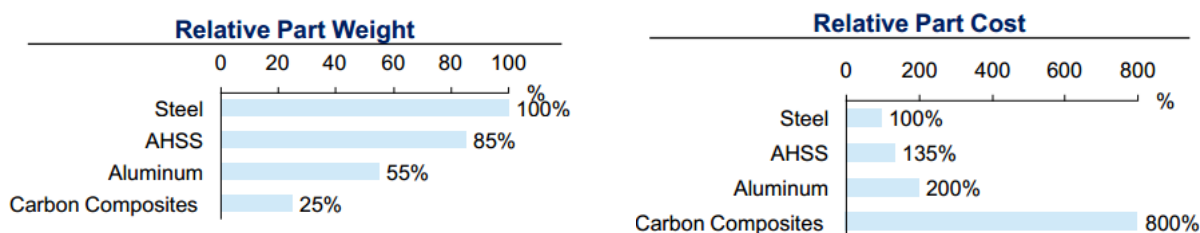


Figure 0.2. Gain de masse/surcoût pour les différents types de matériaux dans le cas d'un châssis [LUC13].

Par conséquent, l'utilisation des composites n'est actuellement rentable que pour les faibles séries, par exemple dans le domaine de l'aviation où quelques centaines d'avions de ligne sont construits chaque année ou pour des voitures de sport et/ou haut de gamme, mais pas pour les véhicules de tourisme produits à plusieurs milliers voire millions d'exemplaires par an. Il est estimé que, pour deux pièces ayant les mêmes fonctions, les constructeurs automobiles sont prêts à dépenser entre 5 et 10 euros supplémentaires pour chaque kilogramme économisé alors que les constructeurs aéronautiques sont prêts à en dépenser jusqu'à 50 [LUC13].

Pour que l'utilisation des composites se démocratise dans le milieu automobile, il est nécessaire d'améliorer l'efficacité des procédés de fabrication pour diminuer les coûts associés à la production des pièces composites. C'est dans cette optique que s'inscrit le projet européen 3D-LightTrans (3DLT), dans le cadre duquel cette thèse a été réalisée. Les objectifs de ce projet sont synthétisés dans le Tableau 0.1.

Tableau 0.1. Objectifs du projet 3DLT [3DLT].

Process/product property	State of the art	3D-LightTrans
Average time consumed for production of 3D-shaped and multilayer fabric pre-form Draping tolerance; displacement of yarns in the fabric by draping	100% 1mm	40% At least 0,5 mm (limited by the positioning accuracy of the handling system)
Draping tool occupation time for draping & positioning the pre-form	100%	30%
Reproducibility of fibre architecture	Not defined	Fibre displacement < 0,5 mm
Nr. of processing steps for production of preforms based on 3D-shaped fabric	3 up to 5 (incl. weaving, sewing, gluing...)	1 (using 3D-LightTrans adapted weaving machine)
Draping process	In moulding tool	Out of moulding tool
Processing time of composite forming (incl. tooling time)	100% (typically 1 hour for RTM)	15% (8-10 minutes with thermoforming)
Overall processing time	100%	30%
Overall costs	100%	55% ⁽³⁾

Le but du projet est de diviser par deux les coûts de revient des pièces et par trois les temps de fabrication tout en améliorant la souplesse du procédé de fabrication. Pour y parvenir il est nécessaire de :

- développer les matériaux et les machines nécessaires à la fabrication des semi-produits permettant d'atteindre les objectifs fixés, le choix s'étant porté ici sur des tissus 3D de mèches comélées ;
- développer des outils de simulation numérique permettant de prévoir la faisabilité des pièces, c'est-à-dire de prédire la drapabilité des tissus, de modéliser le processus de thermoformage et enfin d'estimer les propriétés mécaniques finales des pièces obtenues (module d'Young, résistance à la rupture, résistance à l'impact...) ;
- procéder à l'intégration, à l'automatisation et à l'optimisation de la chaîne de fabrication complète.

Pour remplir ces objectifs, 18 partenaires se sont associés dans le cadre du projet. Celui-ci s'articule en 8 *work package* (WP) dont les intitulés et leaders sont présentés dans le Tableau 0.2.

Tableau 0.2. Intitulés et leader des WP.

WP	Intitulé	Leader
1	<i>Products and process requirements</i>	CRF (<i>Centro Ricerche FIAT</i>)
2	<i>Modeling, simulation and validation</i>	Université de Gand
3	<i>Manufacturing processes for 3D textile constructions</i>	Université de Dresde
4	<i>Manufacturing processes for 3D TRP final compound product</i>	Federal Mogul
5	<i>Manufacturing chain integration</i>	Promaut
6	<i>Demonstration</i>	Bentley
7	Exploitation, dissemination and training	Xedera
8	Coordination and project management	AIT (<i>Austrian institute of technology</i>)

Cette thèse s'inscrit dans le cadre des WP 2 et 6 axés respectivement sur le développement de modèles et sur la réalisation de démonstrateurs. Ses objectifs sont de caractériser le comportement mécanique des tissus développés dans le cadre du projet, et ce, en vue d'analyser leur formabilité et d'être en mesure de prédire leur comportement pendant les procédés de mise en forme.

Le premier volet des travaux consiste à caractériser expérimentalement le comportement de ces tissus. Une campagne d'essais, dont les résultats sont utilisés comme données d'entrée dans des simulations de drapage réalisées par l'université de Dresde, est menée.

Le deuxième volet des travaux s'inscrit dans le cadre du WP2. Son objectif est de modéliser par une approche numérique le comportement des tissus. Les résultats des essais sur tissus seront aussi utiles pour la validation des résultats obtenus grâce à ces simulations.

Le présent manuscrit regroupe les travaux qui ont été menés dans le but de répondre à ces objectifs. Il s'organise de la manière suivante :

Dans le premier chapitre, après une brève introduction sur les matériaux composites, un état de l'art de l'étude du comportement des tissés est présenté. Dans un premier temps, les différentes approches numériques permettant de simuler le comportement des tissés sont présentées. Après avoir exposé les avantages et inconvénients de chacune de ces approches et au vu des objectifs et des matériaux étudiés dans le cadre de ce projet, un choix est fait quant à l'approche qui sera utilisée. Dans

un second temps, les différents types d'essai permettant la caractérisation du comportement des tissés sont présentés. Les principaux résultats de la littérature ainsi que les paramètres à prendre en compte dans la réalisation de ces essais sont aussi rapportés. À partir des conclusions de cette analyse sont choisis les types et conditions d'essai qui seront utilisés pour la caractérisation du comportement des tissus du projet. L'échelle mésoscopique retenue pour les simulations nécessite la réalisation d'essais sur les mèches comélées et la modélisation de leur comportement. À cet effet, une étude bibliographique portant sur les différents essais et sur la modélisation du comportement mécanique des fibres et ensembles de fibres est présentée.

Les résultats des essais de caractérisation mécanique des mèches comélées et tissus 3D de mèches comélées sont présentés dans le 1.8. Les spécificités de leurs comportements sont mises en avant. Pour ce qui est des mèches, les conclusions en sont tirées afin d'être utilisées lors de la modélisation de leur comportement. Pour ce qui est des tissus, leur comportement et les paramètres importants à prendre en compte dans les simulations de drapage sont identifiés.

La modélisation à l'échelle mésoscopique du comportement des tissus utilisée dans le cadre de cette étude nécessite de disposer de géométries CAO représentatives de leurs mailles élémentaires. Dans le troisième chapitre, après analyse de la structure interne d'un des tissus étudiés, les limitations du logiciel GeoFab quant à la génération de mailles élémentaires de tissus 3D sont identifiées. Dans le but d'améliorer la représentativité des modèles obtenus, des pistes d'améliorations sont proposées et leur implémentabilité est testée.

Enfin dans le dernier chapitre, un modèle, établi en utilisant les résultats des essais du 1.8 et permettant de décrire le comportement des mèches comélées est proposé. Les premiers résultats de simulation à l'échelle mésoscopique du tissu 3D de mèches comélées sont présentés.

Chapitre 1 : Les composites et l'étude du comportement des tissés

Après une présentation des matériaux composites en général, les matériaux spécifiques utilisés dans le cadre du projet 3DLT sont décrits. Un état de l'art de l'étude du comportement des renforts tissés est réalisé. Les différentes approches numériques permettant de modéliser leur comportement ainsi que les avantages et inconvénients de chacune d'entre elles sont présentés. Au vu des objectifs et des matériaux étudiés, un choix est fait quant à l'approche qui sera utilisée dans le cadre des simulations. Les différents types d'essai permettant la caractérisation expérimentale du comportement des renforts tissés et des mèches sont présentés. Les principaux résultats de la littérature et les paramètres à prendre en compte dans la réalisation de ces essais sont aussi rapportés. À partir des résultats de cette analyse sont choisis les types et conditions d'essai qui seront utilisés pour la caractérisation du comportement des matériaux de l'étude.

Sommaire

1.1. Généralités sur les matériaux composites	7
1.2. Les tissus tridimensionnels	8
1.3. Les mèches coméleées	9
1.4. Matériaux de l'étude	12
1.5. Fabrication de pièces composites : problématique de la mise en forme	13
1.6. Modélisation numérique du comportement des renforts	15
1.6.1. Les différentes échelles de simulation	15
1.6.2. État de l'art sur les simulations à l'échelle mésoscopique	16
1.6.3. Loi de comportement	19
1.7. Caractérisation expérimentale du comportement des mèches et des renforts : état de l'art	20
1.7.1. Essais de traction	21
1.7.1.1. Comportement des fibres et des mèches	21
1.7.1.1.1. Fibres	21
1.7.1.1.2. Roving	22
1.7.1.1.3. Mèches twistées	25
1.7.1.1.4. Mèches coméleées	27
1.7.1.1.5. Endommagement de tissage	28
1.7.1.1.6. Conclusion	28
1.7.1.2. Comportement des tissés	29
1.7.2. Essais de flexion	31
1.7.2.1. Comportement des mèches	33
1.7.2.2. Comportement des tissés	36
1.7.2.3. Conclusion	36
1.7.3. Essais de compaction	36

1.7.3.1. Comportement des mèches	37
1.7.3.2. Comportement des tissés	38
1.7.3.3. Conclusion	39
1.7.4. Essais de cisaillement	40
1.7.4.1. Bias test	40
1.7.4.2. Picture frame	42
1.7.4.3. Conclusion	44
1.7.5. Essais de frottement	44
1.7.5.1. Frottement mèche-mèche et mèche-outil	45
1.7.5.2. Frottement tissu-outil et tissu-tissu	45
1.7.5.3. Conclusion	46
1.7.6. Essais de mise en forme	46
1.8. Bilan du chapitre	47

1.1. Généralités sur les matériaux composites

Les matériaux composites consistent en l'assemblage de deux matériaux non miscibles, l'un appelé matrice et l'autre appelé renfort. Le rôle de la matrice est de transmettre les efforts mécaniques au renfort, d'assurer sa protection vis-à-vis de l'environnement et de donner sa forme à la pièce. Il en existe de différentes natures parmi lesquelles on peut citer les matrices métalliques, céramiques ou encore organiques. Les matrices organiques sont les plus courantes dans l'industrie, il en existe deux catégories principales : les thermodurcissables (résines époxydes) qui sont les plus utilisées et les thermoplastiques (polypropylène, polyéthylène par exemple).

Le renfort, comme son nom l'indique, apporte la résistance mécanique au composite. Il peut se présenter sous forme de particules, fibres courtes ou fibres longues. Les renforts à fibres longues sont utilisés pour obtenir des pièces possédant des propriétés mécaniques élevées. Les principaux matériaux utilisés pour la production de fibres longues sont :

- Le verre : c'est le matériau le plus utilisé à l'heure actuelle, et ce dans de nombreux domaines tels que le nautisme, l'automobile, l'éolien ou le bâtiment. Il doit principalement son succès à son faible coût. Le verre possède d'autres propriétés intéressantes, il est par exemple un bon isolant électrique ;
- Le carbone : il présente un coût de fabrication plus élevé mais permet d'obtenir des pièces possédant de meilleures propriétés mécaniques. Le carbone est souvent réservé à des applications de haute performance et à forte valeur ajoutée ;
- L'aramide : fibre très légère, elle présente des déformations à ruptures importantes et est utilisée dans la conception de protections balistiques notamment.

Il existe de nombreux types de fibre de verre, les plus courants étant le verre E pour les applications de grande diffusion et le verre R qui est optimisé pour offrir de meilleures performances mécaniques. Il existe aussi deux catégories principales de fibre de carbone : les hauts modules (HM) et les hautes résistances (HR). Les principales caractéristiques mécaniques de ces matériaux sont regroupées dans le Tableau 1.1.

Tableau 1.1. Caractéristiques mécaniques des fibres de renfort.

Matériau	Verre E	Verre R	Carbone HM	Carbone HR	Aramide
Densité	2,54-2,60	2,48-2,54	1,81	1,74-1,78	1,45
Module d'Young (GPa)	69-75	86	390-400	200-250	130
Contrainte à rupture en traction (MPa)	3200-3400	3700-4500	2300-2700	3700-4500	2700-3100
Diamètre filament (μm)	3-30	3-30	6-8	6-8	12

Pour faciliter leur manipulation et leur utilisation par les machines de production de textile, les fibres sont rassemblées sous forme de mèches (comptant plusieurs centaines à plusieurs milliers de fibres). Pour cela, un ensimage qui permet d'assurer la cohésion entre fibres et qui les protège de l'abrasion est appliqué. En plus du matériau qui les compose, les mèches sont caractérisées par leur masse linéique (tex) en g/km et leur structure (roving, c'est-à-dire mèche de fibres parallèles, mèche twistée...). Ces mèches sont ensuite utilisées pour réaliser différents types d'architecture textile. On distingue les non tissées (où les mèches sont simplement reliées par des fils de couture), les tissées,

les tressées et les tricotées. Les architectures tissées peuvent être produites de manière rapide et efficace et présentent de bonnes caractéristiques de déformabilité utiles lors des procédés de mise en forme. Elles sont classiquement composées de deux réseaux de mèche orientés à 0° et 90° (sens trame et chaîne) entrelacés selon une certaine armure. Le plus souvent, des architectures tissées bidimensionnelles (ne possédant qu'une épaisseur de mèches de trame et de chaîne) sont utilisées. Les armures les plus courantes de ces architectures tissées sont présentées sur la Figure 1.1. La fabrication de pièces composites nécessite généralement l'utilisation de plusieurs plis de tissu, les pièces obtenues sont donc des stratifiés.

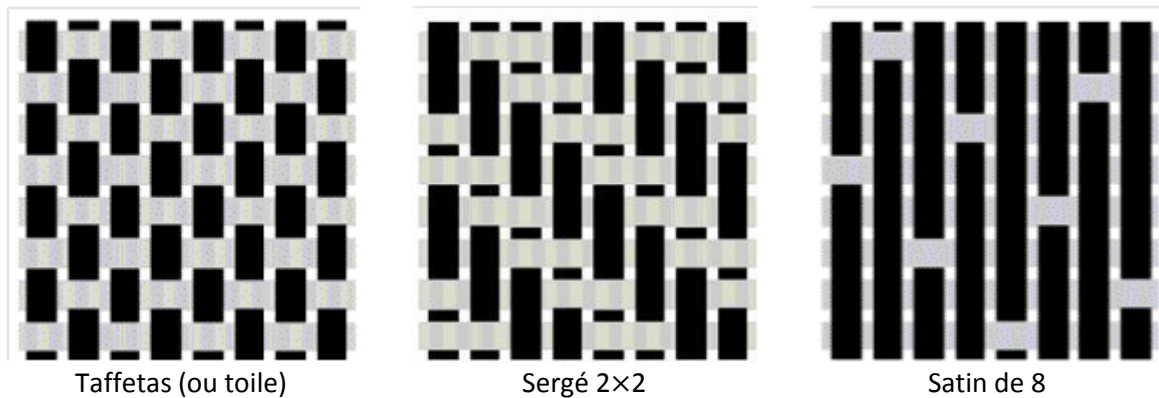


Figure 1.1. Armures courantes de tissés bidimensionnels.

En plus de son armure et du type de mèche qui est utilisé (pouvant différer selon la direction trame et chaîne), le tissu est défini par une densité de tissage, souvent exprimée en nombre de mèches de trame et de chaîne par cm. L'ondulation des mèches dans le tissu est quantifiée par l'embuvage e (calculé au moyen de l'équation 1.1).

$$e = \frac{L_{mèche} - L_{tissu}}{L_{mèche}} \times 100 \quad (\%) \quad (1.1)$$

Avec $L_{mèche}$ la longueur de la mèche et L_{tissu} la longueur de l'échantillon de tissu d'où elle est extraite. L'embuvage joue un rôle important sur le comportement mécanique du renfort et de la pièce composite finale.

1.2. Les tissus tridimensionnels

Les tissus tridimensionnels sont apparus à la fin des années 60 [MOU99]. Ils ont été développés pour pallier certaines faiblesses constatées avec l'utilisation de tissus bidimensionnels, la structure stratifiée des pièces obtenues conduisant notamment à des problèmes de délaminage entre les différentes épaisseurs de tissus, où seule la matrice est présente. Ils consistent, la plupart du temps, en plusieurs couches de mèches de trame reliées entre elles par des mèches dans la direction chaîne appelées « *binders* ». Un des avantages des tissus tridimensionnels est qu'ils peuvent être obtenus avec la plupart des machines à tisser sous réserve de modifications mineures [MOU99-LEE02].

Sur la Figure 1.2, une image et un schéma montrant le principe de fonctionnement d'un métier à tisser Jacquard, utilisable pour la production de renforts tridimensionnels sont représentés. Une description détaillée des différentes étapes du tissage est présentée dans [LEE02].

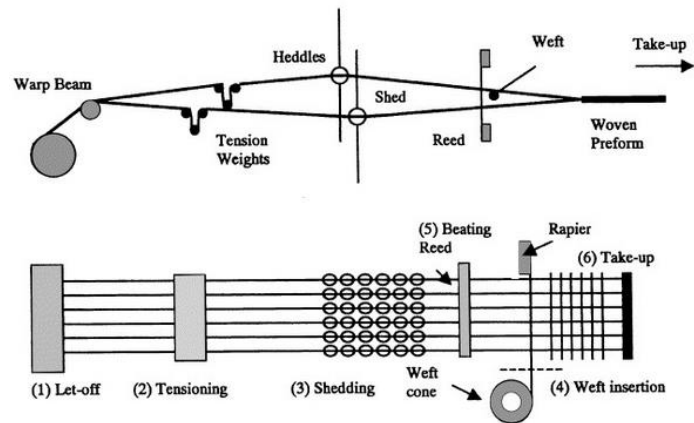
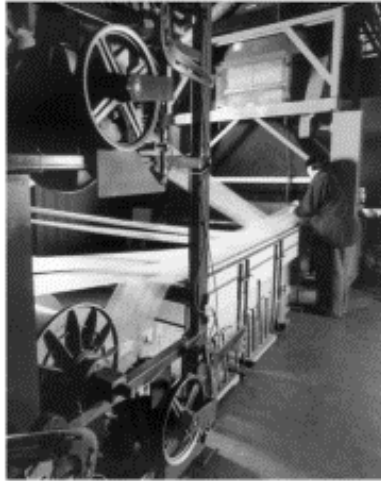


Figure 1.2. Métier à tisser Jacquard : image et principe de fonctionnement (vue de côté et vue de face) [LEE02].

La présence des *binders* permet d'améliorer les performances hors plan des composites et leur confère notamment une meilleure résistance au délaminage, à l'impact et en fatigue [GUE89-BRA96-MOU99]. Une très large palette d'architectures de tissage est possible : les mèches reliant les différentes couches de trame peuvent être orientées diagonalement ou verticalement, elles peuvent relier des couches voisines, des couches non voisines et éventuellement passer à travers toute l'épaisseur du tissu. Deux exemples de configuration de tissage de tissus tridimensionnels sont représentés sur la Figure 1.3. Le choix de l'architecture peut donc être adapté en fonction des propriétés finales désirées.

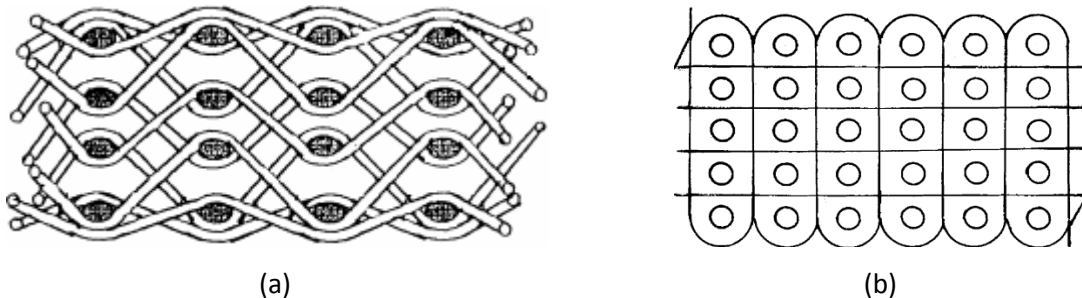


Figure 1.3. Exemples de géométries de tissage tridimensionnelles : a. Interlock [TSA00], b. NCF [GU02].

Dans les tissus 3D NCF (pour *Non Crimp Fabric*), des mèches de chaines rectilignes sont présentes (voir Figure 1.3) permettant ainsi d'obtenir de bonnes propriétés mécaniques dans le plan [LOM09]. L'entrelacement complexe des mèches au sein des tissus tridimensionnels fait que leur structure interne peut être assez éloignée de celle prévue initialement [BAN98]. De plus, très peu d'études existent encore sur ce genre de matériaux dont l'utilisation reste à l'heure actuelle cantonnée à quelques secteurs de niche dans le domaine aéronautique principalement.

1.3. Les mèches coméleées

Actuellement, la majorité des pièces composites sont fabriquées avec des matrices à base de polymères thermodurcissables. L'avantage principal des résines thermodurcissables réside dans leur faible viscosité qui permet une imprégnation des renforts relativement aisée lors des procédés de fabrication des composites. Les thermoplastiques connaissent néanmoins un intérêt grandissant

[ALA06-BER01]. Comparés aux thermodurcissables, ils présentent en effet certains avantages, les principaux étant [ALA06-BER01-SVE98] :

- La possibilité de remettre en forme des pièces par simple rechauffage : le processus de fusion-solidification est réversible pour les thermoplastiques alors qu'il est définitif pour les thermodurcissables. Cette propriété permet un recyclage plus efficace des composites thermoplastiques ;
- La possibilité de réduire les temps de production (temps de polymérisation plus faibles) ;
- Une moindre émission de polluants ;
- Une longue durée de stockage, qui ne nécessite pas de refroidissement ;
- Une meilleure résistance aux impacts et à la propagation de fissures ;
- Leur faible coût ;
- Leur légèreté : les densités du polypropylène et du polyéthylène sont comprises entre 0,9 et 1 g.cm^{-3} alors que celles des résines époxy sont de l'ordre de 1,1 à $1,4 \text{ g.cm}^{-3}$.

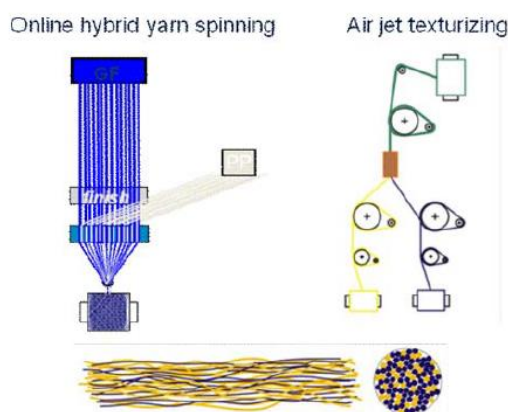
L'inconvénient majeur est que la viscosité des polymères thermoplastiques à l'état fluide est assez élevée (de l'ordre de 500 à 5000 Pa.s , alors que celle des thermodurcissables est seulement de l'ordre de 100 Pa.s [SVE98]). Pour garantir une imprégnation correcte des préformes, l'utilisation de températures et pressions d'injection plus élevées que pour les polymères thermodurcissables est nécessaire, augmentant par conséquent sensiblement le prix des équipements et le coût énergétique de la fabrication des pièces.

Pour pallier cela, une des solutions possibles consiste à mélanger à l'état solide le thermoplastique et les fibres de renfort en produisant des mèches hybrides qui contiennent les deux composants. Ces mèches sont ensuite utilisées pour produire des préformes. La pièce composite finale est obtenue par un procédé de thermocompression (aucune injection n'est nécessaire). L'utilisation de mèches hybrides permet la production rapide et efficace de pièces composites : le prémélange entre composants réduit sensiblement le temps nécessaire à l'imprégnation des fibres ainsi que la pression utilisée. Le coût de production des pièces composites thermoplastiques est par conséquent sensiblement réduit par l'utilisation de mèches hybrides [BER01].

Différentes technologies ont été développées pour la production de mèches hybrides. Le thermoplastique peut être incorporé dans les mèches sous forme de poudre, fibre courte ou fibre longue. L'objectif principal est d'obtenir un bon mélange entre renfort et thermoplastique pour garantir de faibles niveaux de porosité et donc de bonnes propriétés mécaniques de la pièce finale [ALA06-BER01-SVE98]. De plus, les mèches hybrides doivent être utilisables dans les procédés de production de textiles. D'autre part, l'alignement des fibres de renfort le long de l'axe de la mèche doit être le moins possible impacté par la présence du thermoplastique pour ne pas diminuer les propriétés finales de la pièce.

La Figure 1.4 présente les différentes technologies de production de mèches hybrides qui ont été développées.

Techniques de comélage :



Autres techniques :

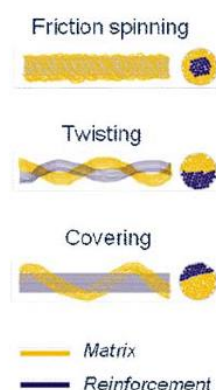


Figure 1.4. Les différentes technologies de production de mèches hybrides [TOR11].

Dans les procédés de comélage, des fibres longues de thermoplastique sont utilisées. Le comélage en ligne (*online hybrid yarn spinning*) consiste à mélanger les filaments de renfort et de thermoplastique directement en sortie d'extrusion (comme on peut le voir sur la Figure 1.5). Un bon mélange des fibres est obtenu et il n'y a pas ou peu d'endommagement de ces dernières lors du procédé de comélage [MADE07]. De plus, les fibres de renfort restent alignées le long de l'axe de la mèche. L'inconvénient principal est que ce type de comélage n'est disponible que pour très peu de combinaisons de matériaux : la littérature ne mentionne que du comélage verre/polypropylène et verre/polyéthylène [TOR11].

Le comélage par air (*air jet texturizing*, dont un dispositif est visible sur la Figure 1.5) offre quant à lui de très nombreuses possibilités de combinaisons de matériaux. Il utilise en entrée des *rovings* de fibre de renfort et des fibres thermoplastiques. Dans un dispositif spécial (*air nozzle*), de l'air envoyé sous pression (de l'ordre de quelques bars) ouvre les mèches et entremêle leurs filaments. Des vitesses de comélage de plusieurs centaines de mètres par minute peuvent être atteintes [MAN09]. Le mélange des fibres est correct, mais quelques inconvénients majeurs existent :

- Les fibres peuvent être endommagées par le comélage ;
- Il n'est pas possible de coméler de gros *rovings* ;
- Le comélage par air nécessite d'utiliser une suralimentation : pour pouvoir séparer les filaments et « ouvrir » les mèches, la vitesse d'approvisionnement des mèches en amont du comélage doit être supérieure à la vitesse de la mèche comélée en sortie. La suralimentation de la mèche de renfort est souvent de l'ordre de 1 à 2 % et légèrement supérieure pour la mèche de thermoplastique. Cette suralimentation affecte la structure et l'orientation des fibres dans la mèche comélée. Ce point sera discuté plus en détails dans le paragraphe 1.7.1.1.4 ainsi que dans le Chapitre 2.

De manière générale, les mèches comélées sont flexibles et peuvent être utilisées aisément pour la production de préformes textiles [BER01].



Figure 1.5. Machines de comelage : a. Comelage en ligne [MADE07], b. Comelage par air [TOR11].

La méthode de « *friction spinning* » consiste à « recouvrir » la mèche de renfort avec des fibres courtes de thermoplastique. Enfin, la mèche de thermoplastique peut être enroulée autour, ou twistée avec la mèche de renfort. Avec ces procédés, l'avantage est que la mèche de renfort est en partie protégée par la mèche de thermoplastique ce qui peut aider à réduire l'endommagement qui peut intervenir pendant le tissage. L'inconvénient principal est que les fibres thermoplastiques et de renfort ne sont pas réellement mélangées ce qui peut conduire à une mauvaise imprégnation.

1.4. Matériaux de l'étude

Dans le cadre du projet européen 3D-LightTrans (3DLT), dont l'objectif est de proposer des solutions technologiques pour la production à grande échelle et à bas coût de pièces composites, l'utilisation de tissus 3D de mèches comelées a été retenue. Les mèches comelées sont obtenues par un procédé de comelage par air. Les mèches qui ont été utilisées en entrée pour le comelage sont :

- Une mèche (*roving*) de verre E de 300 *tex* (densité 2,54) ;
- 3 mèches de 32 *tex* de polypropylène (densité 0,91).

La suralimentation étant de 2 % pour le verre et de 5 % pour le polypropylène et la pression utilisée de l'ordre de 4 bars. De plus amples détails concernant le procédé de comelage sont mentionnés dans [FAZ12]. La mèche finale fait environ 410 *tex* pour une fraction volumique de verre de 52 % et une fraction massique de 73 %.

Dans la suite les grandeurs relatives aux *rovings* de verre seront identifiées par l'abréviation GF, celles relatives au polypropylène par PP et enfin celles relatives aux mèches comelées par GFPP.

Deux tissus 3D NCF ont été produits initialement. Les architectures de tissage de ces deux tissus sont présentées sur la Figure 1.6. Ils contiennent cinq couches de mèches dans le sens trame (en gris) et quatre dans le sens chaîne (en rouge). Les mèches de trame et de chaînes sont droites dans le tissu. Dans le premier tissu, noté tissu A par la suite, la position des mèches de trame dans les différentes couches est la même ; les *binders* lient entre elles trois couches de mèches de trames et sont orientés verticalement. Dans le tissu B, la position des mèches de trame est décalée entre les différentes couches, les *binders* ont une trajectoire diagonale et traversent toute l'épaisseur du tissu pour lier les cinq couches de trames.

Pour les deux tissus, parallèlement à la direction chaîne, il y a alternativement une mèche de chaîne droite puis un *binder*. L'enchaînement précis des mèches sera décrit dans le Chapitre 3. Les densités de tissage dans la direction trame sont respectivement de 24 *mèches/cm* pour le tissu A et de 26,8 *mèches/cm* pour le tissu B. Dans le sens chaîne les densités sont de 20 *mèches/cm* pour les *binders* et les mèches de chaîne, et ce, pour les deux tissus. La densité surfacique est de l'ordre de 2800 g/m^2 pour le tissu A et de 2900 g/m^2 pour le tissu B.

L'épaisseur du tissu A est proche de 4 mm, celle du tissu B est proche de 4,4 mm. Ceci permet d'obtenir après thermoformage des pièces finales d'environ 1,6 mm d'épaisseur.

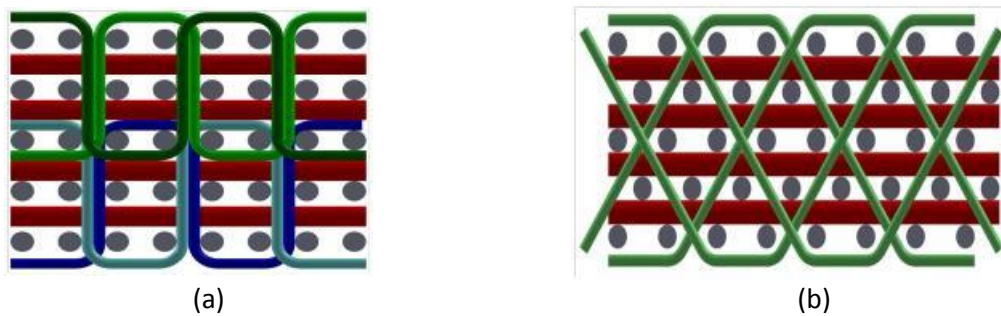


Figure 1.6. Architecture de tissage des deux tissus de l'étude : a. Tissu A, b. Tissu B. (mèches de trame : gris, chaîne : rouge, autres couleurs : binders).

1.5. Fabrication de pièces composites : problématique de la mise en forme

Le procédé de fabrication retenu dans le cadre du projet 3DLT est schématisé sur la Figure 1.7. Ce procédé, permettant une cadence de fabrication élevée de pièces composites, fait appel à une première phase consistant en la mise en forme du tissu sec par un procédé d'emboutissage. La préforme obtenue est ensuite préfixée et peut être stockée ou transportée. Elle est ensuite thermopressée pour obtenir la pièce finale.

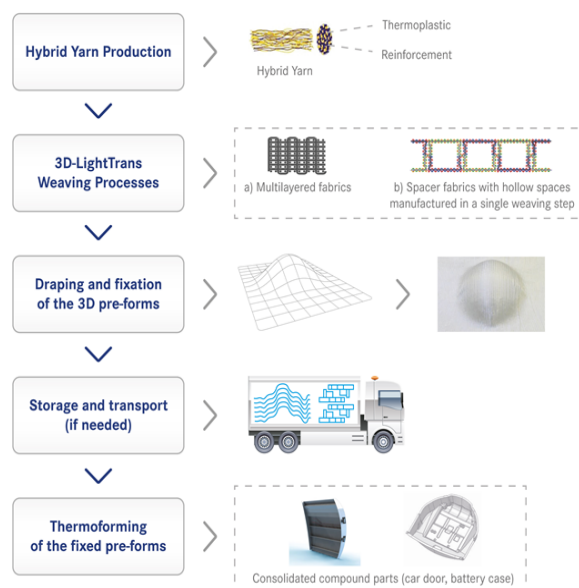


Figure 1.7. Concept du projet 3DLT.

Lors de la mise en forme, les tissus sont soumis à de nombreuses sollicitations telles que le cisaillement, la traction, la flexion ou encore la compaction. Ces sollicitations conduisent à une modification de la fraction volumique de fibres et de l'orientation des mèches, ce qui a un impact sur les propriétés mécaniques des pièces finales. Ces sollicitations peuvent, d'autre part, conduire à l'apparition de plusieurs types de défauts sur les renforts tels que :

- Des plis (déformation hors plan du renfort) [DUO08] (voir Figure 1.8.a) ;
- De la décohésion [DUO08-ALL14-OUA13] (voir Figure 1.8.c) ;
- Une ondulation ou un désalignement des mèches dans le plan du renfort [LIG13] ;
- La rupture de fibres ou de mèches [ALL13] ;
- Des boucles, correspondant à un flambement local des mèches lorsque leur courbure est trop prononcée (voir Figure 1.8.b) [DUO08-OUA13-ALL14] ;

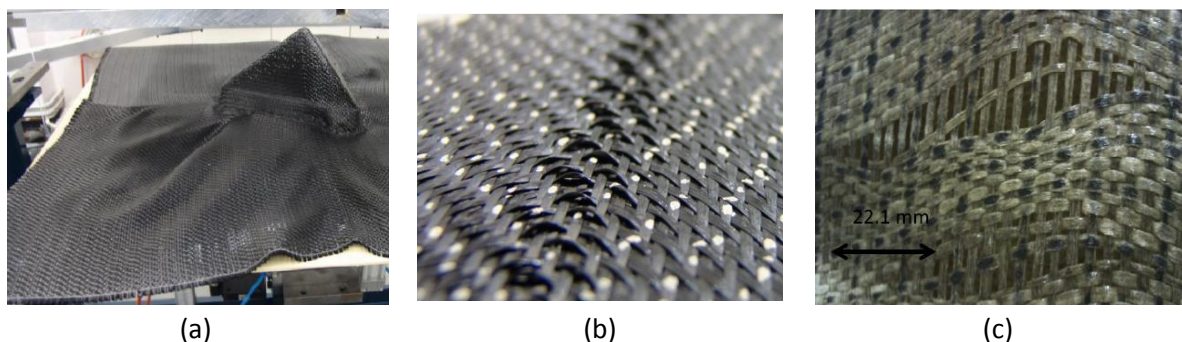


Figure 1.8. Quelques défauts pouvant être observés lors de la mise en forme : a. Plis, b. Boucles, c. Décohésion.

Ces défauts ont pour conséquence une diminution significative des propriétés mécaniques des pièces composites. Potter [POT08] a montré que la présence de plis pouvait conduire à une réduction des efforts à rupture de plusieurs dizaines de pourcents. La présence de plis conduit également à des phénomènes de concentration de contraintes entraînant un endommagement prématuré, l'apparition et la propagation de fissures [BLO13]. Le désalignement des mèches conduit lui aussi à une réduction de la rigidité et de la résistance des pièces [ELH11]. La présence de ce type de défaut sur la peau du fuselage du Boeing 787 [ELH11] a par exemple rendu nécessaire le rajout de *patches* pour consolider les structures. L'apparition de ces défauts est principalement liée :

- À la complexité de la géométrie de la pièce à obtenir ;
- Aux caractéristiques et paramètres du procédé de mise en forme : géométrie et positionnement des serre-flans, pressions appliquées sur les serre-flans, position relative poinçon/renfort ;
- Au comportement mécanique des tissus utilisés.

Ainsi, la compréhension et la maîtrise des phénomènes mis en jeu lors des procédés de mise en forme passent par une connaissance approfondie du comportement des renforts. La caractérisation du comportement mécanique des renforts tissés nécessite la réalisation d'un ensemble d'essais spécifiques adaptés à leur structure et comportement particulier. Ces essais sont souvent longs, complexes et coûteux à réaliser. En parallèle de ceux-ci ont donc été développés des outils de modélisation numérique pour permettre de prévoir le comportement des tissus. Ces outils sont présentés dans le paragraphe suivant.

1.6.Modélisation numérique du comportement des renforts

Les différentes approches numériques qui ont été développées en vue de simuler le comportement des tissés sont présentées dans le paragraphe suivant. Les avantages et inconvénients de chacune sont présentés et, au vu des objectifs et des matériaux étudiés, un choix est fait quant à la méthode qui sera utilisée par la suite.

1.6.1.Les différentes échelles de simulation

Différentes échelles de simulation peuvent être considérées pour étudier le comportement des renforts pendant les procédés de mise en forme. Les modèles à l'échelle macroscopique ont pour but de prédire le comportement des renforts à l'échelle d'une pièce. Le comportement du renfort peut être décrit par des approches cinématiques de type algorithme du filet [BOI04] ou par des approches mécaniques ou éléments finis (continues, semi-discrètes ou discrètes) [AIM09-LUY09-BEN07]. Ces modèles permettent d'accéder à des informations concernant l'orientation ou la tension dans les mèches et pour certains d'entre eux de prédire l'apparition de défauts macroscopiques. La Figure 1.9.c montre par exemple un résultat d'une simulation à l'échelle macroscopique permettant d'observer la formation de plis sur une mise en forme tétraédrique [ALL11]. Dans le cadre du projet, des simulations à l'échelle macroscopique seront réalisées par l'université de Dresde. L'inconvénient majeur est que ces dernières nécessitent comme données d'entrée des résultats d'essais de caractérisation sur tissu qui restent donc nécessaires. Un autre inconvénient est que ces modèles ne prennent pas en compte l'entrelacement des mèches au sein du tissu et ne donnent donc pas accès aux informations concernant la déformation des mèches et la réorganisation de la structure interne du tissu. Ils ne permettent pas non plus de prédire l'apparition de défauts mésoscopiques tels que les boucles. Pour pallier aux limitations de la modélisation à l'échelle macroscopique, il faut réaliser des simulations à des échelles inférieures.

Dans les modèles à l'échelle microscopique, les fibres constituant les mèches sont considérées (voir Figure 1.9.a). Chaque fibre est modélisée comme une poutre, le contact et le frottement avec les fibres voisines sont pris en compte [DUR10]. Ce type de modèle nécessite la connaissance de paramètres tels que le comportement mécanique des fibres, l'arrangement des fibres dans la mèche et bien sûr l'armure du tissu. Pour conserver des temps de calcul raisonnables, il n'est cependant possible de modéliser que quelques centaines de fibres. Sur l'exemple montré sur la Figure 1.9.a un nombre restreint de fibres est utilisé pour modéliser chaque mèche. En réalité, chaque mèche est composée de plusieurs centaines à plusieurs milliers de fibres. À la connaissance de l'auteur, il n'existe pas d'études précises montrant l'influence du nombre de fibres utilisées dans les modèles sur les résultats. Cette approche est de plus limitée aux tissus bidimensionnels avec des mailles élémentaires comptant un faible nombre de mèches et ne semble pas adaptée à la modélisation de tissus 3D en comptant plusieurs dizaines. D'autre part, la modélisation devant prendre en compte l'arrangement des fibres au sein des mèches, il est possible de représenter de manière réaliste des *rovings* (fibres parallèles) et dans une certaine mesure des mèches twistées. La structure des mèches coméllées et l'arrangement très chaotique des fibres au sein de celles-ci rendent en revanche leur modélisation hors de portée.

Les modèles à l'échelle mésoscopique représentent un bon compromis entre les deux échelles précédemment évoquées. Dans ces modèles, une géométrie CAO de la maille élémentaire (c'est à dire

d'un motif périodique de base) du renfort, où les mèches sont représentées comme des solides homogènes, est générée (voir Figure 1.9.b). Cette géométrie est ensuite utilisée pour réaliser des simulations. Ces simulations donnent accès à des informations sur la déformation des mèches et la réorganisation de la structure du tissu à l'état déformé.

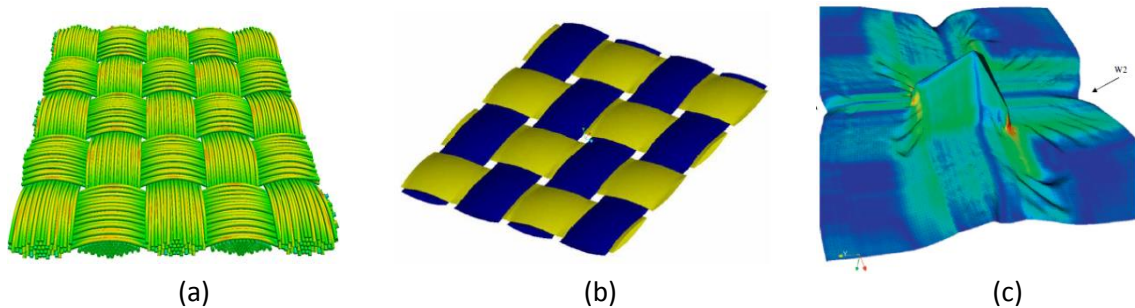


Figure 1.9. Échelles de simulation : a. Microscopique, b. Mésoscopique, c. Macroscopique.

Ce type de simulation a été utilisé avec succès pour étudier le comportement de tissus en traction biaxiale [GAS00], en cisaillement [BAD09] ou en compaction [NGU13]. Les calculs peuvent être menés sur des géométries comprenant une ou quelques mailles élémentaires pour les tissus à armure simple. La simplification de la géométrie de la maille élémentaire d'un taffetas et l'utilisation d'éléments coques par [GAT10] a permis de simuler le comportement du tissu dans le cas d'essais de *Bias test*, de *Picture frame* et de mise en forme hémisphérique ou double dôme (essais qui seront présentés dans le paragraphe suivant), donnant accès à des informations telles que le plissement du tissu et le glissement de mèche. L'utilisation de ce type de simulation est, par ailleurs, envisageable pour estimer le comportement de tissus avant même leur tissage.

Dans le cadre de cette étude, l'échelle mésoscopique, présentant le meilleur compromis complexité/résultats, est retenue pour simuler le comportement des tissus 3D. La réalisation de simulations à cette échelle nécessite tout d'abord de générer une géométrie CAO de la maille élémentaire. Cette géométrie doit ensuite être maillée. Enfin, une loi de comportement décrivant le comportement des mèches doit être définie pour permettre de réaliser des simulations. Un état de l'art de ces différents points est présenté dans les paragraphes suivants, un intérêt particulier est porté aux travaux concernant la modélisation des tissus 3D.

1.6.2. État de l'art sur les simulations à l'échelle mésoscopique

L'obtention de géométries CAO représentatives de la structure réelle des tissus passe par une première phase de caractérisation de leur structure interne. Celle-ci peut s'effectuer par le biais d'utilisation de techniques d'imagerie telle que les microtomographies (micro-CT).

Dans les travaux de Desplentere [DES05], les valeurs de largeur, d'épaisseur et d'espacement des mèches au sein de 4 tissus 3D NCF de verre (mèches sous forme de *rovings*) présentant différentes architectures de tissage sont mesurées. Selon l'architecture du tissu et sa position au sein de celui-ci, il a été montré que les dimensions d'une même mèche pouvaient varier de plus de 10 % et que l'écartement entre mèches pouvait lui aussi varier (écart type de 6 %).

Dans les travaux de Karahan [KAR10] les formes, trajectoires et dimensions des mèches de carbone (là aussi des *rovings*) au sein d'un tissu 3D NCF sont caractérisées. L'écart type de dimensions des

mèches est de moins de 8 %. L'espacement entre mèches varie de 5 % environ. Ces valeurs sont inférieures à celles typiquement observées sur des tissus 2D ou 3D *interlock* de carbone. La forme des sections de mèche dépend de la couche dans laquelle elles sont situées. Les mèches de trame ont par exemple une forme rectangulaire au milieu du tissu, mais plutôt trapézoïdale sur les couches externes. Les mèches de chaines et de trames sont presque droites (embuvage de moins de 0,1 %) grâce à l'utilisation de machines de tissage spécifiques. La fraction volumique de fibres au sein des mèches est aussi mesurée : elle est variable selon la position au sein du tissu et prend des valeurs allant de 60 % à plus de 80 %, c'est-à-dire qu'elle peut être proche de sa valeur maximale (correspondant à l'empilement compact de cercles dans un plan conduisant à une fraction volumique de fibres de $\frac{\pi}{2\sqrt{3}} \approx 91\%$).

À la connaissance de l'auteur, il n'existe aucun article portant sur la caractérisation de la structure interne de tissus tridimensionnels de mèches coméelées dans la littérature.

Les logiciels de modélisation CAO utilisés doivent permettre de reproduire précisément la géométrie observée. La représentation fidèle de la forme, du positionnement des mèches et des contacts entre mèches est un point primordial pour pouvoir réaliser des simulations réalistes du comportement mécanique des tissus. Différents logiciels permettant de générer et de réaliser le maillage de ces modèles CAO de mailles élémentaires de tissus ont été développés. Les plus utilisés sont détaillés dans la suite.

- WiseTex a été développé par Lomov et Verpoest [LOM00]. Il permet la modélisation de renforts bidimensionnels, tridimensionnels, NCF et tressés. Les architectures peuvent être créées sans restriction en terme de nombre de mèches et nombre de couches. Différentes géométries de section de mèches peuvent être utilisées (elliptique, lenticulaire, rectangulaire). Le type de section ne varie pas le long d'une même mèche, mais ses dimensions peuvent varier. La trajectoire de la mèche est obtenue par une méthode de minimisation de l'énergie de flexion. C'est le logiciel le plus utilisé dans l'industrie. De nombreux autres logiciels ont été développés dans la continuité de Wisetex pour permettre le maillage de la géométrie obtenue (MeshTex) et réaliser différents types de calculs, de perméabilité par exemple (Flowtex, Celper). La géométrie obtenue peut contenir des interpénétrations entre mèches qu'il est toutefois possible de supprimer pendant le processus de maillage.

Ce logiciel a été utilisé par Desplentere et al. [DES05] pour la modélisation des mailles élémentaires des tissus 3D étudiés. Des modèles CAO (un exemple est visible sur la Figure 1.10) de ces tissus ont été utilisés pour estimer les propriétés mécaniques des pièces composites finales.

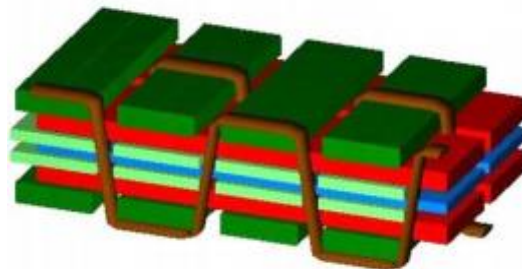


Figure 1.10. Modèle CAO de 3D NCF généré par WiseTex [DES05].

Les mèches de trame et de chaîne ont été modélisées sous forme rectangulaire, rectiligne et de section constante. Pour prendre en compte la variabilité de la structure interne, différents modèles géométriques prenant en compte des espacements de mèches variables ont été générés. La géométrie obtenue demeure en elle-même assez peu représentative de la structure interne réelle des tissus en termes de forme, trajectoire de mèche et des contacts entre mèches.

- TexGen [She07] est un logiciel libre qui permet de modéliser les tissés, non tissés et tressés. Il a été développé initialement pour la prédiction de la perméabilité des renforts et des propriétés mécaniques de composites. Le logiciel permet aussi de mailler les géométries obtenues. Un exemple de géométrie obtenue avec TexGen est représenté sur la Figure 1.11. Les sections des mèches peuvent être de différentes formes (elliptiques, lenticulaires) et varier le long des mèches. La trajectoire des mèches est représentée à partir de splines. Là aussi des interpénétrations entre mèches peuvent être présentes dans le modèle obtenu.

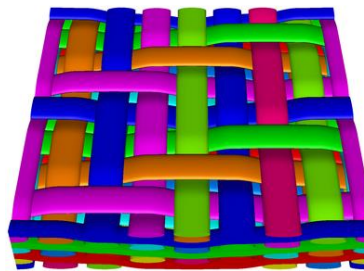


Figure 1.11. Modèles CAO de maille élémentaire tridimensionnelle obtenue par TexGen.

- Un autre type d'approche, proposé par Stig [STI12] se base sur l'utilisation de TexGen pour générer un squelette de la maille élémentaire (seuls les dimensions de la maille élémentaire, les trajectoires et l'entrelacement des mèches sont représentés). Les mèches sont initialement des tubes creux assez petits pour qu'il n'y ait pas d'interpénétrations entre elles. Cette géométrie initiale est importée sous Abaqus®, maillée et les mèches sont gonflées sous condition de « *General Contact* » jusqu'à obtenir la fraction volumique de fibre désirée. L'avantage est que l'utilisation de cette méthode réduit fortement le nombre de paramètres à mesurer sur les renforts. Les résultats obtenus sur un tissu 3D semblent très prometteurs, mais assez peu de recul existe quant à l'utilisation de cette méthode.
- Le logiciel GeoFab est basé sur le modèle de Hivet [HIV03] qui a été initialement dédié à la modélisation de renforts 2D. L'avantage principal de ce modèle par rapport aux précédents est qu'il permet une représentation réaliste de la forme, de la trajectoire des mèches et des géométries des zones de contact. De plus les géométries obtenues étant cohérentes, elles sont utilisables telles quelles pour la réalisation de simulations alors qu'avec les autres logiciels, des vides, ou des interpénétrations peuvent être présents. Ce logiciel a par ailleurs été adapté dans le cadre des travaux de Wendling [WEN13-WEN14] à la modélisation d'*interlocks* de carbone (G1151®). Une analyse de la structure interne du tissu a montré que celle-ci ne correspondait pas à la géométrie initiale attendue (en ce qui concerne le positionnement des mèches de trame notamment). La présence de plusieurs types de contacts entre mèches de mêmes réseau et mèches de réseaux distincts a aussi été rapportée et prise en compte dans le logiciel GeoFab, ce qui a permis de générer un modèle CAO réaliste de la maille élémentaire (Figure 1.12). Une méthode de maillage automatique de la géométrie a de plus été développée.

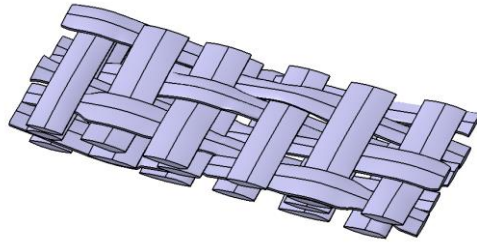


Figure 1.12. Modèle CAO d'un interlock [WEN13].

Dans le cadre de cette étude, le logiciel GeoFab sera utilisé car il permet de générer des géométries représentant de manière réaliste la structure interne des tissus et qui sont utilisables telles quelles pour réaliser des simulations. Des modifications seront toutefois nécessaires pour adapter le logiciel à la modélisation de tissus 3D. Une fois la géométrie obtenue et maillée, la réalisation de simulations nécessite de définir la loi de comportement des mèches, cela fait l'objet du paragraphe suivant.

1.6.3. Loi de comportement

Comme cela a été évoqué, les modèles CAO de mailles élémentaires obtenus peuvent être utilisés pour réaliser différents types de simulations comme des calculs de perméabilité ou de propriétés mécaniques des pièces composites. En ce qui concerne les simulations sur tissus secs, la prise en compte du comportement spécifique des milieux fibreux et des grandes transformations entrant en jeu a conduit au développement de lois de comportement spécifiques. Les approches les plus utilisées se basent sur l'utilisation de lois de comportement hypoélastiques [BAD09] et hyperélastiques [CHA11]. Dans le cadre de cette étude, le choix s'est porté sur l'utilisation d'une approche hypoélastique, développée au LaMCoS de L'INSA Lyon, qui permettra notamment de réutiliser les travaux de Wendling [WEN13].

Les lois hypoélastiques relient une dérivée objective du tenseur de Cauchy $\overline{\overline{\sigma}}$ au tenseur des taux de déformations $\overline{\overline{D}}$ et au tenseur de comportement $\overline{\overline{C}}$ par la relation :

$$\overline{\overline{\sigma}} = \overline{\overline{C}} : \overline{\overline{D}} \quad (1.2)$$

Dans le domaine des renforts textiles, ce type de loi a été utilisé seulement pour modéliser le comportement de mèches de type *roving*. La direction des fibres est notée f_1 et les directions transverses f_2 et f_3 . En se basant sur les observations montrant une répartition homogène des fibres au sein des mèches, le comportement des *rovings* est décrit par une loi de comportement isotrope transverse dans la direction perpendiculaire à celle des fibres [BAD08]. $\overline{\overline{C}}$ est donc de la forme :

$$[C_{fi}] = \begin{bmatrix} C_{1111} & C_{1122} & C_{1122} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{2222} & C_{2233} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{2222} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{1212} & 0 & 0 \\ \text{Symétrie} & & & & C_{2323} & 0 \\ & & & & & C_{1212} \end{bmatrix} \quad (1.3)$$

Le terme prépondérant est la rigidité longitudinale de la mèche (C_{1111}). L'utilisation d'une dérivée objective suivant précisément la direction des fibres [BAD09] est nécessaire pour décrire correctement le comportement de la mèche.

Reste ensuite à identifier les paramètres de la loi de comportement. Badel [BAD08] utilise la forme suivante :

$$[C_{fi}] = \begin{bmatrix} E^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \left(\frac{A+B}{2}\right) & \left(\frac{A-B}{2}\right) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \left(\frac{A+B}{2}\right) & \left(\frac{A-B}{2}\right) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \text{Symétrie} & & G & 0 & 0 & 0 \\ & & & B & 0 & 0 \\ & & & & G & 0 \end{bmatrix} \quad (1.4)$$

Le coefficient C_{1122} est supposé nul (pas de réduction de la section transverse du *roving* lors d'une sollicitation en traction).

E^* est le module d'Young apparent de la mèche : $E^* = E \frac{S_0}{S}$ avec S_0 la section initiale et S la section actuelle de la mèche. E est identifié par des essais de traction sur mèches et est supposé constant (comportement linéaire en traction).

G est le module de cisaillement qui est supposé faible de telle sorte à reproduire la rigidité de flexion faible des *rovings*.

A et B rendent compte du comportement en compaction de la mèche et sont respectivement de la forme $A_0 e^{-p\varepsilon_s} e^{n\varepsilon_{11}}$ et $B_0 e^{-p\varepsilon_s}$ avec ε_s la composante sphérique des déformations. A_0 et B_0 sont des coefficients élastiques relatifs à la variation de surface et de forme de la section. Les valeurs des différents coefficients sont identifiées par recalage sur des essais de traction de renforts. Il a toutefois été montré que l'utilisation de cette forme de loi pouvait conduire à l'apparition d'instabilités numériques et à des valeurs de contraintes non réalistes dans les simulations [WEN13]. Pour pallier ce problème, Wendling [WEN13] a proposé un nouveau modèle permettant, directement à partir des essais de compaction sur mèches, d'identifier et d'implémenter leur comportement.

Comme évoqué, les tissus étudiés sont composés de *rovings* dans les travaux existants. La forme de la loi est donc adaptée à la description de leur comportement. Pour répondre aux objectifs de la présente étude, il sera nécessaire de caractériser le comportement des mèches comélées et par conséquent de réaliser un ensemble d'essais : traction, compaction, flexion et frottement entre mèches (intervenant au niveau des contacts entre mèches dans le tissu) pour être à même d'adapter la loi de comportement de manière à modéliser correctement leur comportement.

1.7. Caractérisation expérimentale du comportement des mèches et des renforts : état de l'art

Comme cela a été précisé dans le paragraphe précédent, la modélisation du comportement des mèches comélées nécessite de réaliser des essais de traction, compaction, flexion et frottement. Par ailleurs, la réalisation de simulations de drapage par l'université de Dresde dans le cadre du projet 3DLT requiert la caractérisation du comportement des tissus en traction, flexion, cisaillement, ainsi que des données de frottement tissu-outil. Pour la validation de ces simulations macroscopiques, un essai de mise en forme sur une géométrie complexe est aussi nécessaire. Par ailleurs, la compressibilité

transverse des tissus aura une influence significative sur le choix des équipements à utiliser et les propriétés mécaniques des pièces obtenues. Par conséquent, des essais de compaction seront aussi réalisés. Outre les données d'entrée pour les simulations de drapage, ces différents résultats d'essais sur tissu permettront aussi de valider les résultats des simulations à l'échelle mésoscopique.

Dans la suite de ce paragraphe, un état de l'art des différentes machines, dispositifs et protocoles qui ont été développés pour la caractérisation du comportement des mèches et des tissus est présenté. Les résultats des essais, les paramètres influant sur ces résultats et les modèles qui ont été développés sont rapportés. L'objectif de cette étude bibliographique est de définir les dispositifs, les protocoles, les types et les paramètres d'essais qui seront utilisés pour la caractérisation expérimentale des tissus 3D et des mèches qui les constituent. Les modèles présentés concernant la modélisation du comportement des fibres et ensembles de fibres seront aussi utiles pour la compréhension et la modélisation du comportement des mèches coméleées.

1.7.1.Essais de traction

1.7.1.1.Comportement des fibres et des mèches

Dans le cadre des simulations à l'échelle mésoscopique, la description précise du comportement en traction des mèches coméleées est indispensable. Pour être à même d'appréhender et de modéliser correctement les mécanismes mis en jeu lors de la sollicitation en traction de ce type de mèches, la compréhension des phénomènes régissant le comportement en traction des fibres et ensembles de fibres est nécessaire. Étant donné que les mèches coméleées sont composées de fibres longues, seules les études portant sur des mèches composées de ce type de fibres sont considérées ci-dessous. Une grande partie de ces études concerne des mèches de verre ou de carbone. Les résultats présents dans la littérature concernant les *rovings* et les mèches twistées (ou retordues) sont rapportés. En effet comme cela sera évoqué dans le paragraphe 1.7.1.1.4, l'étude de leur comportement est utile pour la compréhension et la modélisation du comportement en traction des mèches coméleées. Les travaux et principaux résultats de la littérature portant sur les mèches coméleées sont aussi présentés dans ce même paragraphe.

1.7.1.1.1.Fibres

Le comportement en traction des fibres de verre ou carbone est linéaire élastique fragile [CHI84-PAN97]. Les essais de traction sur fibres montrent que les contraintes à rupture mesurées expérimentalement sont faibles comparées à celles qui pourraient être attendues théoriquement (ces dernières étant de l'ordre de 10 % du module d'Young [HIL98-ZWA89]). Cette rupture prématurée est expliquée par la présence de défauts à l'échelle microscopique sur les fibres. Des fissures se propagent à partir de ces défauts et conduisent à la rupture des fibres comme visible sur la Figure 1.13 [GOD86].

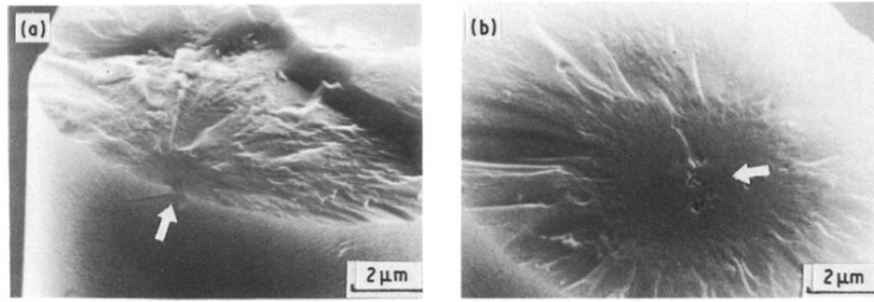


Figure 1.13. Défauts conduisant à la rupture de fibres [GOD86].

Ces défauts peuvent apparaître lors de la fabrication des fibres (on peut supposer que c'est le cas pour les défauts situés à l'intérieur des fibres) ou être provoqués par l'abrasion de la fibre lors des manipulations (défauts de surfaces). Une des conséquences principales de la présence de ces défauts est la tendance à la diminution de la résistance à rupture des fibres avec l'augmentation de leur longueur. En effet, plus la fibre est longue, plus la probabilité de présence de défauts sévères augmente et donc plus la résistance à rupture de la fibre diminue. Ce phénomène avait été observé dès le 15^{ème} siècle par Léonard de Vinci sur des fils de fer. Il a ensuite été conceptualisé par Edmé Mariotte avec la théorie du maillon faible : la fibre est assimilée à une suite d'éléments en série et sa rupture correspond à la rupture du plus faible des éléments (là où le défaut le plus sévère est présent) [PIE26-WEI51]. En se basant sur ces constatations et en supposant que les défauts sont répartis de manière homogène le long de la fibre, Weibull [WEI51] a montré que la probabilité de rupture d'une fibre de longueur L soumise à une contrainte σ pouvait être écrite sous la forme :

$$F(\sigma) = 1 - e^{-L\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m} \quad (1.5)$$

Où σ_0 et m sont les paramètres d'échelle et de forme de la distribution de Weibull. Le comportement de la fibre étant linéaire élastique on peut écrire :

$$\sigma = E_f \varepsilon \quad (1.6)$$

Avec E_f le module d'Young de la fibre (l'hypothèse est faite que la présence des défauts n'a pas d'influence sur le module des fibres). La probabilité de rupture d'une fibre soumise à une déformation ε peut donc s'écrire :

$$F(\varepsilon) = 1 - e^{-L\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^m} \quad (1.7)$$

$$\text{Avec } \varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E_f}$$

1.7.1.1.2. Roving

Il est possible, grâce aux résultats du paragraphe précédent, de proposer un modèle pour décrire le comportement des assemblages de fibres (*rovings*) qui sont largement utilisés pour la réalisation de renforts tissés. Les principales hypothèses de construction du modèle sont les suivantes :

- Il n'y a pas d'interactions entre les fibres dans la mèche ;
- La mèche est composée d'un grand nombre de fibres ;
- Les fibres sont parfaitement parallèles et de même longueur.

Sous ces hypothèses, le comportement contrainte-déformation en traction d'un *roving* peut s'écrire :

$$\sigma = E_f(1 - D)\varepsilon = E_f \varepsilon e^{-L\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^m} \quad (1.8)$$

Avec $D = 1 - e^{-L\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^m}$ variable d'endommagement égale au rapport entre nombres de fibres cassées et nombre de fibres total dans la mèche [HIL98].

La forme typique de la courbe obtenue est représentée sur la Figure 1.14 où les valeurs utilisées sont $E_f = 74000 \text{ MPa}$ (module d'Young de la fibre de verre), $m = 10$, $L = 0,1$ et $\varepsilon_0 = 0,012$.

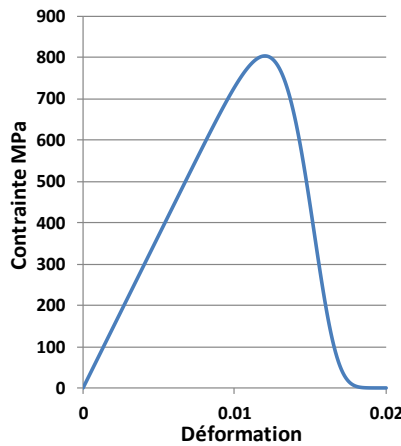


Figure 1.14. Comportement d'un roving selon le modèle de Weibull.

Le comportement en début de chargement est linéaire. La rupture des fibres conduit ensuite à une perte de linéarité puis à un adoucissement progressif. La déformation correspondant à la valeur maximale de la contrainte est atteinte en $\varepsilon_{max} = \varepsilon_0 \left(\frac{1}{Lm}\right)^{1/m}$ pour une valeur de contrainte $\sigma_{max} = E_f \varepsilon_0 \left(\frac{1}{Lme}\right)^{1/m}$.

Si l'on considère un *roving* composé d'un nombre de fibres N_f , sa courbe de comportement force-déformation peut être obtenue par [CHI84] :

$$P(\varepsilon) = AN_f E_f e^{-L\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^m} \quad (1.9)$$

Avec P l'effort en Newtons et A la section d'une fibre. Le facteur AN_f qui correspond à la section de matière dans la mèche peut être estimé grâce à la masse linéique de la mèche, notée Tex et à la masse volumique ρ du matériau constitutif par la formule :

$$S_{mat} = AN_f = \frac{Tex}{\rho} \quad (1.10)$$

Pour décrire le comportement d'une mèche, il est nécessaire d'identifier les valeurs de ε_0 et m . Elles peuvent être déduites de la moyenne et de l'écart type des contraintes à rupture des fibres constituant la mèche [ZWA89]. Néanmoins, le plus souvent ces paramètres sont recalés de manière à reproduire les courbes de comportement des mèches [CHI84]. Les valeurs typiques de ε_0 sont de l'ordre du pourcent pour les fibres de verre et légèrement inférieures pour les fibres de carbone. Des valeurs de m comprises entre 4 à 10 sont rencontrées dans la littérature pour ces deux types de fibres.

L'avantage de ce modèle est sa simplicité et le fait qu'il permet dans certains cas une très bonne description du comportement effectif des mèches [ZHO09]. Néanmoins, il n'est pas toujours parfaitement adapté et de nombreuses études proposent des versions modifiées. Ces études ont conduit à l'identification d'autres phénomènes qui interviennent dans le comportement des *rovings* et qu'il est intéressant de mentionner ici :

- En début de chargement, une phase de comportement non linéaire peut être observée. Elle est néanmoins la plupart du temps très limitée dans le cas des *rovings*. Le phénomène prépondérant pour expliquer ce comportement non linéaire initial est le fait que dans la mèche toutes les fibres ne commencent pas à entrer en tension au même moment, phénomène pouvant être dû à une légère différence de longueur des fibres [CHU06]. Le modèle développé par Chudoba [CHU06] pour décrire ce phénomène sera détaillé et réutilisé dans la partie modélisation du comportement des mèches coméelées ;
- Dans la mèche, toutes les fibres n'ont pas le même diamètre. De plus, le diamètre peut varier le long d'une même fibre. Les propriétés mécaniques des fibres, notamment leur module d'Young peut dépendre de leur diamètre [LEC07-WAT85] ;
- La localisation des défauts sur les fibres peut subir des fluctuations à grande échelle. D'autre part différents types de défauts (de surface ou de volume comme montré sur la Figure 1.13) sont présents au niveau des fibres, ces dernières pouvant présenter un seul ou les deux types de défauts [GOD86]. Ces constatations ont conduit à proposer des lois de Weibull modifiées de type bimodal, avec un paramètre d'échelle et de forme pour chaque type de défaut ;
- La comparaison des résultats d'essais entre mèches lubrifiées et mèches non lubrifiées [HIL95] montre que les mèches lubrifiées présentent des contraintes à rupture plus importantes que celles non lubrifiées (de l'ordre de 10 à 20 %). Cela laisse supposer que des mécanismes d'endommagement mutuels entre fibres ont lieu au cours de l'essai de traction, ce qui n'est pas compatible avec les hypothèses faites dans le cadre du modèle de Weibull ;
- La validité du modèle de Weibull peut se poser dans le cas où la longueur L est très faible, car les contraintes à rupture tendent alors vers l'infini alors que la résistante à rupture des fibres est bornée. Dans ce cas, la théorie de Weibull n'est plus applicable telle quelle [ZWA89] ;
- L'influence de la vitesse de déformation n'est pas prise en compte dans le modèle alors que les résultats expérimentaux montrent qu'une augmentation du module et des contraintes à rupture peut être observée lorsque la vitesse de déformation augmente [WAN99-CHU07]. D'autres paramètres, notamment la température et l'humidité peuvent jouer un rôle. Ces phénomènes peuvent en partie être décrits en introduisant une dépendance de la valeur de m et ε_0 aux différents paramètres d'essais [WAN99] ;
- D'autres phénomènes comme la propagation sous critique de fissures [R'MI11] ont été décrits.

Il est évident qu'estimer l'influence de tous les paramètres décrits ci-dessus sur le comportement de la mèche nécessiterait des campagnes d'essais gigantesques. Néanmoins, il est à noter que ces phénomènes ont le plus souvent un impact sur les valeurs de la contrainte à rupture des *rovings*, mais peu d'influence sur leur module. Ce dernier peut être estimé assez précisément à priori en connaissant le matériau et la masse linéique de la mèche et sans même avoir à réaliser d'essai.

Lors de la modélisation du comportement des mèches, il est important de prendre en compte une éventuelle diminution de leur section transversale lorsqu'elles sont sollicitées en traction. Dans le cas des *rovings*, de par l'arrangement parallèle des fibres, la section transversale de la mèche ne diminue pas ou très peu. C'est pourquoi, dans les lois de comportement utilisées dans les modèles mésoscopiques décrivant le comportement des *rovings*, le coefficient de Poisson reliant les déformations longitudinales et transverses est supposé nul (voir paragraphe 1.6.3).

1.7.1.1.3. Mèches twistées

Les fibres peuvent aussi être structurées sous forme de mèches twistées (ou retordues). Bien que le twist soit la plupart du temps utilisé pour réaliser des mèches à base de fibres courtes, des mèches twistées de filaments continus, souvent obtenues en twistant des *rovings*, peuvent aussi être utilisées. Des études, notamment dans le domaine textile, ont été réalisées sur ce type de mèches. Les résultats principaux sont présentés ici.

Le twist est défini par un sens (S ou Z) et par un niveau de twist T (souvent en tours par mètres) [SHA12]. La structure hélicoïdale idéalisée d'une mèche twistée est présentée sur la Figure 1.15 [SHA12]. La mèche est supposée de section circulaire de rayon R et l'hypothèse est faite que chaque fibre suit une trajectoire située à une distance constante r de l'axe central de la mèche. En réalité si l'on considère une mèche de longueur suffisamment importante, toutes les fibres la composant sont sensées avoir la même longueur. Il existe donc un phénomène de migration de la position axiale des fibres au sein de la mèche. Dans la structure réelle, d'autres phénomènes (microbouclage des fibres par exemple) peuvent apparaître [PAN01-SHA12]. L'angle de twist θ_r d'une fibre située à une distance r de l'axe de la mèche est obtenu par :

$$\tan(\theta_r) = \frac{2\pi r}{h} \quad (1.11)$$

Avec h la longueur de twist $\left(h = \frac{1}{T}\right)$.

L'angle de twist θ_R de la fibre située sur l'enveloppe externe de la mèche (en $r = R$) est souvent noté α . Il est à noter que plus le niveau de twist augmente, plus le V_f (fraction volumique de fibres dans la mèche, correspondant au rapport entre section de matière dans la mèche et section occupée par la mèche) augmente. Des formules semi-empiriques existent pour estimer cet effet [PAN92]. D'autres formules existent aussi pour estimer l'angle de surface α en fonction de V_f , T et de la masse linéique de la mèche [SHA12].

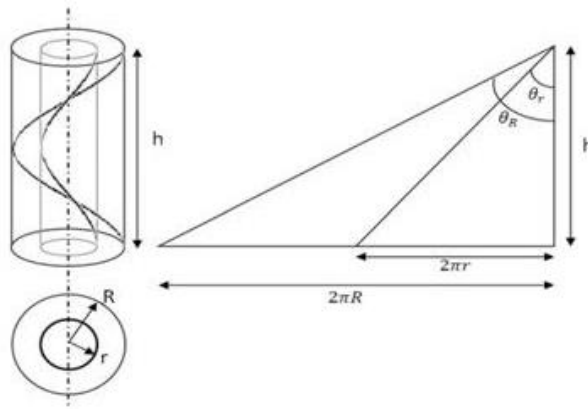


Figure 1.15. Modèle géométrique idéalisé d'une mèche twistée.

Les résultats expérimentaux sur mèches twistées de filaments continus montrent :

- Une phase de comportement non linéaire initiale [CHU07] attribuable à la structure de la mèche et à sa réorganisation pendant la traction [PHO79]. Le comportement devient ensuite quasi linéaire, néanmoins le module de la mèche twistée est plus faible comparé à celui qui serait observé sur la même mèche non twistée. Il a été montré que plus le twist augmente, plus le module de la mèche diminue. Cela est dû en partie au fait que l'angle entre fibres et direction de traction augmente avec le twist, mais aussi à d'autres facteurs comme les propriétés mécaniques du matériau constituant la mèche et à la réorganisation de sa structure au cours de la sollicitation [RAO99]. La structure twistée conduit en effet à l'apparition de contraintes latérales et à une diminution notable de la section de la mèche [PAN00] durant l'essai de traction. Il a été montré que les déformations latérales de la mèche peuvent être jusqu'à 10 fois supérieures à la déformation imposée dans la direction de traction ;
- Une augmentation de la ténacité (résistance à rupture) de la mèche lorsque le twist est modéré (la ténacité maximale de la mèche twistée étant atteinte pour des angles de surface α de l'ordre de 7°). Cependant lorsque le twist devient plus important l'inverse est constaté. L'augmentation de la ténacité de la mèche twistée pour des twists modérés est expliquée par le phénomène de fragmentation : dans la mèche twistée, du fait de la compression latérale et du frottement avec les autres fibres, les fibres se comportent comme un assemblage de segments mécaniquement indépendants. Cela peut par exemple conduire au fait, observé expérimentalement, qu'une fibre puisse casser plusieurs fois au sein de la mèche. En se basant sur ces observations, une longueur critique L_c a été définie. Cette longueur est relative au comportement des fibres dans la structure twistée, sa valeur est inférieure à la longueur L totale de la fibre et vient se substituer à cette dernière dans l'équation 1.7 [PAN01], expliquant la ténacité plus importante de la mèche twistée comparée au *roving*. Par contre, quand le twist devient important, l'endommagement mutuel entre fibres devient significatif et conduit à une rupture plus précoce de la mèche twistée ;
- La rupture des mèches twistées est plus brutale que celle des *rovings* [CHU07]. Dans les *rovings* il n'y a pas ou peu d'interactions entre fibres, ce qui implique que la rupture d'une fibre n'a pas d'effet direct et ne conduit pas à la rupture d'autres fibres dans la mèche. Les fibres étant au contraire liées entre elles de manière plus intime dans la structure twistée, la rupture rapprochée de quelques fibres peut conduire à la rupture totale et brutale de la mèche.

Différents modèles ayant pour objectif d'estimer le module, effort à rupture, et comportement transverse des mèches twistées ont été développés [GEG07-PHO79-RAO99-PAN01-PAN02]. Gegauff [GEG07] a par exemple proposé un modèle permettant d'estimer le module d'une mèche twistée. Il se base sur le modèle géométrique idéalisé présenté sur la Figure 1.15. En faisant l'hypothèse simplificatrice qu'il n'y a pas de variation du diamètre de la mèche pendant la sollicitation en traction, il a montré que le module d'Young de la mèche twistée est alors égal à :

$$E_f \times \cos^2(\alpha) \quad (1.12)$$

Avec E_f le module d'Young des fibres constitutives et α l'angle de twist de surface. Ce modèle a l'avantage d'être très simple, mais les résultats obtenus sous-estiment souvent l'influence du twist [RAO99]. Des modèles plus complets ont été développés comme celui de Rao [RAO99] ou un ratio d'anisotropie (ratio entre le module longitudinal et le module de cisaillement radial) est pris en compte.

1.7.1.1.4. Mèches comélées

On se limite ici aux études portant sur les mèches comélées par air, procédé par lequel ont été obtenues les mèches utilisées dans cette étude. Il existe relativement peu d'études comparé aux *ro-vings* et aux mèches twistées. L'observation des mèches obtenues grâce à ce procédé [ALA05] montre que leur structure est fortement impactée par le procédé de comélage et l'utilisation de la suralimentation. Les mèches comélées sont typiquement de section circulaire ou ellipsoïdale [KRA12]. De fortes variations de diamètre sont observées le long des mèches (du simple au quintuple) avec la présence de sections ouvertes et de sections compactes aussi appelées nœuds (voir Figure 1.16). Alagirusamy [ALA05] a montré que différents types de nœuds correspondant à différentes répartitions et entrelacement des fibres de renfort et de matrice peuvent être distingués [ALA05]. Le degré d'entrelacement de la mèche, égal au rapport entre longueur totale des nœuds et longueur de la mèche, est défini. La structure des nœuds est complexe et instable : certains ont tendance à disparaître lorsque la mèche est sollicitée en traction [ALA05].

La fréquence des nœuds, leur type, leur longueur, le degré d'entrelacement et la répartition des fibres dans la mèche sont affectés par [KRA12] :

- Les paramètres utilisés lors du procédé de comélage (pression d'air, suralimentation, vitesse de comélage). Les travaux de Kravaev [KRA12] tendent à montrer que le comélage est de meilleure qualité (meilleur mélange des fibres) avec des pressions plus élevées et des vitesses moins grandes ;
- Les caractéristiques de la machine (géométrie du « *nozzle* » de comélage) ;
- Les matériaux comelés c'est à dire le nombre de mèches utilisées en entrée, leurs masses linéiques, la rigidité des filaments [ALA05-KRA12]. Il semble par exemple préférable d'utiliser plusieurs mèches de faible masse linéique en entrée plutôt qu'une seule mèche de masse linéique importante [KRA12] ;
- Le procédé de comélage par air peut aussi induire un endommagement des fibres [MADE07].

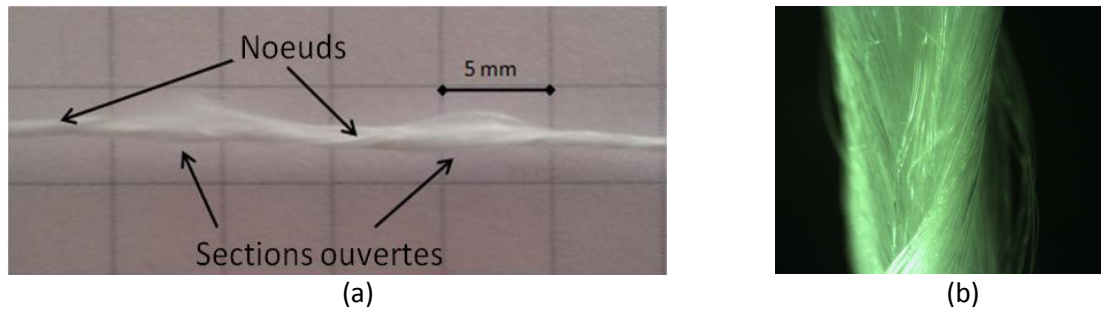


Figure 1.16. Structure d'une mèche comélée : a. Structure globale, b. Détail d'un nœud.

L'intégralité des paramètres cités ont un impact sur la structure finale de la mèche et par conséquent un effet sur son comportement en traction [MAN09-OGA10]. Des résultats d'essais de traction sur mèches comélées de verre et polyester, nylon et polypropylène sont présentés dans l'étude d'Ogale [OGA10]. Les résultats montrent que la première phase du comportement est principalement gouvernée par la présence de la fibre de verre, de module plus important que les fibres thermoplastiques. La fibre de verre casse ensuite et la charge est reprise par les fibres thermoplastiques, qui peuvent s'allonger de plusieurs dizaines de pourcents. Les résultats présentés ne permettent néanmoins pas une description détaillée du comportement en traction des mèches comélées. Dans les travaux de Torun [TOR11], les valeurs du module d'Young et effort à rupture de mèches comélées verre/polypropylène sont rapportées. L'influence du twistage de la mèche sur ces paramètres est évaluée. Un modèle visant à estimer le module d'Young de la mèche comélée, se basant sur l'hypothèse que la structure au niveau des nœuds est assimilable à celle d'une mèche twistée, est proposé. Il sera présenté plus en détails et réutilisé dans le Chapitre 4. Aucun article traitant de l'influence des paramètres d'essais tels que la vitesse de déformation et la longueur d'échantillon sur ce type de mèches n'a été répertorié.

1.7.1.1.5. Endommagement de tissage

Pendant le processus de tissage, les mèches peuvent être endommagées de manière significative. Cela semble être particulièrement le cas lors du tissage de renforts tridimensionnels. Certains travaux [LEE02-RUD03] ont permis d'estimer l'influence de l'endommagement du tissage sur des *rovings* de verre utilisés lors de la fabrication de tissus 3D. Les résultats des essais de traction sur les mèches de chaîne et les *binders* à la fin du procédé de tissage montrent une réduction de 30 à 50 % de leur résistance à rupture tandis que leur module est assez peu diminué (entre 5 et 7 %). L'origine de cet endommagement est attribuée principalement à l'abrasion entre les fibres et les pièces de la machine lors du tissage. La prise en compte de l'influence de cet endommagement sur le comportement mécanique des mèches est primordiale.

1.7.1.1.6. Conclusion

Contrairement aux *rovings* et aux mèches twistées, très peu de résultats sont présents dans la littérature concernant la caractérisation expérimentale et la modélisation du comportement des mèches comélées. Le comelage conduit à une structure très particulière et complexe des mèches et les paramètres de comelage ont un effet significatif sur leur comportement en traction. Au vu des résultats présentés sur les fibres, *rovings* et mèches twistées, il est à supposer que la vitesse de déformation et la longueur d'échantillon auront une influence sur le comportement des mèches comélées. Ces résultats laissent aussi supposer qu'une réduction de la section transversale de la mèche pendant la

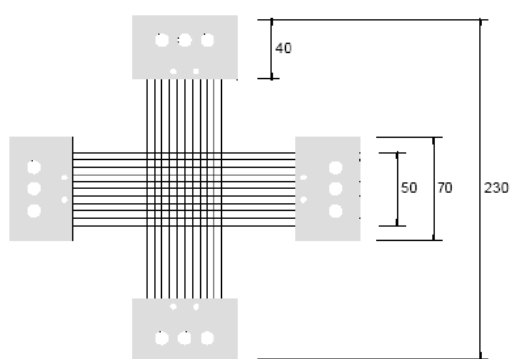
sollicitation en traction est probable. Enfin, il est important d'évaluer l'influence de l'endommagement subi par les mèches coméleées pendant les procédés de tissage sur leur comportement mécanique.

Des normes existent pour la réalisation des essais de tractions sur mèches. On peut notamment citer les normes ISO 2062 et ISO 3341 [ISO2062-ISO3341]. Cependant, il n'y a pas de standard spécifique connu pour la réalisation d'essais sur les mèches coméleées. Dans le Chapitre 2, un protocole sera donc proposé et validé. Celui-ci devra permettre d'accéder au comportement contrainte-déformation des mèches en traction ainsi qu'à l'évolution de la section transversale au cours de l'essai. Les essais seront en outre réalisés pour différentes longueurs d'échantillons et vitesses de déformations en vue de quantifier l'influence de ces paramètres. Enfin des essais de traction seront réalisés sur des mèches extraites des tissus 3D en vue de mettre en évidence l'influence de l'endommagement de tissage.

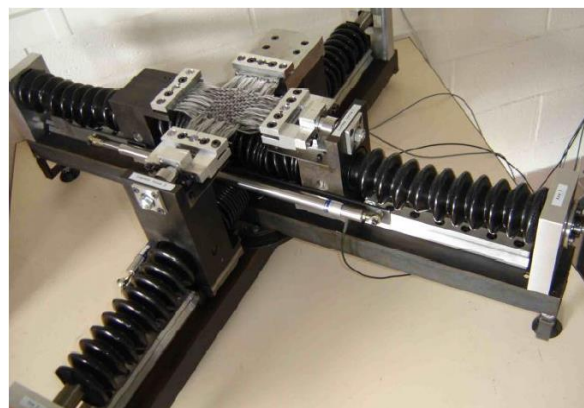
1.7.1.2. Comportement des tissés

Lors des procédés de mise en forme, les renforts sont soumis à des sollicitations en traction le long de la direction des mèches par le biais des serre-flans par exemple. La prise en compte du comportement en traction des tissus dans les simulations de drapage, et donc sa caractérisation expérimentale est par conséquent indispensable.

De par la structure des renforts et l'entrelacement des réseaux chaîne et trame, le comportement effort/déformation dans un sens du réseau (trame ou chaîne) dépend de l'état de déformation dans l'autre direction. Le comportement des tissus est caractérisé expérimentalement en utilisant des machines de traction biaxiale. Les essais sont réalisés sur des éprouvettes cruciformes (Figure 1.17.a) orientées suivant les directions trame et chaîne. Les machines disposent de deux axes pilotés en déplacement de manière indépendante qui permettent de réaliser des essais avec différents rapports de déformation $k = \frac{\varepsilon_{trame}}{\varepsilon_{chaîne}}$ (Figure 1.17.b). Il est à noter que le rapport des vitesses de déplacement imposées par les axes de la machine biaxiale n'est pas égal au rapport des déformations au sein de la zone utile de l'échantillon [CAR12]. Il est donc nécessaire de faire appel à des techniques de mesure optique pour mesurer les déformations au sein de l'échantillon et obtenir la valeur réelle de k .



(a)



(b)

Figure 1.17. Traction biaxiale : a. Géométrie d'éprouvette b. Machine de traction [DUO08].

Les mécanismes mis en jeu lors d'un essai biaxial sur un tissu avec armure simple bidimensionnelle (taffetas) sont décrits sur la Figure 1.18. Si un essai de traction est réalisé dans la direction trame avec la direction chaîne libre (essai de traction uniaxiale), sous de faibles efforts, les mèches de trame vont s'aligner et devenir rectilignes (ou quasi rectilignes). Durant cette phase un comportement non linéaire

marqué du tissu est observé. Une fois les mèches rectilignes, le comportement du tissu est linéaire et sa rigidité ramenée en $N/mèche$ est proche de celle des mèches. La transition entre les deux phases s'effectue pour des valeurs de déformations proches de l'embuvage des mèches. Si en parallèle de la déformation dans le sens trame, une déformation est imposée dans le sens chaîne, la tension dans les mèches de chaîne va empêcher les mèches de trame de se désonduler complètement, il en résulte une phase de comportement non linéaire moins marquée que dans le cas où les mèches de chaîne sont libres [GAS00]. Il a d'autre part été montré que pendant la sollicitation en traction du tissu, l'épaisseur des mèches pouvait être fortement réduite [GAS00]. Leur comportement en compaction influe donc sur le comportement en traction des tissus.

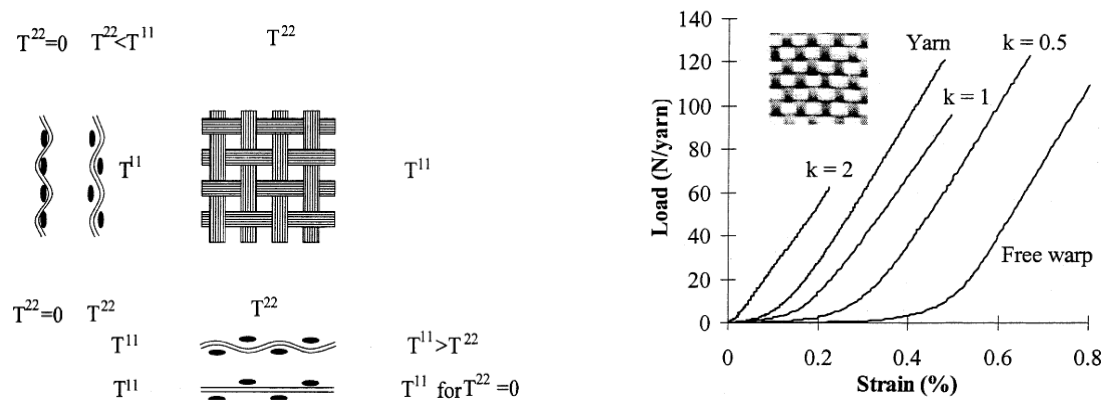


Figure 1.18. Comportement d'un tissu en traction biaxiale [GAS00].

Typiquement, les essais sont réalisés pour différentes valeurs du coefficient k . Le comportement du tissu peut ensuite être entièrement caractérisé par le tracé de deux surfaces représentant l'évolution de l'effort de traction dans les mèches de trame et de chaîne en fonction de la déformation dans ces deux directions (voir Figure 1.19). Dans le cas des tissus tridimensionnels, l'entrelacement complexe des mèches rend l'analyse des résultats et phénomènes entrant en jeu plus délicate et très peu de résultats existent dans la littérature.

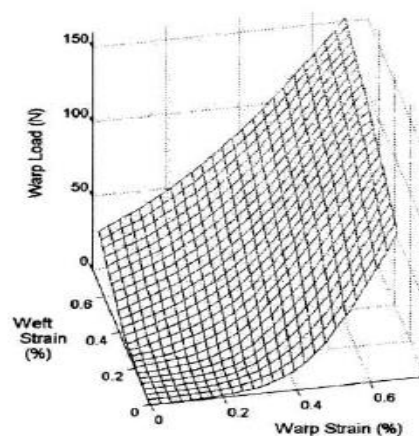


Figure 1.19. Surface de comportement biaxiale [GAS00].

Par ailleurs, des travaux ont été menés dans le but d'estimer la résistance à rupture des tissés en fonction de celle des mèches, notamment après qu'il eut été constaté que dans certains cas la résistance des tissés apparaissait comme étant supérieure à celle des mèches (en terme d'effort par mèche) pour des longueurs d'échantillons similaires [PAN96-REA91]. Il a été montré [PAN96] que les interactions entre mèches au sein des tissus étaient à l'origine de ce phénomène. De la même manière que pour les fibres au sein des mèches twistées (voir paragraphe 1.7.1.1.3), ceci a conduit à la définition d'une longueur critique L_c inférieure à la longueur L globale de la mèche (et se substituant donc à celle-ci dans l'Équation 1.9 et relative à son comportement dans le milieu tissé. Une expression de la longueur critique a été obtenue par Pan [PAN96] dans le cas d'un taffetas en prenant en compte l'architecture du tissu, la taille et la forme des zones de contact ainsi que l'interaction entre mèches au niveau de ces contacts (les mèches étant supposées de section ellipsoïdale). Ce modèle suppose de plus que toutes les mèches ont exactement la même forme de trajectoire au sein du tissu. Ce type d'approche est toutefois difficilement extensible à des tissus plus complexes étant donné les très nombreux paramètres entrant en jeu. Dans le cas des renforts pour composites, d'autres facteurs, tels que l'endommagement par frottement mutuel entre mèches qui ne sont pas pris en compte dans le modèle de Pan pourraient aussi jouer un rôle dans le comportement des mèches au sein des tissus.

À noter que, contrairement au cas des mèches, il existe très peu d'études portant sur l'évaluation de l'influence de paramètres tels que la vitesse de déformation sur le comportement mécanique en traction des tissés.

Il n'existe pas de protocole standard pour la réalisation d'essais de traction sur renforts. Étant donné l'épaisseur importante des tissus 3D, les efforts importants et les déformations faibles qui seront mis en jeu lors des essais sur ce type de tissu, la mise au point d'un protocole spécifique sera nécessaire. Après validation de ce protocole, les tissus 3D seront dans un premier temps caractérisés en traction uniaxiale dans les directions chaîne et trame sur une machine de traction conventionnelle. Les résultats obtenus seront comparés à ceux des essais sur mèches. L'influence de la vitesse de déformation sera aussi évaluée. Ce protocole sera ensuite étendu, si possible, pour pouvoir réaliser des essais de traction biaxiale avec différentes valeurs de k .

1.7.2. Essais de flexion

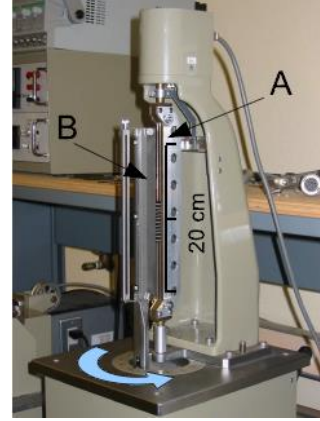
La rigidité de flexion d'un tissu joue un rôle majeur dans son comportement pendant les procédés de mise en forme, en influant notamment sur l'apparition de plis [BOI11]. La prise en compte dans les simulations de drapage du comportement en flexion est donc primordiale. Contrairement au cas des matériaux continus, de par leur structure particulière, la rigidité de flexion des tissus ne peut pas être déduite simplement de leurs propriétés dans le plan. Il est donc nécessaire de réaliser des essais de flexion sur les tissus. L'étude du comportement en flexion des mèches est nécessaire pour identifier les paramètres de la loi de comportement et en particulier la valeur du module de cisaillement qui sera utilisé dans les simulations à l'échelle mésoscopique.

Différents types d'essais ont été développés, initialement dans le domaine textile, pour l'étude du comportement en flexion des mèches et des tissés. Le but de ces essais est de caractériser le comportement moment-courbure ($M - \kappa$). L'essai cantilever standard (voir Figure 1.20.a), proposé par Peirce [PEI30] consiste à mettre en flexion sous poids propre un échantillon (mèche ou tissu) jusqu'à atteindre un angle spécifique ($41,5^\circ$) qui permet, sous l'hypothèse que le comportement en flexion est linéaire élastique, d'identifier simplement la rigidité de flexion de l'échantillon. Le KES (Kawabata's Evaluation

System)-FB2 (voir Figure 1.20.b) permet quant à lui de mesurer directement le comportement moment-courbure d'un échantillon, en charge-décharge. L'échantillon, fixé dans le mors A est déformé en flexion pure de courbure constante par le biais du déplacement du mors mobile B [DEB08]. L'inconvénient du KES-FB2, développé pour le domaine textile, est qu'il n'est pas adapté pour la caractérisation du comportement des renforts et tout particulièrement des renforts tridimensionnels qui sont épais et rigides.



(a)



(b)

Figure 1.20. Dispositifs expérimentaux pour la caractérisation du comportement en flexion : a. Essai cantilever standard, b. KES-FB2.

De Bilbao [DEB08-DEB10] a proposé un essai cantilever généralisé qui permet d'identifier des comportements non élastiques non linéaires. Un échantillon est mis en flexion sous poids propre ou avec l'ajout de masses supplémentaires pour obtenir des courbures suffisantes lorsque la rigidité de flexion est élevée. Au fur et à mesure de l'essai, la longueur d'échantillon mise en flexion est augmentée. Grâce à un module optique, des images du profil de flexion sont enregistrées.

Le profil de flexion est ensuite extrait des images. Le calcul du moment et de la courbure ne peut pas être réalisé directement sur ce dernier, car il est bruité. Un polynôme d'exponentielle est donc utilisé pour reproduire la forme du profil fléchi (les coefficients du polynôme sont calculés par une optimisation aux moindres carrés).

En se basant sur les notations du schéma présenté sur la Figure 1.21, le profil de courbure étant paramétré par l'abscisse $z = f(x)$, la courbure est obtenue par :

$$\kappa = \frac{z''}{(1 + z'^2)^{3/2}} \quad (1.13)$$

Le moment au point P d'abscisse curviligne s est calculé quant à lui par :

$$M(s) = W \int_s^{L_b} (u - s) \cos(\varphi) du \quad (1.14)$$

Avec L_b la longueur d'échantillon fléchi, W le poids de l'échantillon par unité de longueur (N/m), u et $\varphi(u)$ les coordonnées dans le repère de Fresnet [DEB08]. À noter que pour les tissus, le moment est souvent ramené à un moment linéique : $M(s)$ est divisé par la largeur de la bande fléchie.

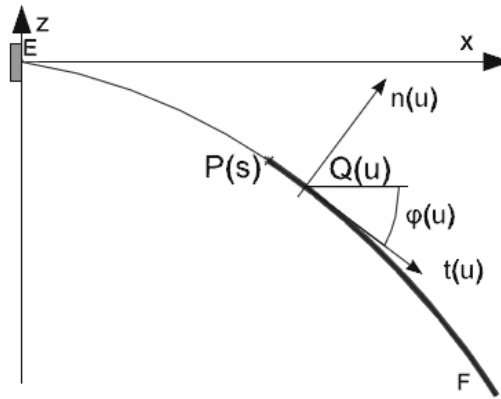


Figure 1.21. Paramétrisation pour le calcul des moments et courbures [DEB08].

Le moment en un point P est maximal quand celui-ci est situé au niveau de l'encastrement E. En effet, lorsque la longueur de flexion est augmentée, l'augmentation de l'inclinaison de la partie fléchie située après le point P conduit à une diminution du moment en ce point qui subit donc une décharge. Si le comportement de l'échantillon est élastique, une seule image de profil fléchi permet de reconstruire son comportement moment-courbure. Si le comportement n'est pas élastique, la courbe $M - \kappa$ est obtenue en traçant l'évolution du moment et de la courbure au point d'encastrement pour différentes longueurs de flexion, la courbure évoluant de manière croissante en ce point. La limitation principale de cet essai vient alors du fait que le point d'intérêt est situé au niveau de l'encastrement et qu'il peut s'avérer délicat d'extraire de manière précise la courbure dans cette zone.

Pour les tissus suffisamment épais, il est possible de réaliser des essais classiques de flexion trois points (voir Figure 1.22). Néanmoins les résultats peuvent être difficiles à interpréter : les efforts mesurés sont faibles et plusieurs modes de déformation interviennent dans le comportement de l'éprouvette, qui a aussi tendance à glisser sur les appuis [ORL12].

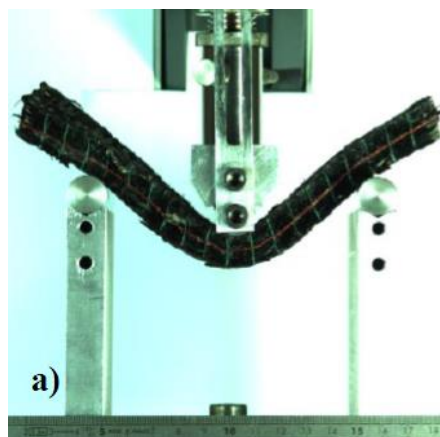


Figure 1.22. Essai de flexion trois points sur un interlock [ORL12].

1.7.2.1. Comportement des mèches

Il existe assez peu de résultats expérimentaux et de modèles portant sur la flexion de mèches de fibres de verre ou de carbone. Cependant, des résultats existent dans le domaine textile sur d'autres types de mèches. Ces derniers montrent que des phénomènes complexes d'interaction entre fibres au sein de la mèche interviennent et peuvent influencer de manière importante sur son comportement. Pour

les *rovings*, deux cas limites peuvent être considérés pour illustrer ce point. Ils ne prennent pas en compte le flambement des fibres qui peut intervenir lors de la flexion [ORL12] et se placent dans le cadre des petites déformations [LYN84-POP66].

Le premier cas limite consiste à supposer qu'il n'y a aucune interaction (pas de frottement) entre fibres : la mèche (ensemble de fibres) se comporte comme une poutre dont la rigidité globale en flexion est égale à la somme des rigidités des fibres. Le moment de flexion M_1 de la mèche s'exprime alors en fonction de la courbure :

$$M_1 = N_f E_f I_f k \quad (1.15)$$

Avec N_f le nombre de fibres dans la mèche, E_f le module d'Young des fibres, I_f le moment d'inertie d'une fibre et k la courbure moyenne de la mèche. La rigidité de flexion de la mèche vaut donc :

$$G_1 = N_f E_f I_f \quad (1.16)$$

En notant ρ la densité du matériau et T_{ex} la masse linéique de la mèche et en supposant que les fibres sont circulaires de diamètre D_f , la relation suivante peut être obtenue [LYN84] :

$$\frac{G_1}{T_{ex}} = \frac{1}{16} \frac{E_f D_f^2}{\rho} \quad (1.17)$$

Des facteurs correctifs existent pour prendre en compte l'influence d'une variabilité du diamètre et de la forme de la section des fibres [LYN84].

Le deuxième cas limite consiste à supposer qu'il n'y a aucun mouvement relatif entre fibres et que la structure se déforme comme un matériau homogène (frottement infini). La relation moment courbure s'exprime alors :

$$M_2 = E_f I_y k \quad (1.18)$$

Avec I_y le moment d'inertie de la mèche. La mèche est ici supposée circulaire de diamètre D_y . Il est possible d'exprimer le moment d'inertie de la mèche en fonction de son diamètre et de la fraction volumique de fibre :

$$I_y = \frac{V_f \pi D_y^4}{64} = \frac{N_f^2 \pi D_f^4}{V_f 64}$$

Et donc :

$$M_2 = \frac{N_f^2}{V_f} E_f I_f k \quad (1.19)$$

On a donc :

$$G_2 = \frac{N_f}{V_f} G_1 \quad (1.20)$$

Un facteur $\frac{N_f}{V_f}$ intervient entre les deux cas limites sachant qu'un *roving* de verre ou carbone comporte de plusieurs centaines à plusieurs milliers de fibres. Ce rapport vaut $\frac{4e^2}{3D_f^2}$ pour une mèche rectangulaire d'épaisseur e .

La rigidité de flexion réelle des mèches semble en réalité beaucoup plus proche de G_1 que de G_2 . Ceci a été vérifié par Ly sur de la laine [LYN84]. Il semble que ce soit aussi le cas pour les *rovings* de verre et de carbone. Dans l'étude menée par Greech [CRE06] par exemple, un module axial de 0,07 *GPa* est utilisé pour reproduire le comportement en flexion de mèches de carbone de module 230 *GPa*. Cependant, un frottement limité entre fibres intervient, notamment du fait de l'ensimage qui assure la cohésion de la mèche. Ce frottement provoque un raidissement de la structure de la mèche, une non-linéarité de la relation moment-courbure, et induit par conséquent un comportement hystérétique du fait de la dissipation d'énergie par frottement. Le comportement typique en flexion d'une mèche est représenté sur la Figure 1.23. Le couple coercitif de la mèche est défini comme étant égal à la taille de l'hystérésis (distance AB) [PAR03].

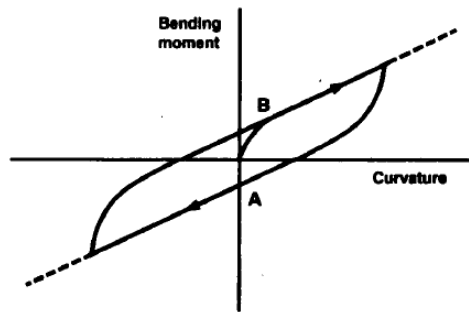


Figure 1.23. Comportement moment-courbure d'une mèche [PAR03].

Popper [POP66] a exprimé le moment de flexion de la mèche M comme étant l'addition de M_1 et d'un moment de frottement M_f , donné par l'expression :

$$M_f = \frac{1}{4} N_f \left(1 - \sqrt{\frac{r}{N_f}} \right) \mu n D_f L$$

Avec r le rapport épaisseur/largeur de la mèche, μ le coefficient de frottement entre fibres, L la longueur de la mèche et n l'effort normal par unité de longueur à chaque interface fibre-fibre.

Pour les mèches retordues, il existe quelques résultats dans la littérature, montrant notamment que le couple coercitif a tendance à augmenter avec le twist. À la connaissance de l'auteur, il n'y a en revanche aucun résultat concernant le comportement en flexion de mèches coméleées dans la littérature.

1.7.2.2.Comportement des tissés

Le comportement en flexion des tissus ne peut pas être déduit simplement de celui des mèches qui les composent. En effet, les mèches ne sont pas droites au sein des tissus et de nombreuses interactions entre mèches interviennent. Les résultats d'essais montrent cependant que, comme pour les mèches, le comportement typique des tissus est le plus souvent non élastique non linéaire (voir Figure 1.24).

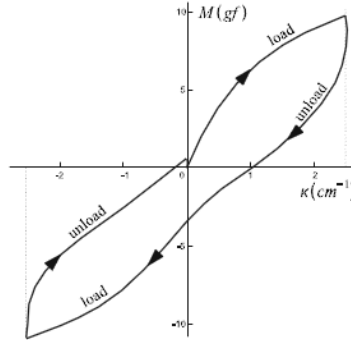


Figure 1.24. Comportement moment-courbure d'un tissu 2,5D carbone [DEB10].

1.7.2.3.Conclusion

Les essais de flexion sur mèches et tissus seront réalisés sur le banc d'essai développé par De Bilbao [DEB08-DEB10]. L'étude bibliographique a en effet montré que l'on pouvait s'attendre à un comportement non linéaire non élastique des mèches et des tissus que le dispositif permet de caractériser en traçant l'évolution du moment et de la courbure au point d'encastrement de l'échantillon. De plus, le banc est adapté pour réaliser des essais sur des renforts ayant une épaisseur relativement importante. Le comportement des tissus sera étudié dans les sens trame et chaîne.

1.7.3.Essais de compaction

Le comportement en compaction du renfort a un impact significatif sur le procédé de fabrication, car il influe sur la compressibilité de la préforme et a des conséquences importantes sur le choix des équipements à utiliser et sur les propriétés mécaniques de la pièce obtenue [CHE06-ROB98]. C'est pourquoi l'étude du comportement en compaction des renforts est importante et a été largement abordée de manière théorique et expérimentale dans la littérature.

Les essais de compaction sur mèches coméleées permettront, quant à eux, de définir la forme et d'identifier les paramètres de la loi de comportement à utiliser dans les simulations à l'échelle mésoscopique. Les principaux résultats de la littérature portant sur la caractérisation du comportement en compaction des mèches sont aussi rapportés dans la suite.

Les essais consistent la plupart du temps en la compaction d'échantillons de mèches ou de renforts (éventuellement plusieurs plis) entre deux plateaux (voir Figure 1.25). Les résultats obtenus représentent le plus souvent l'évolution de l'effort ou de la pression de compaction en fonction du de la fraction volumique de fibre. La pression de compaction est calculée par :

$$P = \frac{F}{A} \quad (1.21)$$

Avec F l'effort de compaction et A la surface de l'échantillon compacté. Pour ce qui est des mèches, la fraction volumique de fibre est donnée par :

$$V_f = \frac{S_{mat}}{S_{mèche}} \quad (1.22)$$

Avec S_{mat} la section de matière dans la mèche (voir l'équation 1.4) et $S_{mèche}$ la surface de la section transverse « occupée » par la mèche. Pour les tissus, la fraction volumique de fibre est donnée par :

$$V_f = \frac{A_w n}{\rho t} \quad (1.23)$$

Avec A_w la masse surfacique du tissu, n le nombre de plis, ρ la densité du matériau constitutif et t l'épaisseur (correspondant à l'écartement entre les plateaux de compaction).

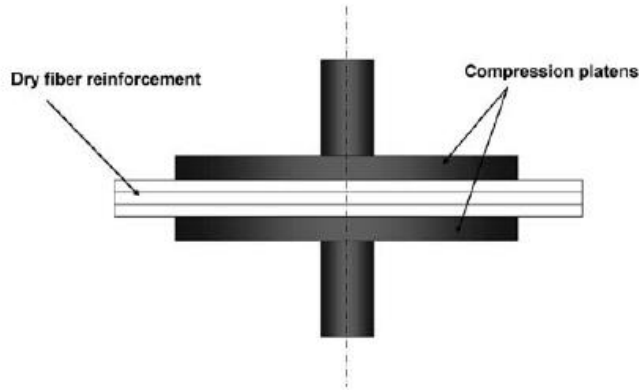


Figure 1.25. Schéma d'un essai de compaction de tissu [COM07].

1.7.3.1. Comportement des mèches

Le comportement en compaction des mèches est complexe à appréhender et à modéliser, car il est étroitement lié à de nombreux paramètres. Le matériau constitutif des fibres ainsi que la structure interne de la mèche (orientation, nombre et taille des fibres) jouent un rôle prépondérant. La compaction fait en effet intervenir des mécanismes de contact de frottement, de glissement entre fibres ainsi que de la compaction de fibres.

En considérant les mécanismes intervenant au sein des ensembles de fibres au cours de la compaction, Toll [TOL98] a montré que l'évolution de la pression de compaction d'un ensemble de fibres pouvait s'écrire en fonction de la fraction volumique de fibre sous la forme :

$$\begin{cases} P = 0 \text{ si } V_f \leq V_{f_0} \\ P = kE_f(V_f^\gamma - V_{f_0}^\gamma) \text{ si } V_f \geq V_{f_0} \end{cases} \quad (1.24)$$

Avec E_f le module d'Young des fibres et $k \gamma$ des paramètres dépendants de la nature des fibres et de la manière dont elles sont assemblées. Pour des ensembles de fibres désorganisés, des valeurs de γ assez faibles (inférieures à 2 ou 3) sont observées. Pour des fibres alignées (*rovings*), des valeurs de γ comprises entre 7 et 15,5 ont été obtenues. Wendling [WEN13] a utilisé ce modèle pour la modélisation du comportement en compaction de *rovings* de verre et de carbone. Des valeurs de γ proches de 14, cohérentes avec celles de Toll, ont été obtenues. Par ailleurs, dans la même étude, l'utilisation de mesures optiques a permis de montrer qu'il y avait un écrasement latéral des mèches, qui reste toutefois très difficile à quantifier précisément, pendant la compaction.

Dans l'étude de Chen [CHE06] un modèle micromécanique est proposé (voir Figure 1.26). Il considère une mèche de section ellipsoïdale et permet d'exprimer l'évolution de l'effort de compression q en fonction de l'écrasement de la mèche, du module d'Young axial des fibres et d'un coefficient déterminé de manière empirique.

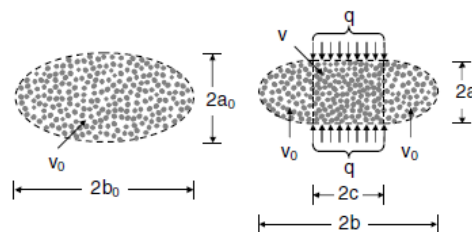


Figure 1.26. Modèle micromécanique de compaction de mèche [CHE06].

Dans l'étude de Latil, [LAT11] un ensemble de fibres quasi alignées a été compacté entre deux plateaux. Des images 3D (obtenues par microtomographie) de l'échantillon ont été réalisées au cours de l'essai et ont été utilisées pour étudier la réorganisation de la structure pendant la compaction. La réponse de l'échantillon à l'échelle mésoscopique (évolution de la contrainte de compaction, de la fraction volumique de fibre globale), mais aussi microscopique avec la position, l'orientation, la déformation des fibres et l'évolution du nombre de contacts ont été analysées. Les résultats ont entre autres permis de mettre en évidence l'augmentation du nombre de contacts entre fibres et la réorganisation de la structure interne de l'ensemble de fibres. Jeguirim [JEG12] a, quant à lui, présenté quelques résultats expérimentaux sur mèches twistées. Aucun résultat portant sur les mèches coméllées n'est disponible dans la littérature.

1.7.3.2. Comportement des tissés

Le comportement typique en compaction d'un renfort est représenté sur la Figure 1.27. De la même manière que pour les mèches, les résultats montrent un comportement non linéaire et une rigidification importante du comportement avec l'augmentation de la fraction volumique de fibre. Lorsqu'un tissu est compacté, plusieurs phénomènes mécaniques entrent en jeu, notamment de la flexion et de la compaction transverse des mèches [CHE06]. Le comportement en compaction du tissu dépend donc de la nature du matériau, de la structure des mèches, mais aussi de son armure [CHE06]. En début de compaction, le comportement est gouverné par le réarrangement de la structure interne du tissu et le comblement des interstices entre mèches et au sein des mèches. Au fur et à mesure que la fraction volumique de fibre augmente, la porosité tend à se stabiliser et c'est le matériau lui-même qui commence à être compacté [CHE01]. Les essais de compaction cyclique (Figure 1.27.b) montrent

une déformation permanente des tissus après compaction [SOM06-COM07] et un assouplissement en compaction notamment sur les premiers cycles.

Les essais permettent aussi d'identifier un certain nombre de paramètres influant sur le comportement d'un même tissu :

- La vitesse de compaction peut avoir un impact sur le comportement mesuré (des phénomènes visqueux entrent en jeu) [SOM06] ;
- L'influence de la lubrification qui permet une diminution du frottement entre fibres et réduit les pressions de compaction nécessaires pour atteindre une fraction volumique de fibres donnée par rapport à un tissu sec [COM07] ;
- L'utilisation de vibrations lors de la compaction permet elle aussi de diminuer la rigidité de compaction [KRU08] ;
- Lors de la compaction de plusieurs plis de tissus, pour une même pression de compaction, des fractions volumiques de fibre plus importantes sont atteintes que lors de la compaction d'un seul pli. Ce phénomène peut être expliqué par le *nesting* (décalage) entre les différents plis. En ce sens, l'orientation des plis joue aussi un rôle sur la rigidité de compaction [NGU13] ;
- Le comportement en compaction est impacté par le cisaillement du tissu [NGU13].

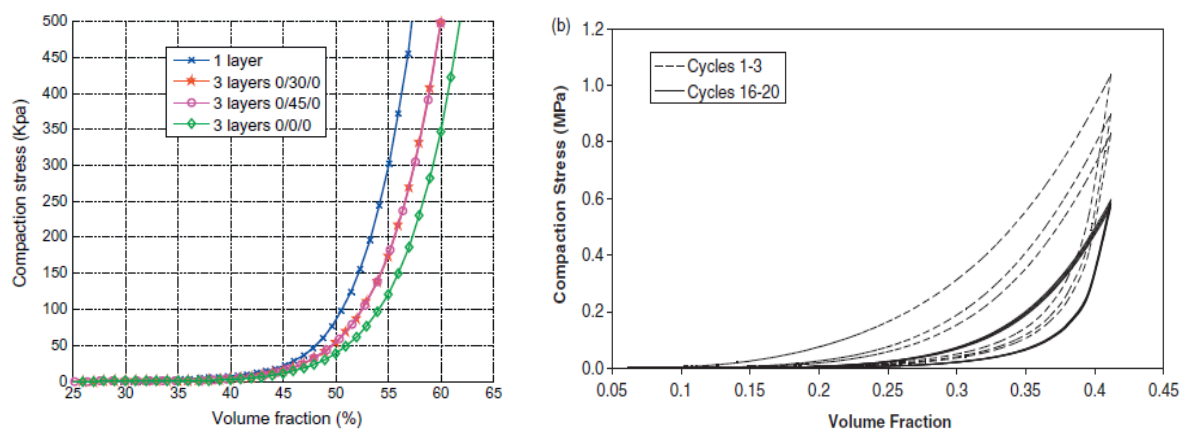


Figure 1.27. Comportement de renforts en compaction : a. Influence de l'orientation des plis [NGU13], b. Essai cyclique [SOM06].

De très nombreux modèles ont été développés pour décrire le comportement des renforts en compaction [BAT02]. Le modèle de Toll utilisé pour les ensembles de fibres (loi puissance reliant la fraction volumique de fibre et pression de compaction) peut être étendu pour décrire le comportement des tissés [TOL98]. Des modèles basés sur des lois exponentielles de la forme $P_f = Ae^{-b/V_f}$ sont aussi utilisés. Des modèles prenant en compte les phénomènes intervenant au sein des tissus ont aussi été développés. Dans les travaux de Chen [CHE06] par exemple, un modèle mécanique construit en considérant la flexion des mèches et la compaction de leur section transverse a été développé.

1.7.3.3. Conclusion

Les essais sur mèches et tissus seront réalisés grâce à l'utilisation de plateaux de compaction. Si cela s'avère possible, l'étalement des mèches sera mesuré pendant l'essai. Étant donné que lorsqu'on

utilise des tissus 3D, une seule épaisseur est sensée être nécessaire pour l'obtention de la pièce composite finale. On se limitera donc à la réalisation d'essais de compaction sur un seul pli de tissu. Le comportement sous sollicitations cycliques des mèches et des tissus sera aussi étudié.

1.7.4. Essais de cisaillement

Le cisaillement est le mode de déformation principal lors de la mise en forme de tissus sur des géométries non développables [GER13]. Différents mécanismes apparaissent lors du cisaillement (voir Figure 1.28). La première phase correspond à une rotation de corps rigide entre mèches des réseaux trame et chaîne (faisant un angle initial de 90°). Durant cette phase, l'effort de cisaillement mesuré est essentiellement dû au frottement entre les mèches et demeure assez faible. Passé un certain angle, souvent appelé angle de blocage, les mèches commencent à entrer en compression latérale. Il s'en suit une rapide augmentation de l'effort de cisaillement.

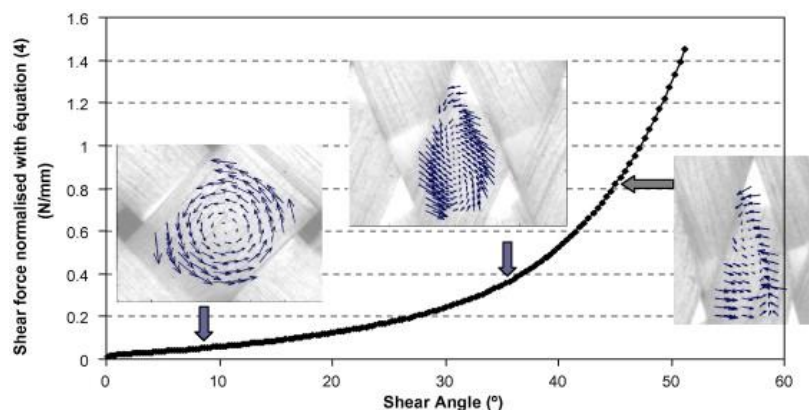


Figure 1.28. Mécanismes entrant en jeu lors du cisaillement [LAU08].

Deux types d'essais sont principalement utilisés pour caractériser le comportement des tissus en cisaillement : le *Bias test* et le *Picture frame*.

1.7.4.1. Bias test

Le *Bias test* consiste en un essai de traction sur un échantillon dont les directions trame et chaîne sont initialement orientées à 45° par rapport à la direction de traction. Son avantage principal repose sur sa relative simplicité. Sous la condition que la longueur de l'échantillon soit supérieure à deux fois sa largeur, et en supposant que les mèches ne glissent pas au sein du tissu et qu'elles ne s'allongent pas, trois types de zones apparaissent alors dans l'échantillon comme représenté sur la Figure 1.29 :

- Les zones non déformées, repérées par I sur la figure. Ces zones ne se déforment pas, car les mèches des directions trame et chaîne sont fixées dans les mors ;
- Les zones demi-cisaillées (repérées par II sur la figure). Seules les mèches appartenant à l'un des deux réseaux sont fixées dans un mors, les autres sont libres ;
- La zone cisaillée (repérée par III sur la figure). Les extrémités des mèches des deux réseaux sont libres.

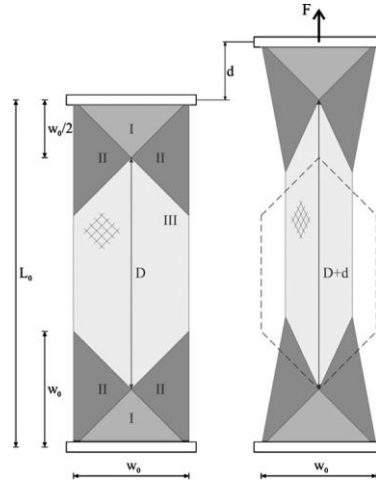


Figure 1.29. Principe du Bias test [GER13].

Au moins une des deux extrémités de chaque mèche étant libre (les deux dans la zone cisailée), la tension dans ces dernières est sensée rester nulle ou faible au cours de l'essai, qui donne donc lieu à une sollicitation en cisaillement pur.

Les angles de cisaillement dans les différentes zones peuvent être calculés cinématiquement en fonction des dimensions de l'éprouvette et du déplacement de la traverse de la machine de traction. L'angle dans la zone cisailée vaut :

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2\arccos\left(\frac{D+d}{\sqrt{2}D}\right) \quad (1.25)$$

Avec D la longueur de la zone cisailée (voir Figure 1.29) et d le déplacement imposé.

En réalité, les angles de cisaillement réels et théoriques ne correspondent que pour des angles de cisaillement faibles à modérés, typiquement moins de 30° [CAO08]. Il est donc le plus souvent nécessaire d'utiliser des méthodes de mesures optiques de type corrélation d'images ou suivi de marqueurs pour mesurer les angles de cisaillement. La différence entre l'angle réel et l'angle attendu est principalement attribuée au glissement de mèches. Celui-ci se produit aux frontières entre les différentes zones de l'échantillon, comme schématisé sur la Figure 1.30 et conduit notamment à l'observation de zones de transition de l'angle de cisaillement [FER13].

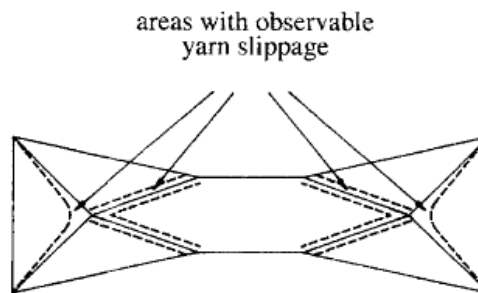


Figure 1.30. Zones où le glissement de mèches peut intervenir [WAN97].

Pour être en mesure de comparer les résultats obtenus avec différentes dimensions d'éprouvettes, il faut déterminer le couple de cisaillement par unité de surface $C_u(\gamma)$. Dans le cas du *Bias test* $C_u(\gamma)$ s'obtient par [HIV11] :

$$C_u(\gamma) = \frac{1}{2(D - w_0)w_0 + w_0^2} \left(FD \left(\cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) - \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right) \right) - w_0^2 C_u\left(\frac{\gamma}{2}\right) \right) \quad (1.26)$$

Où F est l'effort de traction mesuré par la cellule de charge. Le calcul n'est pas immédiat puisqu'un terme $C_u\left(\frac{\gamma}{2}\right)$ apparaît de par la présence des zones demi-cisaillées. La valeur de $C_u(\gamma)$ est par conséquent calculée de manière incrémentale en supposant que pour de petits angles on a :

$$C_u\left(\frac{\gamma}{2}\right) = \frac{1}{2} C_u(\gamma)$$

1.7.4.2. Picture frame

Le *Picture frame* est un essai où le tissu est placé dans un cadre articulé, initialement carré. Le tissu est fixé dans le cadre, avec les mèches parallèles aux bords de ce dernier. Le cadre est ensuite déformé ce qui a pour effet de solliciter le tissu en cisaillement, l'intégralité de la surface de l'échantillon étant cisaillée (Figure 1.31).

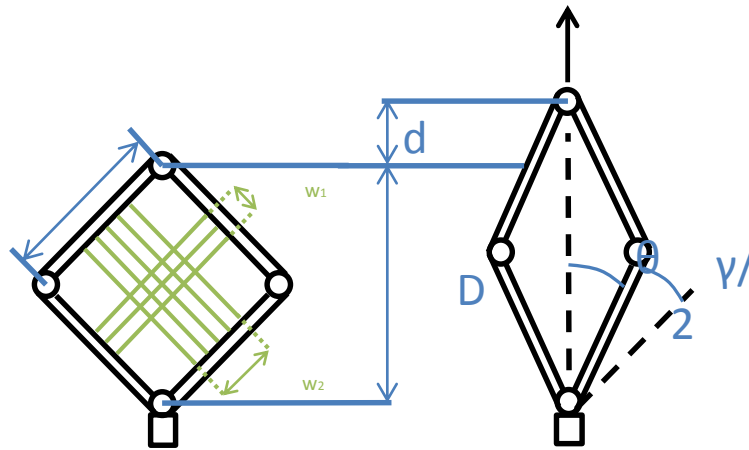


Figure 1.31. Principe du Picture frame.

Comme pour le *Bias test*, l'angle de cisaillement peut être calculé de manière cinématique en utilisant l'équation suivante :

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2 \arccos\left(\frac{\sqrt{2}L + d}{2L}\right) \quad (1.27)$$

Avec L la largeur du cadre et d le déplacement imposé.

Cependant ici encore on constate qu'expérimentalement l'angle réel ne correspond pas toujours à l'angle cinématique [CAO98].

Dans le cas du *Picture frame*, le couple de cisaillement peut s'exprimer :

$$C_u(\gamma) = \frac{(F - F_{cadre})L}{\sqrt{2}w_1w_2} \left(\cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) - \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right) \right) \quad (1.28)$$

Où F est l'effort mesuré par la cellule d'effort auquel il faut soustraire l'effort qui est induit par le cadre lui-même (cet effort peut être estimé en réalisant un essai à vide par exemple) ; w_1 et w_2 sont les dimensions du tissu (qui peuvent être choisies inférieures à la largeur du cadre).

Les résultats obtenus avec les essais de *Picture frame* et de *Bias test* peuvent différer de manière significative. Cela provient du fait que, dans le cas du *Picture frame*, les extrémités des mèches sont prises dans des dispositifs de fixation, ce qui peut conduire à l'apparition de tensions dans les mèches :

- Lorsque le tissu est cisailé, du fait de leur entrelacement avec le réseau transverse, la trajectoire des mèches est modifiée et leur ondulation augmente [HIV11]. Le fait qu'elles soient fixées à leurs extrémités conduit alors à l'apparition de tensions dans les mèches ;
- Dans la plupart des cas, les dispositifs de fixation du tissu utilisés ne permettent pas la libre rotation des mèches au niveau de la zone de maintien du tissu. Durant l'essai, les mèches sont fléchies localement, ce qui peut également jouer un rôle dans l'apparition des tensions (et aussi dans le fait que l'angle de cisaillement du tissu puisse être différent de l'angle attendu [HIV11]) ;
- Lors de la préparation des échantillons et de leur fixation dans le cadre de *Picture frame*, de petits désalignements des mèches par rapport aux bords du cadre peuvent provoquer l'apparition de tensions [WIL08-HIV11].

L'apparition de ces tensions conduit à un couplage cisaillement/tension et peut provoquer un parasitage des mesures d'efforts. Cela explique les résultats différents obtenus entre essais de *Picture frame* et *Bias test* [HIV11]. Le développement d'un cadre de *Picture frame* modifié [LAU08] équipé de capteurs a rendu possible la mesure des tensions le long des directions trame et chaîne au cours des essais et il a été montré que supprimer ces tensions permettait d'améliorer la concordance entre résultats obtenus par *Bias test* et *Picture frame* [LAU08]. Des cadres avec dispositif de fixation spéciaux (voir un exemple Figure 1.32) ont aussi été développés pour éviter l'apparition de tensions dans les mèches et permettre la libre rotation des mèches au niveau des zones de maintien.

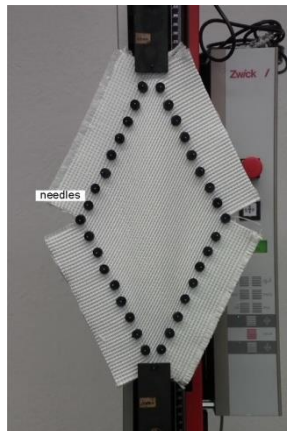


Figure 1.32. *Picture frame* développé à l'université de Dresde [ORA06].

La rigidité du dispositif utilisé pour fixer les tissus joue un rôle majeur sur l'apparition des tensions : il a par exemple été montré que l'utilisation de talons en aluminium et de colle silicone était préférable

à l'utilisation de talons en composites polymérisés sur l'échantillon, plus rigides [DUO08]. D'autre part, il a été montré, à la fois pour le *Bias test* et le *Picture Frame* que les dimensions des échantillons et les vitesses de cisaillement utilisées pouvaient avoir un effet sur le comportement en cisaillement observé.

La variabilité des dispositifs, protocoles et paramètres d'essais utilisés explique la forte dispersion des résultats de caractérisation en cisaillement constatée entre laboratoires [CAO08].

1.7.4.3.Conclusion

Dans un premier temps, des essais de *Bias test* seront réalisés dans le cadre de cette étude. Différentes configurations d'essais seront utilisées pour mettre en évidence une éventuelle dépendance des résultats à la dimension de l'éprouvette. Des essais de *Picture frame* seront aussi effectués et leurs résultats seront comparés à ceux obtenus par *Bias test*. Pour les deux types d'essais, des méthodes optiques seront utilisées pour mesurer les angles de cisaillement. Pour le *Bias test*, elles permettront aussi de vérifier que la répartition des angles de cisaillement dans les différentes zones de l'échantillon correspond bien à celle attendue. Une possible adaptation des protocoles utilisés pour la réalisation des échantillons, notamment pour permettre un bon maintien des tissus dans les talons au vu de leur épaisseur pourra s'avérer nécessaire.

1.7.5.Essais de frottement

Le frottement entre tissus et outils d'emboutissage influe sur les résultats de la mise en forme et la possible apparition de défauts. Il est donc important de l'évaluer et de le prendre en compte dans les simulations de drapage. Le frottement tissu-tissu joue quant à lui un rôle important sur la qualité des pièces finales lors des mises en forme avec plusieurs plis de tissu [ALL13-ALL14b]. Dans le cadre des simulations à l'échelle mésoscopique, il est nécessaire de prendre en compte le frottement entre mèches intervenant au sein du tissu. En effet, comme cela a été évoqué dans les paragraphes précédents, ce frottement a un impact significatif sur le comportement des tissus autant en traction, compaction, flexion qu'en cisaillement.

Des dispositifs d'essai permettant de mesurer les coefficients de frottement mèche-outils, mèche-mèche, tissu-outils ou tissu-tissu ont été développés. La Figure 1.33 montre le principe du dispositif de frottement développé à l'université d'Orléans. Il permet de réaliser les quatre types d'essais mentionnés en utilisant comme échantillons des mèches, des tissus ou des feuilles de métal.

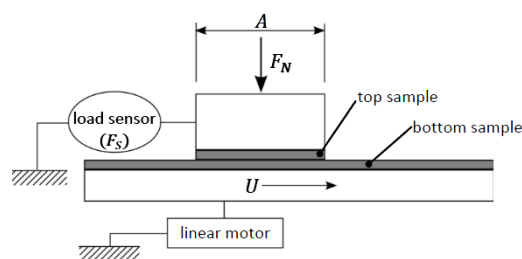


Figure 1.33. Représentation schématique du dispositif de frottement.

Grâce à l'utilisation de masses, un effort normal F_N est appliqué sur l'échantillon supérieur par gravité (induisant une pression $P = \frac{F_N}{A}$ avec A l'aire de l'échantillon). Un déplacement est imposé à

l'échantillon inférieur. Le coefficient de frottement est calculé en faisant le rapport entre l'effort tangentiel résultant F_S , mesuré par le capteur, et l'effort normal.

1.7.5.1.Frottement mèche-mèche et mèche-outil

Dans l'étude de Cornelissen [COR13] des essais de frottement entre mèche (sous forme de *roving*) et outil et mèche-mèche ont été réalisés. Les résultats d'essais de frottement mèche-outil ont permis de montrer que l'aspect de surface de l'outil considéré jouait un rôle important sur les coefficients de frottement mesurés. D'autre part, il a été montré que le coefficient de frottement était dépendant de la pression (évolution en loi puissance). Pour ce qui est du frottement mèche-mèche, leur orientation relative joue un rôle majeur : les coefficients de frottement obtenus avec des mèches orientées parallèlement s'avèrent plus importants que quand elles sont orientées perpendiculairement. Ceci est dû à l'interpénétration des mèches lorsqu'elles sont orientées dans la même direction, alors que lorsqu'elles sont perpendiculaires, seul un frottement de surface sans interpénétration se produit.

Concernant les mèches coméleées, Torun [TOR11] a présenté des résultats d'essais de frottement mèche-mèche et mèche-métal et a montré que le twistage de ces mèches conduisait à une diminution du coefficient de frottement avec le twist.

1.7.5.2.Frottement tissu-outil et tissu-tissu

Le frottement tissu-outil dépend de la structure du tissu ainsi que des propriétés de frottement mèche-outil des mèches le composant. En effet, connaissant la surface réelle du tissu entrant en contact avec l'outil et en utilisant des conditions d'essais similaires (en termes de pression de compaction), il semble possible de déduire le coefficient de frottement tissu-outil à partir des résultats d'essais de frottement mèche-outil [COR14]. Les résultats montrent d'autre part une influence de la pression et de la vitesse de déplacement sur les valeurs de coefficients de frottement mesurés [SAC12].

Dans le cas du frottement tissu-tissu, un comportement très spécifique est observé [ALL09-ALL12-HIV12] : des variations importantes et périodiques du coefficient de frottement en fonction du déplacement relatif des échantillons sont en effet mesurées. Ces variations sont attribuables à la structure à l'échelle mésoscopique du tissu. Il a ainsi été montré que la période des cycles d'évolution peut être reliée à l'espacement des mèches à la surface du tissu (dimension de la maille élémentaire) et au positionnement relatif des échantillons. En ce sens la Figure 1.34 schématise le cas simple d'un taffetas dont deux plis sont en contact avec ou sans *nesting*. La variation du *nesting* des échantillons au cours du même essai peut conduire à un changement important des valeurs moyennes, amplitudes et périodes des cycles observés, dans le cas du taffetas la période sera par exemple divisée par deux avec *nesting* par rapport à une configuration sans *nesting*.

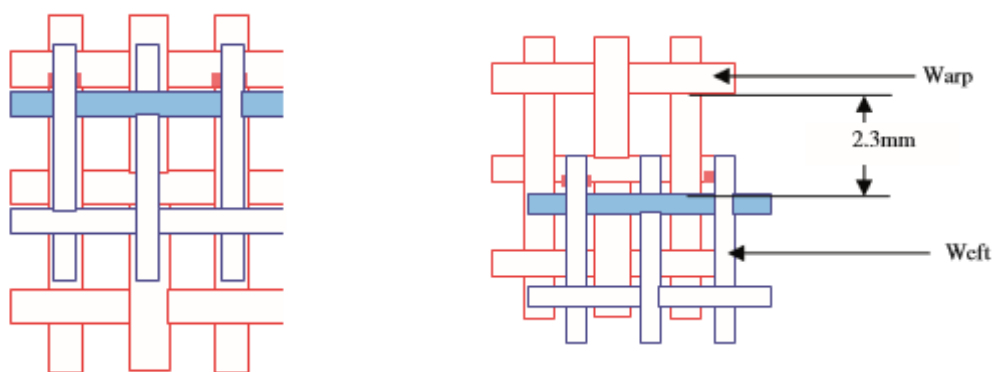


Figure 1.34. Frottement entre deux plis de taffetas sans et avec nesting [HIV12].

1.7.5.3. Conclusion

Des essais de frottement mèche-mèche seront réalisés pour fournir les données nécessaires aux simulations à l'échelle mésoscopique. Seul le frottement entre mèches orientées de manière transverse sera considéré étant donné la prépondérance de ces contacts au sein des tissus. Des essais de frottement tissu/métal seront réalisés pour les simulations de drapage. L'influence des différents paramètres d'essai (pression, orientation des tissus) sera évaluée. De la même manière que pour les essais de compaction, étant donné qu'une seule épaisseur de tissu 3D peut être nécessaire pour l'obtention de la pièce composite finale, il n'est pas nécessaire de réaliser des essais de frottement tissu/tissu. Le banc d'essai de frottement disponible au laboratoire PRISME et permettant de réaliser les essais cités sera utilisé.

1.7.6. Essais de mise en forme

La réalisation d'essais de mise en forme de géométries complexes pendant lesquels les tissus sont soumis à de nombreuses sollicitations simultanées est nécessaire pour faire le lien entre la formabilité du renfort et ses caractéristiques mécaniques mesurées, mais permet aussi de valider les résultats numériques obtenus grâce aux simulations de drapage.

Des bancs d'essai spécifiques ou des montages permettant de réaliser des mises en forme en utilisant des machines de traction classiques ont été développés. Ils utilisent un système poinçon-matrice, des serre-flans ou des systèmes de tension. Le banc d'essai développé au laboratoire PRISME permet de faire varier le nombre et la géométrie des serre-flans. Il est par ailleurs possible de contrôler de manière indépendante la pression appliquée sur chacun d'entre eux [ALL08]. Les essais de mise en forme sont le plus souvent instrumentés avec des méthodes de mesure optique type suivi de marqueur ou stéréo-corrélation d'images. Elles sont utilisées pour déterminer l'orientation des mèches, leur allongement, les angles de cisaillement et permettent aussi de détecter l'apparition des plis et des boucles.

La géométrie hémisphérique est la plus utilisée pour la réalisation d'essais de mise en forme. C'est une forme non développable qui conduit à des angles de cisaillement importants (jusqu'à près de 50°). Des études récentes ont utilisé des géométries tétraédriques et prismatiques; plus difficiles à mettre en forme (angle de cisaillement sur certaines zones plus important que pour la forme hémisphérique, présence d'un point triple) qui permettent de favoriser l'apparition de nouveaux défauts comme les

boucles (voir les résultats présentés dans la Figure 1.8). D'autres géométries sont aussi utilisées : le double dôme, le parallélépipède, la boîte carrée...

Étant donné les faibles quantités de tissu disponibles et la taille d'échantillon importante (1 m^2) nécessaire à la réalisation des essais de mise en forme, un seul essai sur un des deux tissus pourra être réalisé. Cet essai sera effectué sur une géométrie tétraédrique qui permettra, de par sa géométrie sévère, de mettre en évidence la possible apparition de plis et de boucles. Les pressions serre-flans et la vitesse d'emboutissage utilisées seront choisies sur la base de celles déjà utilisées pour réaliser des essais de mise en forme avec d'autres tissus, tels que des *interlocks*, ainsi que sur la base de celles utilisées pour les essais de caractérisation menés sur les tissus de l'étude.

1.8.Bilan du chapitre

Après avoir situé le contexte et la problématique du sujet, l'étude bibliographique développée dans ce chapitre a permis de choisir le cadre le mieux adapté à la simulation du comportement des tissus, le choix s'étant porté sur une modélisation à l'échelle mésoscopique et l'utilisation d'une loi de comportement hypoélastique. Après adaptation, le logiciel GeoFab sera utilisé pour générer les modèles CAO des mailles élémentaires nécessaires aux simulations.

Un état de l'art portant d'une part sur les essais nécessaires à la caractérisation et à la modélisation du comportement des mèches comélées, et d'autre part sur les essais nécessaires à la caractérisation du comportement des tissus a été réalisé. Cet état de l'art a permis d'identifier les protocoles, machines, essais et paramètres d'essais qui seront utilisés pour la caractérisation du comportement des matériaux de l'étude.

Chapitre 2 : Caractérisation du comportement des mèches comélées et des tissus 3D de mèches comélées

Le chapitre précédent a permis d'identifier les types d'essais à réaliser et les paramètres importants à prendre en compte pour la caractérisation du comportement mécanique des mèches comélées et des tissus 3D de mèches comélées. Les résultats de ces essais sont présentés dans ce chapitre.

Sommaire

2.1. Caractérisation du comportement des mèches comélées	51
2.1.1. Comportement en traction	51
2.1.1.1. Définition et validation du protocole d'essai de traction sur mèches	51
2.1.1.1.1. Préparation des échantillons	52
2.1.1.1.2. Moyens d'essai et de mesure	52
2.1.1.1.3. Validation du protocole	54
2.1.1.1.4. Bilan	56
2.1.1.2. Comportement sous sollicitation quasi statique	56
2.1.1.3. Influence de la vitesse de déformation et de la longueur d'échantillon	57
2.1.1.4. Influence de l'endommagement de tissage	60
2.1.1.5. Comportement transverse	63
2.1.1.6. Conclusion	65
2.1.2. Comportement en compaction	65
2.1.3. Comportement en flexion	69
2.1.4. Frottement mèche/mèche	71
2.2. Caractérisation du comportement des tissus 3D	72
2.2.1. Essais de traction	72
2.2.1.1. Essais de traction uniaxiale	72
2.2.1.1.1. Protocole d'essai	72
2.2.1.1.2. Caractérisation du comportement du tissu A	74
2.2.1.1.3. Influence de la vitesse de déformation	77
2.2.1.2. Essais de traction biaxiale	77
2.2.1.3. Bilan des essais de traction	78
2.2.2. Essais de cisaillement	78
2.2.2.1. Bias test	78
2.2.2.2. Picture Frame	82
2.2.2.3. Bilan des essais de cisaillement	86
2.2.3. Essais de flexion	86
2.2.4. Essais de frottement tissu/métal	88
2.2.5. Essais de compaction	90
2.2.6. Mise en forme	91

2.1.Caractérisation du comportement des mèches comélées

Les résultats des essais réalisés sur les mèches comélées, qui sont nécessaires pour modéliser leur comportement dans le cadre des simulations à l'échelle mésoscopique, sont présentés dans cette partie. Pour rappel, (voir paragraphe 1.4) les mèches comélées ont une masse linéique de 410 *tex* et ont été obtenues à partir d'un *roving* de verre E de 300 *tex* et de 3 mèches de 32 *tex* de polypropylène.

2.1.1.Comportement en traction

La nécessité de développer un protocole permettant de réaliser de manière pertinente et répétable les essais de traction sur des mèches comélées, ainsi que de mettre en évidence l'éventuelle évolution de leur section transversale au cours de l'essai a été soulevée dans le chapitre précédent. Le développement et la validation du protocole d'essai de traction font l'objet de cette section. Dans un premier temps, les essais de traction sur mèches comélées sont réalisés avec des mèches obtenues après le processus de comélagage (et avant d'être utilisées pour le tissage). Les résultats des essais de traction sous sollicitation quasi statique sont présentés dans la section 2. L'influence de la vitesse de déformation et de la longueur d'échantillon est l'objet de la section 3. La section 4 porte quant à elle sur l'étude de l'influence de l'endommagement de tissage sur le comportement en traction des mèches. Enfin, la dernière section concerne la caractérisation du comportement transverse des mèches comélées.

2.1.1.1.Définition et validation du protocole d'essai de traction sur mèches

La définition du protocole se base principalement sur les normes ISO 3341 et ISO 2062 [ISO2062-ISO3341]. La norme ISO 3341 donne des recommandations pour la détermination des efforts et déformations à rupture des *rovings* de verre de moins de 2000 *tex*. Dans le cadre de cette norme l'utilisation d'une précharge de 5 *mN/tex*, d'une longueur d'échantillon de 500 *mm* pour une vitesse de déplacement de 200 *mm/min* sont recommandées. La norme ISO 2062 recommande quant-à-elle l'utilisation d'une longueur de 500 *mm* et d'une vitesse de 500 *mm/min*, voire plus si possible. Pour que les essais soient considérés valides, les échantillons doivent casser à plus de 10 *mm* des zones de fixation. Il est recommandé de réaliser au moins 10 essais pour obtenir des valeurs moyennes fiables.

L'étude bibliographique présentée dans le Chapitre 1 a permis de montrer qu'à la fois la vitesse de déformation et la longueur d'échantillon pouvaient jouer un rôle sur le comportement apparent des mèches. Par ailleurs, au vu des vitesses assez faibles utilisées pendant les essais de mise en forme, les vitesses de déformations recommandées dans le cadre des normes semblent trop élevées. Il a par conséquent été décidé de réaliser des essais de traction avec des vitesses de déformation plus faibles. Les essais ont été réalisés avec une longueur d'échantillon de 500 *mm* et 3 vitesses de déplacement traverse : 5 *mm/min* (vitesse de déformation $\dot{\epsilon} = 1,67 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, correspondant à un chargement quasi statique), 50 *mm/min* ($\dot{\epsilon} = 1,67 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$) et 500 *mm/min* ($\dot{\epsilon} = 1,67 \cdot 10^{-2} \text{ s}^{-1}$, recommandation de la norme ISO 2062). Pour évaluer l'influence de la longueur d'échantillon, des essais ont aussi été réalisés avec des échantillons de longueur 200 *mm* pour les mêmes vitesses de déformation (c'est à dire des vitesses de déplacement traverse de 2, 20 et 200 *mm/min*). Une précharge de 5 *mN/tex* est mise en place et 10 essais sont réalisés au moins dans chaque configuration de test.

Pour valider le protocole d'essai il est nécessaire de :

- Vérifier la précision des mesures d'effort ;
- Vérifier la précision des mesures de déformation ;
- Vérifier que les échantillons sont bien soumis à une sollicitation de traction pure ;
- Vérifier que les conditions aux bords ne conduisent pas à des phénomènes de concentration de contraintes et de rupture prématurée des échantillons.

La validation des essais est réalisée au travers de l'analyse du comportement obtenu sur les *rovings* de verre E de 300 *tex* utilisés pour la fabrication des mèches comélées. Les résultats présentés dans le Chapitre 1 ont en effet permis de montrer que leur comportement pouvait être prévu à priori, ce qui permettra de valider les résultats obtenus avec les essais.

2.1.1.1.1.Préparation des échantillons

Les échantillons ont été préparés en fixant les mèches entre des talons en aluminium avec de l'Araldite®. Cette méthode, déjà utilisée au sein du laboratoire, permet une bonne tenue de la mèche dans les talons ainsi qu'une fixation aisée de l'échantillon dans les mors de la machine de traction. De par sa simplicité, elle permet aussi d'éviter l'utilisation de dispositifs spécifiques et onéreux. Les talons utilisés ont une longueur de 30 *mm*, une largeur de 20 *mm* et une épaisseur de 1 *mm*. La face des talons sur laquelle est appliquée l'Araldite® est rayée (en utilisant du papier de verre par exemple) pour permettre une meilleure adhérence de la colle. Chaque extrémité de la mèche est placée entre deux talons. Une légère pression est appliquée pendant le temps de séchage de la colle. Lorsque cette pression est appliquée, il faut faire attention à ce que les talons ne glissent pas : s'il y a trop de colle, cela risque de favoriser le glissement et le désalignement des talons, de plus l'Araldite® risque de déborder sur la partie utile de l'éprouvette. Au contraire, une quantité insuffisante d'Araldite® peut ne pas garantir un bon maintien de la mèche dans les talons : il faut trouver le meilleur compromis qui peut dépendre notamment de la mèche testée. Par ailleurs, pendant le procédé de fabrication des éprouvettes, les mèches doivent être manipulées avec attention pour éviter tout endommagement.

2.1.1.1.2.Moyens d'essai et de mesure

Une machine de traction INSTRON 4507 avec une cellule d'effort de 10 *kN* a été utilisée. La précision de la cellule d'effort est de 0,25 % sur la valeur lue jusqu'à 1/500 de la pleine charge. Au vu des valeurs d'efforts de l'ordre de 100 *N* qui seront mises en jeu dans la suite, la précision des mesures est largement suffisante. Les contraintes au sein de la mèche sont calculées en divisant les efforts par la section de matière contenue dans la mèche (équation 1.10). Pour les *rovings* de 300 *tex* de verre E (densité 2,54), une valeur de section de matière de 0,118 *mm*² est obtenue. Dans le cas des mèches comélées, en prenant en compte la présence du polypropylène et la suralimentation, une section moyenne de 0,231 *mm*² est calculée. La masse linéique des mèches a été vérifiée par des pesées qui ont montré, à la fois pour les *rovings* de verre et les mèches comélées, une différence de moins de 2 % entre valeur attendue et valeur réelle.

Lors de la réalisation des essais, il n'est pas toujours possible d'utiliser les données de déplacement de la traverse fournies par la machine pour calculer les déformations au sein des échantillons. En effet, la souplesse machine (découlant des jeux du montage, de la déformation des pièces transmettant les efforts) ainsi que dans notre cas la possible déformation au niveau des talons en aluminium et de

l'Araldite® font que le déplacement imposé par la traverse n'est pas égal au déplacement subi par l'échantillon. Le vrai déplacement auquel est soumis l'échantillon peut s'écrire :

$$d(t, F) = D(t) - \delta(F) \text{ où } D(t) = vt$$

Avec D le déplacement de la traverse, v la vitesse de déplacement imposée, F l'effort, t le temps et δ le terme correctif pour prendre en compte les phénomènes à l'origine de la souplesse machine.

Dans la gamme des efforts rencontrés il est possible de supposer en première approximation que δ est proportionnel à l'effort. D'où :

$$d(t, F) = D(t) - \alpha F$$

Avec α le coefficient de proportionnalité.

Pour un échantillon de longueur utile L et en supposant que les déformations restent petites, on a alors:

$$\varepsilon_{vraie} = \frac{D(t)}{L} - \frac{\alpha F}{L} = \varepsilon_{machine} - \frac{\alpha F}{L}$$

Avec $\varepsilon_{machine}$ les valeurs de déformation qui seraient obtenues en utilisant les données de déplacement machine.

Si le comportement de l'échantillon testé est linéaire on peut écrire :

$$F = K\varepsilon$$

Avec K la rigidité de l'échantillon et ε la déformation. La vraie rigidité K_{vraie} de l'échantillon peut être exprimée en fonction de la rigidité $K_{machine}$ calculée en utilisant les données de déplacement machine et la souplesse de la machine par :

$$K_{vraie} = \frac{K_{machine}}{1 - \alpha K_{machine} / L}$$

L'évaluation du coefficient α permet à priori, en fonction de la précision de mesure souhaitée et connaissant la longueur de l'échantillon et un ordre de grandeur de sa rigidité, de savoir s'il est possible d'utiliser les données machine. Si tel n'est pas le cas, il est nécessaire de mettre en place un système de mesure annexe de déformations, par voie optique ou LVDT par exemple, ou de corriger les données machine en prenant en compte l'effet de la souplesse.

Pour ce faire, l'évaluation de la souplesse machine a été effectuée en réalisant des essais de traction sur les *rovings* de verre de 300 *tex*. Pour obtenir une mesure des déformations réelles au niveau de l'échantillon, une méthode de suivi de marqueurs a été utilisée. L'utilisation de trois couples de marqueurs espacés respectivement de 50, 100 et 150 *mm* sur un échantillon de 200 *mm* de longueur (voir Figure 2.1) permet aussi de vérifier que la sollicitation en traction conduit bien à une répartition homogène des déformations le long de la mèche. On s'attend bien sûr à ce que le suivi de marqueurs ne soit possible que dans la phase de comportement linéaire, car une fois que les premières fibres cassent, la forme des marqueurs, et donc la précision des mesures de déformation sera altérée.

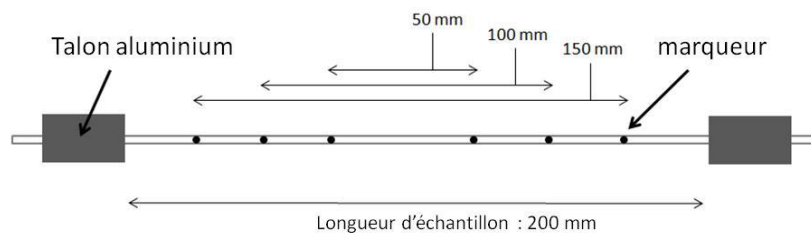


Figure 2.1. Mèche avec marqueurs pour l'acquisition optique.

Au cours de l'essai, la position des marqueurs a été enregistrée en utilisant une caméra JAI, CVM 4+ (résolution 1280×1024 pixels) et les déformations ont été par la suite calculées entre les différents couples de marqueurs en utilisant le logiciel Deftac [BRE05].

2.1.1.1.3. Validation du protocole

La Figure 2.2 montre un exemple type de la courbe contrainte-déformation d'un échantillon de *roving* de verre de 300 *tex* obtenue en utilisant les valeurs de déplacement machine et les déformations obtenues par la méthode optique (avec pour cet exemple les marqueurs espacés de 100 mm). Les modules d'Young moyens obtenus sur le lot avec les déformations mesurées sur les trois couples de marqueurs sont rapportés dans le Tableau 2.1.

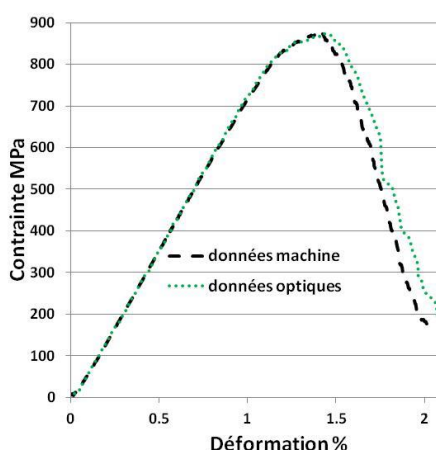


Figure 2.2. Courbes contrainte-déformation reconstruites avec les données machine et les données optiques.

Tableau 2.1. Valeurs du module obtenues avec les différentes méthodes de mesure.

	Module (GPa)
Optique 50 mm	$73,8 \pm 1,3$
Optique 100 mm	$73,5 \pm 1,8$
Optique 150 mm	$73,3 \pm 1,2$
Machine	$72,6 \pm 0,6$

Conformément à ce qui était attendu au vu des résultats présentés dans le Chapitre 1, le comportement initial du *roving* est quasi linéaire. Les résultats présentés dans le Tableau 2.1 montrent que la déformation est bien homogène le long de la mèche pendant le chargement. Pendant cette phase, les courbes contrainte-déformation reconstruites avec les différentes données (voir exemple Figure 2.2)

sont très proches. On obtient un écart inférieur à 2 % entre les modules obtenus par la méthode optique et ceux obtenus en utilisant le déplacement machine. Le module obtenu, proche de 73 GPa est par ailleurs en accord avec les résultats exposés dans la littérature. Comme attendu, quand les fibres commencent à casser au sein du *roving* (lorsque le comportement de la mèche devient non linéaire), les marqueurs perdent leur intégrité et la méthode optique perd en précision. Cela peut être observé sur la Figure 2.2 notamment dans la phase adoucissante où les déformations mesurées par la méthode optique sont assez bruitées et ne correspondent plus aux déformations machine.

Par conséquent, pour les mèches de verre de 300 *tex*, l'utilisation directe des données machine pour le calcul des déformations pour des longueurs d'éprouvettes de 200 mm et plus est donc tout à fait raisonnable. Sachant que les mèches comélées ont été obtenues à partir de ces *rovings* et de polypropylène, dont le module est beaucoup plus faible, on peut s'attendre à ce qu'elles aient une rigidité du même ordre de grandeur (ce qui sera confirmé par la suite). L'utilisation des données machine sera donc aussi possible pour des longueurs d'échantillon supérieures ou égales à 200 mm avec les mèches comélées. Dans le cas général, avant chaque utilisation de ce protocole d'essai, il sera nécessaire de valider la possibilité d'utilisation des données machine en fonction de la précision des mesures de déformations souhaitée. Pour permettre cela, la valeur du coefficient α a été évaluée au travers d'essais de traction avec une longueur de 50 mm. Ces essais ont permis d'estimer que $\alpha \approx 2,5 \times 10^{-4} \text{ mm/N}$.

Avant de pouvoir utiliser pleinement le protocole établi, une évaluation de la reproductibilité des mesures a été menée. Sur la Figure 2.3 sont superposées les courbes contrainte-déformation de 10 essais de traction sur les *rovings* de verre (configuration d'essai : 200 mm, 2 mm/min). Comme cela était déjà visible avec les données du Tableau 2.1, une très bonne reproductibilité des résultats est obtenue dans la phase de comportement linéaire. L'écart type du module d'Young est inférieur à 2 %. L'écart type de la valeur des contraintes maximales atteintes est aussi très faible (de l'ordre de 3 %). Ces résultats permettent de confirmer la reproductibilité des résultats et la fiabilité du protocole d'essai.

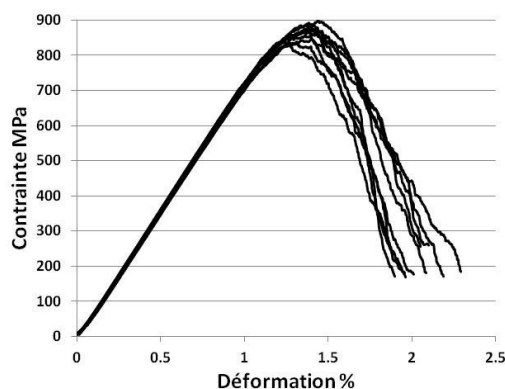


Figure 2.3. Reproductibilité des essais de traction sur roving de verre.

Comme mentionné dans le paragraphe 1.7.1.1.2, des phénomènes de concentration de contrainte peuvent conduire à la rupture prématurée des fibres au niveau des fixations. Pour les mèches de verre, les observations directes sur les échantillons montrent que la rupture des fibres se répartit uniformément dans la longueur et ne se concentre pas près des talons. L'utilisation de dispositifs acoustiques adéquats permettant la localisation de la rupture des fibres [R'MI08] pourrait permettre de le démon-

trer rigoureusement. Dans le cas des mèches comélées, la rupture brutale permet de repérer visuellement où celle-ci a eu lieu (voir Figure 2.4). La rupture se produit le plus souvent loin des talons et si tel n'est pas le cas, l'essai n'est pas pris en compte. La méthode de fixation utilisée permet donc de bonnes conditions aux bords des essais.



Figure 2.4. Mèche comélée après rupture.

2.1.1.1.4. Bilan

Un protocole d'essai permettant de caractériser le comportement en traction des mèches comélées a été proposé. Sa validité et la précision des résultats obtenus grâce à celui-ci ont été vérifiées. Les résultats présentés dans les sections suivantes ont été obtenus grâce à l'utilisation de ce protocole.

2.1.1.2. Comportement sous sollicitation quasi statique

Les résultats présentés ici sont ceux obtenus avec la longueur d'échantillon de 200 mm et la vitesse de déformation $\dot{\epsilon} = 1,67 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ sur des mèches de bobine (obtenues après comélage et avant d'être utilisées pour le tissage). La Figure 2.5.a montre le comportement en traction d'une mèche comélée. Au début du chargement, un comportement non linéaire prononcé avec une augmentation progressive du module est observé. Le comportement devient ensuite quasi linéaire même si une très légère augmentation du module peut encore être observée. La taille de la zone de comportement non linéaire, du début de l'essai (c'est à dire de la valeur de précharge) jusqu'au moment où le comportement devient quasi linéaire est notée ϵ_{NL} . Au cours du chargement, de petites chutes d'effort, liées à l'ouverture de nœuds instables, peuvent être observées. Une chute de l'effort est ensuite observée, elle peut être attribuée à la rupture de la mèche de verre [OGA10], qui s'opère toutefois de manière beaucoup plus brutale que sur le *roving*. La rupture de la mèche comélée n'est pas totale puisqu'une partie de la charge est récupérée par le polypropylène (PP) (voir Figure 2.5.b) qui lui ne casse qu'après des élongations allant jusqu'à plusieurs dizaines de pourcents. Dans la suite on s'intéressera principalement à la première phase du comportement en traction, jusqu'à la rupture des fibres de verre, la rupture totale des fibres de renfort dans une mèche pendant une mise en forme constituant un défaut rédhibitoire. Dans la suite, les termes contrainte à rupture et déformation à rupture désignent respectivement la contrainte maximale atteinte pendant cette phase (avant la rupture de la mèche de verre) et la déformation à laquelle cette contrainte maximale est atteinte.

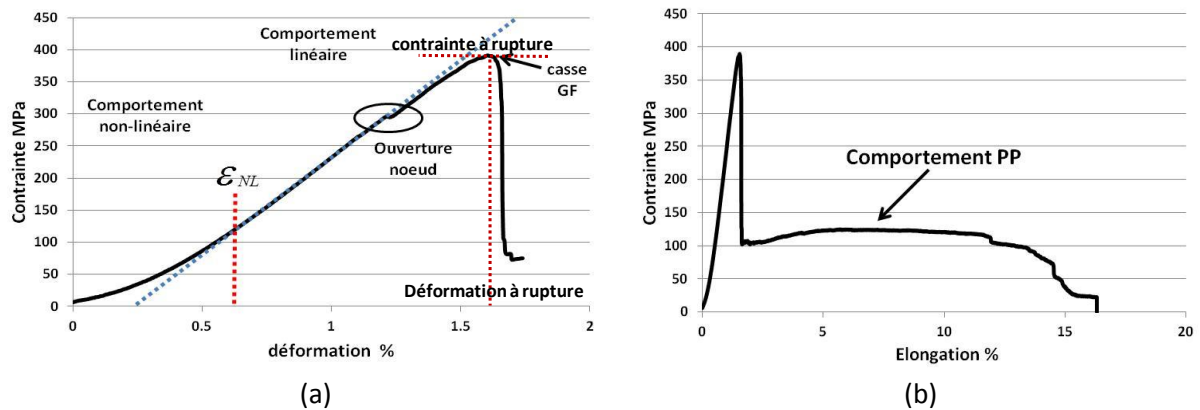


Figure 2.5. Comportement en traction d'une mèche comélee : a. première phase du comportement, b. comportement global.

Contrairement aux *rovings* de verre, une importante dispersion des propriétés mécaniques des mèches comélees peut être observée (voir Figure 2.6). Les écarts types obtenus sur les valeurs des modules, contraintes et déformations à rupture sont de l'ordre de 10 %. Cette variabilité est attribuable à la variabilité de la structure des mèches d'un échantillon à l'autre. La contrainte à rupture moyenne est de 340 MPa, correspondant à un effort à rupture de l'ordre de 80 N, et se produit pour des valeurs de déformation de 1,5 % en moyenne. Le module d'Young (pente maximale de la courbe contrainte-déformation atteinte pendant la phase de chargement) moyen est d'environ 30 GPa.

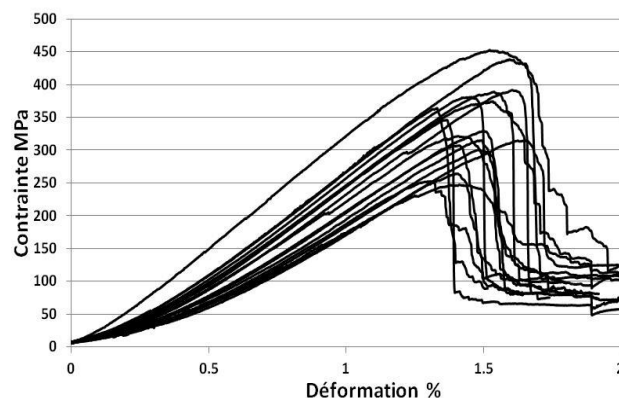


Figure 2.6. Variabilité du comportement en traction des mèches comélees.

Étant donné la forte dispersion des résultats, les courbes de comportement moyennes et les valeurs moyennes obtenues sur l'ensemble des essais réalisés dans chaque configuration seront considérés dans les sections suivantes. La modélisation du comportement se basera aussi sur ces grandeurs moyennes. Les premiers résultats présentés montrent que le comportement des mèches comélees est très différent de celui des *rovings*. Il faudra donc développer un modèle spécifique qui devra notamment permettre de décrire la phase de comportement non linéaire initiale.

2.1.1.3. Influence de la vitesse de déformation et de la longueur d'échantillon

Après avoir étudié le comportement type d'une mèche comélee en sollicitation quasi statique, des essais à différentes vitesses de déformation et longueurs d'échantillon ont été menés. Les valeurs

moyennes et écarts types de module, déformation et contrainte à rupture mesurées pour les deux longueurs d'échantillon et aux trois vitesses de déformation définies dans le paragraphe 2.1.1.1 avec les mèches comélées (abréviation GFPP) sont présentés dans le Tableau 2.2. En guise de comparaison, les résultats obtenus pour les *rovings* de verre (abréviation GF) dans les mêmes configurations sont aussi synthétisés. Afin de mieux visualiser l'effet de la vitesse de déformation sur le comportement en traction, les courbes moyennes de comportement des mèches comélées aux trois vitesses de déformation pour la longueur d'échantillon de 200 mm sont représentées sur la Figure 2.7.

En début de chargement, les courbes moyennes se superposent (voir Figure 2.7) : la vitesse de déformation n'a pas d'effet significatif sur la phase de comportement non linéaire initiale. De la même manière, la comparaison des courbes moyennes de comportement pour les deux longueurs d'échantillons (de 200 mm et 500 mm) montre que la longueur d'échantillon n'a pas non plus d'effet sur cette phase de comportement non linéaire initiale. Le module d'Young des mèches comélées reste proche de 30 GPa dans toutes les configurations d'essai, il apparaît toutefois légèrement plus faible avec la longueur 500 mm et augmente très légèrement avec la vitesse de déformation (voir Tableau 2.2). Concernant les contraintes à rupture, une augmentation assez marquée avec la vitesse de déformation est constatée (Figure 2.7). Pour les deux longueurs d'éprouvettes, la contrainte à rupture avec la vitesse de déformation de $1,67 \cdot 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ est 60 % plus importante que celle obtenue avec la vitesse de $1,67 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Pour les *rovings* de verre, cette augmentation n'est que de l'ordre de 20 %. Dans la configuration d'essai quasi statique (vitesse de déformation $1,67 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$), la diminution de la contrainte à rupture moyenne entre les longueurs de 200 et 500 mm est d'environ 6 % à la fois pour les mèches de verre et les mèches comélées.

Tableau 2.2. Paramètres mécaniques des mèches comélées (GFPP) et rovings de verre (GF) dans les différentes configurations d'essai.

	Longueur (mm)	200			500		
	Vitesse (mm/min)	2	20	200	5	50	500
	Vitesse de déformation (s^{-1})	$1,67 \cdot 10^{-4}$	$1,67 \cdot 10^{-3}$	$1,67 \cdot 10^{-2}$	$1,67 \cdot 10^{-4}$	$1,67 \cdot 10^{-3}$	$1,67 \cdot 10^{-2}$
GF	Module	$73,6 \pm 0,9$	$73,1 \pm 1,0$	$73,9 \pm 1,1$	$73,9 \pm 1,6$	$74,1 \pm 1,5$	$72,9 \pm 2,1$
GFPP	d'Young (GPa)	$29,3 \pm 2,9$	$30,5 \pm 2,1$	$30,8 \pm 1,9$	$28,6 \pm 1,9$	$29,4 \pm 2,0$	$30,6 \pm 1,1$
GF	Déformation à rupture (%)	$1,35 \pm 0,06$	$1,54 \pm 0,03$	$1,61 \pm 0,05$	$1,24 \pm 0,06$	$1,39 \pm 0,03$	$1,51 \pm 0,03$
GFPP		$1,47 \pm 0,10$	$1,92 \pm 0,18$	$2,40 \pm 0,17$	$1,42 \pm 0,12$	$1,80 \pm 0,14$	$2,47 \pm 0,22$
GF	Contrainte à rupture (MPa)	852 ± 22	948 ± 22	1024 ± 32	819 ± 29	901 ± 20	968 ± 16
GFPP		340 ± 60	455 ± 51	589 ± 33	319 ± 48	408 ± 51	514 ± 43
GF	Force à rupture (N)	$102,2 \pm 2,6$	$113,8 \pm 2,6$	$122,9 \pm 3,8$	$96,7 \pm 3,4$	$106,4 \pm 2,3$	$114,2 \pm 1,9$
GFPP		$78,6 \pm 13,8$	$105,0 \pm 11,7$	$136,0 \pm 7,6$	$73,7 \pm 11,2$	$96,6 \pm 11,7$	$118,7 \pm 9,9$

Cette différence reste constante pour les autres vitesses de déformations dans le cas du verre, mais elle semble augmenter légèrement pour le GFPP (13 % de différence à la vitesse de déformation la plus importante). Sur la Figure 2.8 est représentée l'évolution des valeurs d'effort à rupture en fonction du logarithme de la vitesse de déformation dans toutes les configurations d'essai pour les *rovings* de verre et les mèches comélées. On remarque que les valeurs des efforts à rupture sont du même

ordre de grandeur pour les deux types de mèches. Néanmoins, on peut noter que pour les chargements quasi statiques, les mèches coméelées cassent pour des d'efforts plus faibles que les *rovings* de verre. Au contraire à la vitesse de déformation la plus importante, les mèches coméelées ont tendance à casser pour des valeurs d'effort plus élevées.

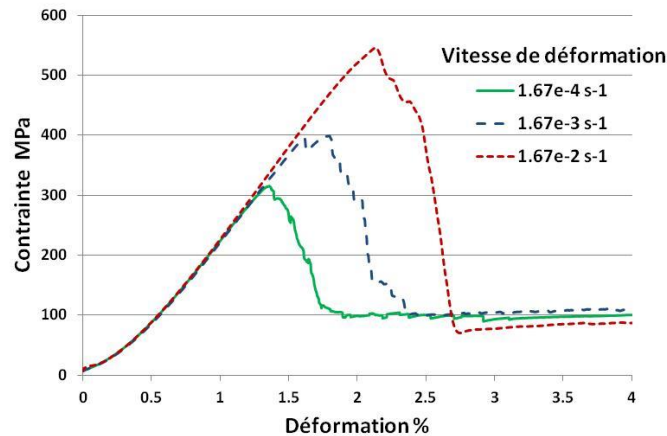


Figure 2.7. Courbes de traction moyennes aux 3 vitesses de déformation des mèches coméelées pour la longueur de 200 mm.

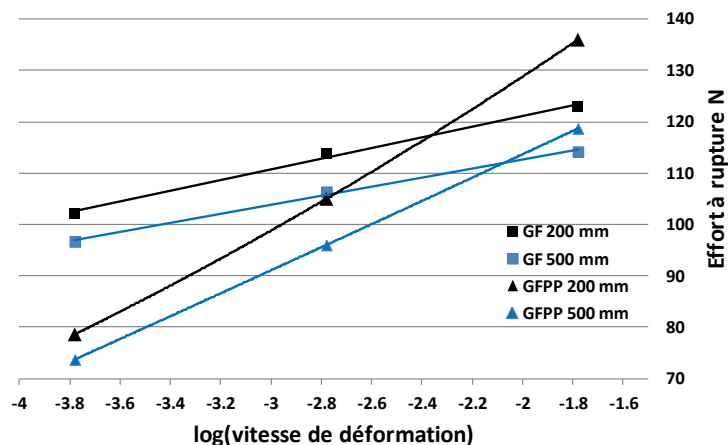


Figure 2.8. Évolution de l'effort à rupture en fonction du logarithme de la vitesse de déformation.

Les valeurs mesurées du module d'Young et de l'effort à rupture des mèches coméelées (Tableau 2.2) sont plus importantes par rapport à celle obtenues par Torun [TOR11] sur des mèches assez similaires à celles utilisées dans cette étude (mèches obtenues par comélage d'un *roving* de verre de 300 *tex* et de 3 × 32 *tex* de polypropylène). En effet, leurs résultats montrent un module d'Young de moins de 20 *GPa* et des efforts à rupture de l'ordre de 45 *N*, et ce, avec une configuration d'essai à 500 *mm* et 25 *mm/min*. L'origine de ces différences pourrait provenir du processus de comélage différent utilisé pour la fabrication des mèches ou du protocole d'essai.

Par ailleurs, aux vitesses de déformation importantes, une perte de linéarité est observée avant la rupture du verre dans les mèches coméelées (visible sur la Figure 2.7). De plus, contrairement au cas quasi statique, la rupture de la mèche est totale dans certains cas où les fibres de polypropylène cassent aussi et ne reprennent pas de charge. Ce dernier phénomène a principalement été observé pour la longueur de 500 *mm* avec la vitesse de déformation la plus importante.

Les résultats d'essais présentés ont permis de montrer qu'à la fois la vitesse de déformation et la longueur d'échantillon n'avaient pas d'influence notable sur la phase de comportement non linéaire initiale et le module des mèches coméleées. Leur influence sur cette phase du comportement pourra donc être négligée dans la modélisation. Par contre, pour prédire la possible rupture des mèches, l'influence de la longueur sollicitée et de la vitesse de déformation devra être prise en compte. Il faudra donc définir, comme dans les travaux de Pan [PAN96], une longueur de mèche sollicitée relative au comportement de celles-ci dans leur environnement tissé. Ce point sera abordé dans la seconde partie de ce chapitre.

2.1.1.4. Influence de l'endommagement de tissage

Dans l'objectif de caractériser l'influence de l'endommagement dû au tissage sur le comportement des mèches coméleées, des mèches de trame, de chaîne et des *binders* ont été extraites du tissu A présenté sur la Figure 1.6. Des essais de traction ont ensuite été réalisés sur ces mèches (configuration 200 mm, 2 mm/min). Les courbes de traction moyennes sont tracées sur la Figure 2.9 et le Tableau 2.3 rapporte les valeurs moyennes des modules d'Young, contraintes et déformations à rupture ainsi que la taille de la zone de comportement non linéaire initiale (valeur de ε_{NL}) pour les 3 groupes de mèches. Entre parenthèses sont rapportées les variations des valeurs moyennes par rapport à celles obtenues sur les mèches avant tissage.

Tableau 2.3. Résultats des essais de traction sur mèches extraites du tissu.

	Déformation à rupture (%)	Force à rupture (N)	Contrainte à rupture (MPa)	Module (GPa)	ε_{NL} (%)
Binders	1,24 ± 0,15 (- 16 %)	66,9 ± 8,7 (- 15 %)	290 ± 38 (- 15 %)	29,4 ± 2,7 (+ 1 %)	0,62 (- 17 %)
Chaîne	1,21 ± 0,13 (- 17 %)	61,4 ± 8,1 (- 22 %)	266 ± 35 (- 22 %)	28,2 ± 2,0 (- 3 %)	0,58 (- 22 %)
Trame	1,31 ± 0,15 (- 11 %)	56,3 ± 20,9 (- 28 %)	244 ± 90 (- 28 %)	24,2 ± 8,3 (- 17 %)	0,59 (- 20 %)

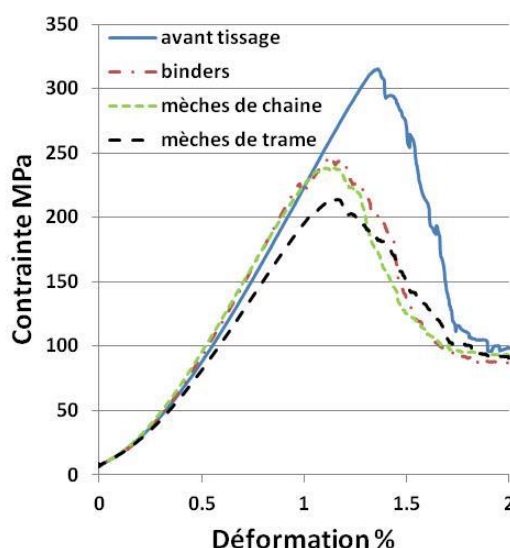


Figure 2.9. Courbes de traction moyennes des mèches extraites du tissu.

On observe une diminution des contraintes à rupture pour les trois groupes de mèches après tissage (Figure 2.9). Les résultats montrent que les mèches de trame sont les plus endommagées avec une diminution de 28 % des contraintes à rupture, mais aussi une diminution du module d'Young de 17 %. Le module des mèches de chaîne et des *binders* n'est quant à lui pas affecté. La variabilité du comportement en traction entre échantillons semble accentuée par le tissage, notamment pour les mèches de trame où de très forts écarts types sont obtenus. Les observations montrent que sur certains échantillons de mèches de trame, un nombre non négligeable de fibres est cassé. La rupture de ces fibres peut intervenir lors de la phase d'insertion : les mèches de trame sont endommagées lorsqu'elles passent à travers les guides [LEE02] avant l'insertion, ou lors de l'insertion elle-même, réalisée à vitesse très importante.

Il est intéressant de noter que la taille de la phase de comportement non linéaire initiale est réduite d'environ 20 % pour les mèches extraites du tissu comparée aux mèches avant tissage. Lors du tissage, les mèches dans le sens chaîne passent par des dispositifs de mise en tension [LEE02]. De même, durant la phase d'insertion, les mèches de trame sont sollicitées en tension. Il est donc intéressant d'étudier le comportement des mèches coméleées sous sollicitation cyclique pour observer si ces mises en tension peuvent jouer un rôle sur la diminution de la phase de comportement non linéaire initiale. Pour ce faire, des essais de traction cyclique ont été réalisés sur des mèches « saines » (avant tissage), avec la longueur d'échantillon de 200 mm et la vitesse de 2 mm/min. Un exemple de résultat est montré sur la Figure 2.10.a. Après le premier cycle de chargement, une déformation permanente est observée. La phase de comportement non linéaire initiale du second chargement est fortement réduite comparée à celle du premier chargement (valeur de ε_{NL} divisée par 2 environ). On observe aussi que le module atteint dans la phase de comportement linéaire lors du second chargement est légèrement supérieur à celui qui avait été mesuré au cours du premier chargement. Une augmentation du module de l'ordre de 10 % peut être observée après quelques cycles. Sur le résultat d'essai présenté sur la Figure 2.10.b, le module atteint lors du premier chargement est de 26,7 GPa. Il augmente sensiblement lors des deux chargements suivants et se stabilise à la valeur de 29,3 GPa. Ces phénomènes peuvent être attribués à la réorganisation de la structure des mèches qui conduit à un alignement des fibres le long de l'axe de la mèche lors de la sollicitation en traction. Lorsqu'un nombre important de cycles est réalisé, et que les efforts atteints lors de ces cycles sont assez proches de l'effort à rupture de la mèche, cela peut conduire à la rupture prématurée de celle-ci (Figure 2.10.b). Pour expliquer ce phénomène, on peut supposer qu'un endommagement par frottement entre fibres se produit, notamment dans les nœuds où les fibres sont fortement entrelacées. Il est intéressant de noter que le module initial à la décharge (de l'ordre de 38 GPa) est supérieur au module en charge et semble demeurer constant pour tous les cycles. Ce dernier point sera réabordé dans la partie modélisation.

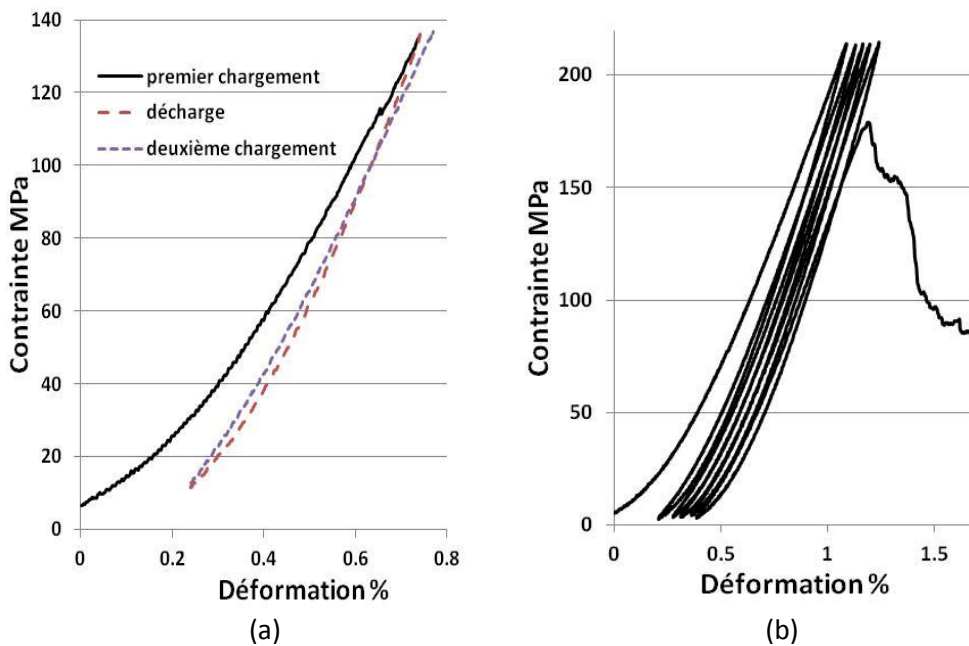


Figure 2.10. Exemple d'un essai de traction cyclique réalisé sur une mèche avant tissage : a. Détail sur un cycle, b. Rupture prématurée après de multiples cycles de chargement.

Les résultats des essais cycliques présentés précédemment montrent que la réduction de la phase de comportement non linéaire initiale des mèches extraites du tissu comparé aux mèches avant tissage peut être attribuée à la sollicitation en tension des mèches pendant le tissage. Toutefois, on n'observe pas d'augmentation du module des mèches après tissage comme on aurait pu s'y attendre au vu de l'augmentation du module observée sur les essais cycliques. Deux explications peuvent être avancées : une possible augmentation de module due à la sollicitation cyclique peut avoir été compensée par la rupture de fibres, ou bien les efforts en traction subis lors de ces sollicitations restent assez faibles et conduisent à une diminution de ε_{NL} mais n'impactent pas le module. La mesure in situ des efforts auxquels sont soumises les mèches lors du tissage permettrait de confirmer cette dernière hypothèse.

La réduction significative de la résistance à rupture des mèches après tissage comparée à avant tissage peut quant à elle être attribuée à deux phénomènes :

- La rupture de fibres (observée sur les mèches de trame) ou l'endommagement de fibres par frottement contre les pièces de la machine de tissage ;
- L'endommagement par frottement entre fibres au sein de la mèche lors de sa sollicitation en tension au cours du tissage (phénomène observé sur la Figure 2.10.b).

Pour limiter l'endommagement des fibres par frottement contre les pièces de la machine de tissage, une solution pourrait consister en l'utilisation de mèches coméelées où les fibres thermoplastiques, placées autour des fibres de verre, les protégeraient de l'abrasion (ces mèches pouvant être produites selon une des méthodes présentées sur la Figure 1.4). Toutefois comme cela a été mentionné, avec l'utilisation de telles mèches l'imprégnation des fibres de renforts par la matrice thermoplastique pourrait être de moins bonne qualité.

Le tissage modifiant de manière marquée le comportement mécanique des mèches, ses effets devront être pris en compte dans la modélisation de leur comportement. Même si des mèches identiques

ont été utilisées, les mèches dans les directions trame et chaîne du tissu n'ont plus les mêmes propriétés mécaniques, car l'endommagement de tissage diffère entre les deux directions. Il est par conséquent important de caractériser les mèches après tissage ou d'être en mesure d'estimer l'influence de celui-ci sur leurs propriétés mécaniques. Dans notre cas, l'influence du tissage pourra être supposée similaire en ce qui concerne la réduction de la phase de comportement non linéaire initiale (d'environ 20 % par rapport aux mèches avant tissage) pour toutes les mèches, et similaire dans sa globalité pour les mèches de chaîne et les *binders*. Pour ces dernières, le module pourra être supposé inchangé par rapport à celui des mèches avant tissage. Pour les mèches de trame, il faudra prendre en compte la diminution de module de 17 %. Enfin, de manière globale, le modèle devra permettre de décrire la diminution des efforts à rupture imputable à l'endommagement.

2.1.1.5. Comportement transverse

Comme mentionné précédemment, dans le cas des *rovings*, la réduction de section transverse de la mèche est négligeable au cours d'un essai de traction. Dans le cas particulier des mèches coméleées, au vu de leur structure très particulière, il est intéressant de savoir si c'est aussi le cas. Pour cela, lors d'un essai de traction sur mèche coméleée, des images ont été enregistrées en utilisant une caméra AVT manta, possédant une résolution de 2452 × 2048 pixels (voir Figure 2.11.a). Un programme Matlab a été développé pour analyser les images obtenues et permettre de détecter automatiquement les contours de la mèche avec une fonction de seuillage. Un exemple de résultat est présenté sur la Figure 2.11.b.

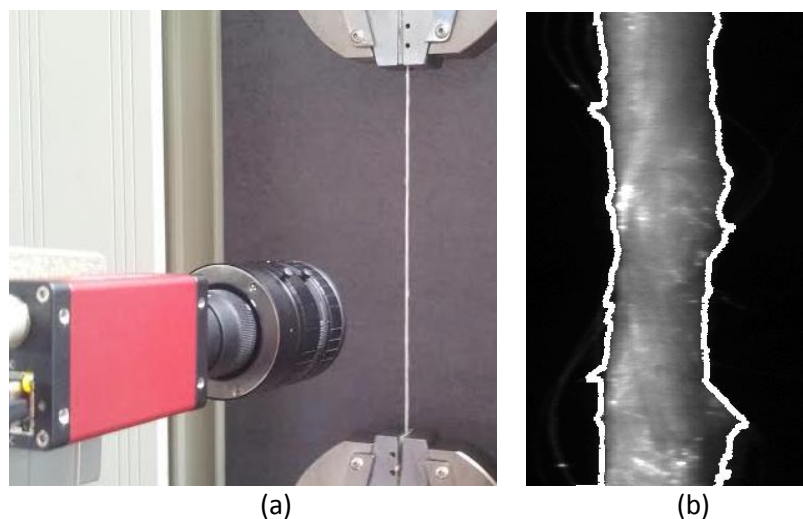


Figure 2.11. Essai de traction sur mèche coméleée avec acquisition optique : a. Photo du montage, b. Résultat de détection de contour.

Les résultats obtenus permettent de représenter l'évolution du diamètre de la mèche en fonction de l'effort de traction mesuré (voir Figure 2.12).

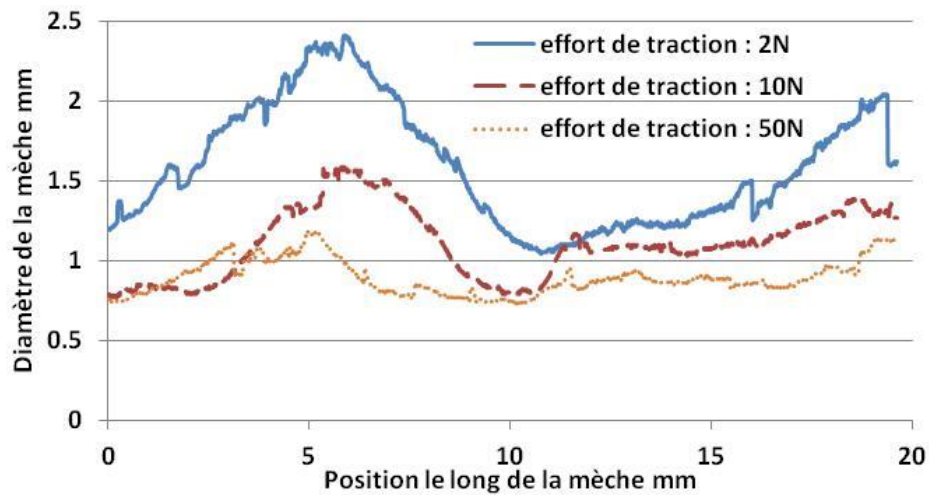


Figure 2.12. Évolution du diamètre d'une mèche comélee pendant un essai de traction.

Sur la Figure 2.12 on peut observer la variabilité du diamètre initial de la mèche découlant de sa structure particulière ainsi que l'évolution du diamètre le long de la mèche en fonction du chargement. Deux zones particulières peuvent être considérées : les zones de nœuds et les sections ouvertes. Dans la suite, on s'intéresse à ce qui se passe dans ces deux types de zones en particulier en représentant l'évolution du diamètre dans une zone de nœud et dans une section ouverte repérées sur la Figure 2.13. Les évolutions du diamètre dans ces deux zones sont tracées en parallèle avec le comportement global de la mèche sur la Figure 2.14.

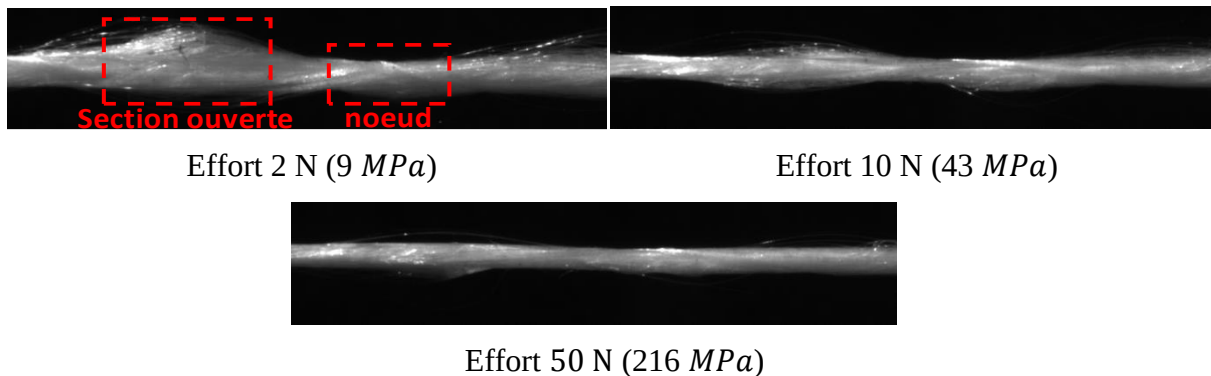


Figure 2.13. Évolution de la structure d'une mèche comélee en traction.

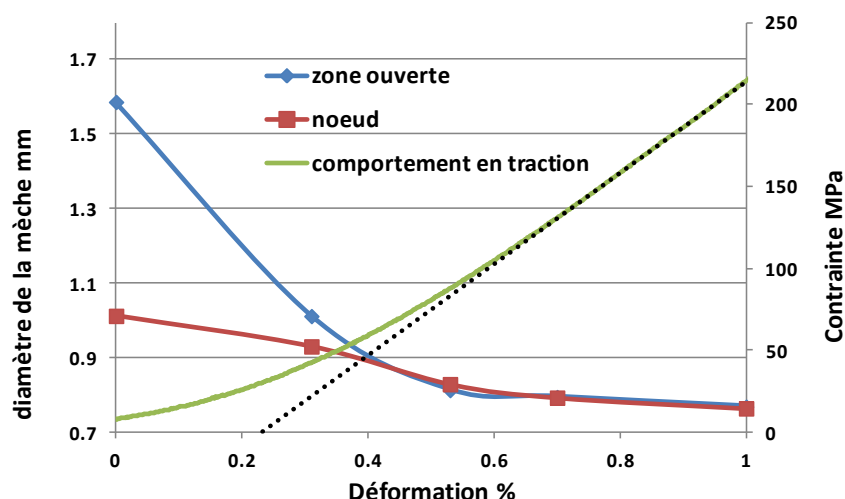


Figure 2.14. Diminutions du diamètre dans une section ouverte et un nœud superposées avec la courbe de traction de la mèche.

On note que le diamètre de la mèche diminue sensiblement en début de chargement (pendant la phase de comportement non linéaire initiale) dans la section ouverte. Celle-ci se « referme » au fur et à mesure que les fibres entrent en tension. Le diamètre diminue aussi dans la zone de nœud, mais de manière moins marquée. Ceci peut être attribué à l'entrelacement des fibres qui conduit, comme décrit dans le Chapitre 1 pour les mèches twistées, à l'apparition de contraintes latérales. Le diamètre de la mèche devient quasi homogène lorsque la phase de comportement linéaire est atteinte. Le diamètre continue ensuite à diminuer, mais beaucoup moins rapidement.

Ces résultats montrent que, contrairement aux *rovings*, une réduction non négligeable de la section transverse des mèches coméelées intervient pendant la sollicitation en traction, surtout en début de chargement. Pour décrire précisément le comportement caractérisé, il faudra donc considérer un coefficient de Poisson transverse/longitudinal. Le choix de la forme de ce coefficient et l'identification des paramètres utilisés seront discutés dans le Chapitre 4.

2.1.1.6. Conclusion

Le comportement en traction des mèches coméelées a été caractérisé expérimentalement. Les résultats des essais ont notamment permis de montrer un comportement non linéaire initial marqué. L'influence de la vitesse de déformation et de la longueur d'échantillon sur la ténacité des mèches a été mise en évidence (augmentation des efforts à rupture avec la diminution de la longueur d'échantillon et avec l'augmentation de la vitesse de déformation). Les essais réalisés sur des mèches extraites du tissu ont montré la nécessité de prendre en compte l'influence du tissage sur leur comportement. Celui-ci conduit en effet à une réduction de la phase de comportement non linéaire initial des mèches, à une diminution de leur module dans le cas des mèches de trame et à une réduction de leur ténacité. Le comportement transverse des mèches a aussi été étudié et la nécessité de prendre en compte la diminution de leur section lors de leur sollicitation en traction a été établie.

2.1.2. Comportement en compaction

Le paragraphe suivant s'intéresse à la caractérisation du comportement des mèches coméelées en compaction. Les essais de compaction ont été réalisés sur la même machine que celle utilisée pour les

essais de traction, avec une cellule d'effort de 10 kN . Deux plateaux de compaction ont été utilisés. Les essais ont été réalisés à la vitesse de 0,5 mm/min . Au vu de la structure des mèches coméleées, pour obtenir un comportement moyen, une longueur assez importante (de l'ordre de 1 m) a été compactée. Les essais ont été conduits jusqu'à des efforts de l'ordre de 400 N et la mesure d'écartement des plateaux avec un LVDT a montré que la souplesse machine pouvait être négligée. L'effort de compaction mesuré a été ramené en N par mm de longueur de la mèche. Dans un premier temps, son évolution est tracée en fonction de l'écartement des plateaux. Un résultat montrant le comportement global type est visible sur la Figure 2.15.a.

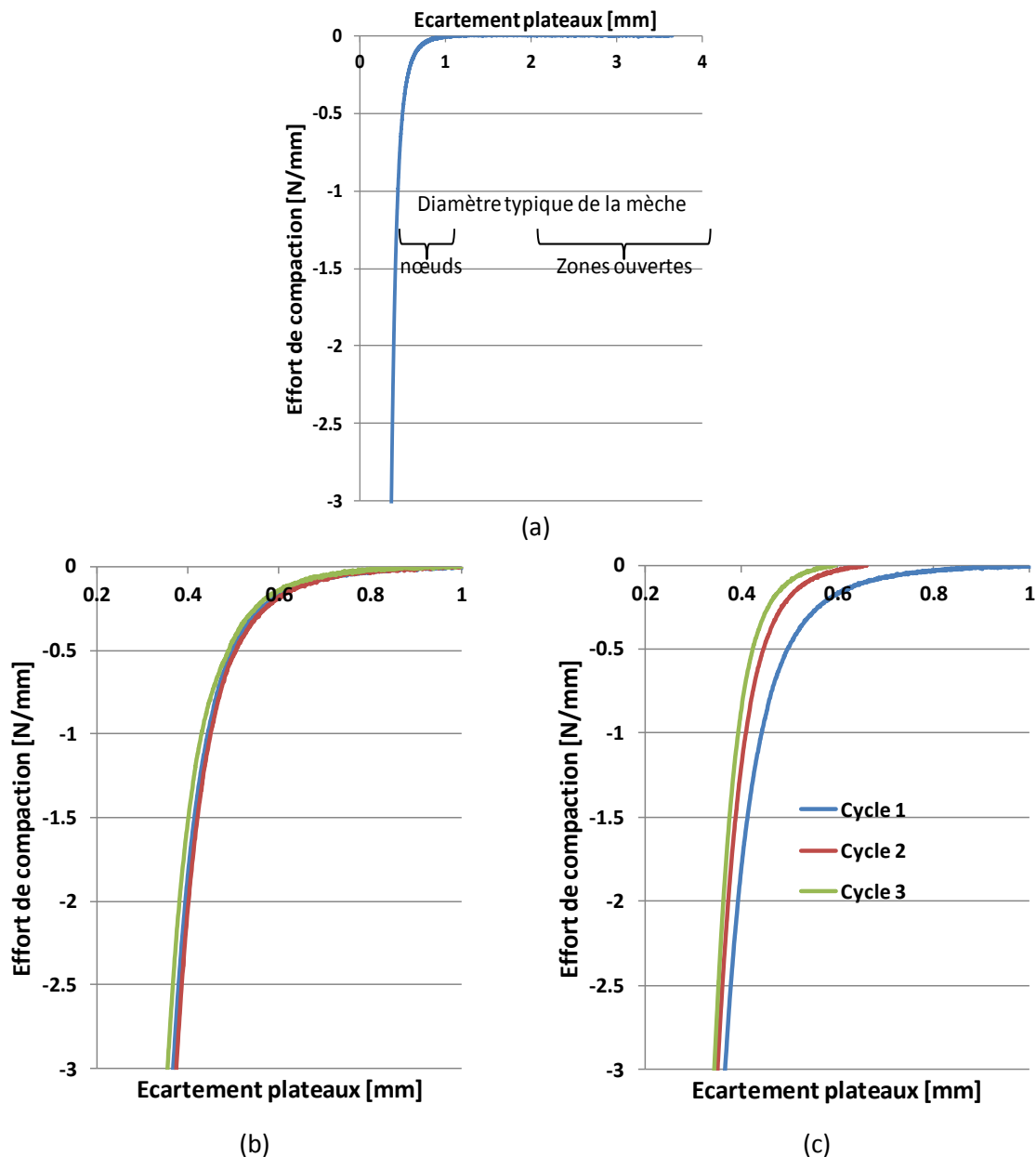


Figure 2.15. Résultats des essais de compaction de mèches coméleées : a. Résultat global, b. Répétabilité des résultats dans la zone d'augmentation des efforts, c. Réponse sous chargement cyclique.

Bien que le diamètre de la mèche soit de plusieurs mm dans les sections ouvertes (voir Figure 1.16), les efforts de compaction ne commencent à augmenter significativement que lorsque l'écartement des plateaux devient inférieur au mm (Figure 2.15.a), ce qui correspond au diamètre typique de

la mèche dans les zones de nœuds. La Figure 2.15.b, recentrée sur la zone d'augmentation des efforts, et où sont comparés trois résultats d'essais, montre une très bonne répétabilité. Le comportement dans cette phase est non linéaire et la rigidité de compaction augmente rapidement au fur et à mesure que la mèche est compactée. Les résultats des essais cycliques, présentés sur la Figure 2.15.c, montrent que le comportement est non élastique avec une déformation permanente et un décalage du début de la courbe de compaction qui traduit la réorganisation de l'ensemble des fibres. Cela correspond au comportement classique observé sur les ensembles de fibres et les textiles et qui a été évoqué dans le Chapitre 1.

Dans le but de mieux appréhender les phénomènes mis en jeu lors des essais, la Figure 2.16 schématise les différentes étapes de la compaction d'une mèche comélée. Pour simplifier et faciliter la compréhension, la compaction d'une zone de nœud et d'une section ouverte est représentée en parallèle.

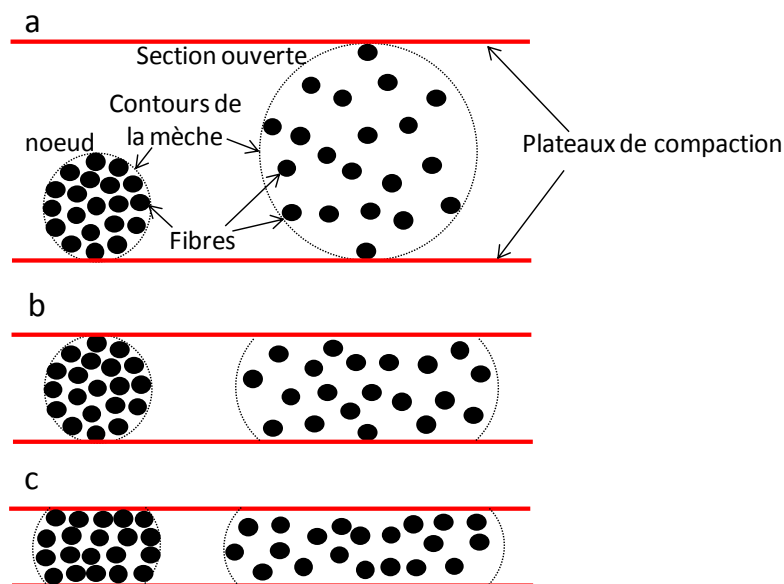


Figure 2.16. Différentes étapes de la compaction d'une mèche comélée.

Dans les sections ouvertes, le diamètre important de la mèche comélée fait que la fraction volumique de fibres initiale est très faible (inférieure à la dizaine de pourcents en supposant la section circulaire). Le diamètre beaucoup plus faible des zones de nœud, 1 mm à 0,8 mm (voire moins), conduit au contraire à des fractions volumiques de fibres initiales beaucoup plus importantes pouvant dépasser les 50 % (voir Figure 2.16). Or, l'étude bibliographique menée dans le Chapitre 1 a permis de montrer que le comportement en compaction des ensembles de fibres dépendait principalement de la fraction volumique de fibres et de la structure de l'assemblage (fibres parallèles, fibres twistées...). Du fait de la très faible fraction volumique de fibres dans les zones ouvertes, il y a initialement beaucoup d'espaces vides et très peu de contacts entre fibres ce qui conduit à des efforts de compaction initiaux extrêmement faibles dans ces zones. Cela correspond à la phase $V_f \leq V_{f_0}$ dans le cadre du modèle de Toll (voir le paragraphe 1.7.3.1) qui considère que l'effort de compaction reste nul tant que la fraction volumique de fibres ne dépasse pas une valeur seuil. Ceci explique pourquoi les efforts résultant de la compaction des zones ouvertes seules, mesurés lors des essais (entre les étapes schématisées sur la Figure 2.16.a et sur la Figure 2.16.b), sont extrêmement faibles. Des efforts significatifs

sont mesurés seulement lorsque les zones de nœuds commencent à être compactées (étape schématisée sur la Figure 2.16.b). L'hypothèse peut être faite que les efforts de compaction mesurés ensuite résultent majoritairement de la compaction de ces zones de nœuds. En effet, la fraction volumique de fibres dans les zones ouvertes reste inférieure à celles des zones de nœud du fait de la largeur plus importante de la mèche dans les zones ouvertes (Figure 2.16.b et Figure 2.16.c).

Des essais de compaction menés à l'université de Gand permettent de confirmer la variabilité du comportement en compaction le long de la mèche comélée. Ces essais ont été menés sur des longueurs de mèche beaucoup plus faibles (16 mm), c'est-à-dire de l'ordre de grandeur de la taille des zones de nœud et des sections ouvertes. Un capteur permettant des mesures d'effort très précises (de l'ordre du mN) a par ailleurs été utilisé. Les résultats, rapportés sur la Figure 2.17, représentent l'évolution de l'effort de compaction en fonction du déplacement, l'acquisition débutant lorsqu'un effort est détecté.

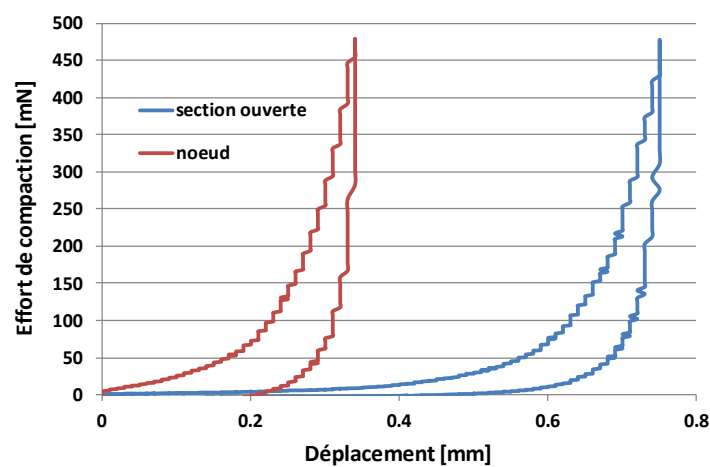


Figure 2.17. Résultats des essais de compaction menés à l'université de Gand.

La courbe rouge correspond au résultat de compaction d'une zone de nœud. Le diamètre faible et la fraction volumique de fibre initiale importante conduisent à une augmentation rapide de l'effort de compaction avec le déplacement. La courbe bleue correspond, quant à elle, à la compaction d'une section ouverte : une phase de comportement non linéaire beaucoup plus marquée, pendant laquelle les efforts restent extrêmement faibles du fait de la très faible fraction volumique de fibres initiale, est observée.

Pour caractériser le comportement en compaction de la mèche, il faut calculer l'évolution de la fraction volumique de fibres au cours de la compaction. La difficulté majeure pour les mèches comélées vient de la variabilité de leur diamètre et du fait que leur section initiale soit circulaire. En effet, dans les travaux de Wendling, le calcul de la fraction volumique de fibre s'est avéré possible dans le cas de *rovings* en supposant une section de forme rectangulaire, constante le long de la mèche et grâce à la mesure par méthode optique de l'étalement latéral lors de la compaction [WEN13]. L'utilisation de cette méthode de mesure de l'étalement latéral n'a malheureusement pas permis d'obtenir de résultats probants sur les mèches comélées, du fait de leur structure particulière et de leur faible taille. Par ailleurs, la section des mèches comélées étant circulaire, pour remonter à la fraction volumique de fibre, il serait nécessaire de faire des hypothèses sur la variation de la forme de la section transverse au cours de la compaction, comme dans le modèle proposé par Chen [CHE06] (voir paragraphe 1.7.3.1)

par exemple. La réalisation d'images 3D par microtomographie, comme dans les travaux de Latil [LAT11], permettrait de calculer de manière plus précise l'évolution de la fraction volumique de fibre au cours de l'essai, mais n'était pas prévue dans le cadre du projet.

Dans le but de reproduire fidèlement le comportement en compaction dans la modélisation, il semble que l'utilisation d'une méthode d'identification inverse se basant sur la simulation d'un essai de compaction sur mèche de forme cylindrique soit la plus appropriée. La méthode utilisée sera détaillée dans le Chapitre 4.

2.1.3. Comportement en flexion

La valeur du module de cisaillement utilisée dans le cadre des simulations à l'échelle mésoscopique n'intervient qu'au second ordre sur les résultats des simulations comparé aux paramètres décrivant le comportement en traction et compaction des mèches. C'est pourquoi, dans la littérature, du fait de la faible rigidité de flexion observée sur les *rovings* étudiés, un module de cisaillement de valeur faible et constant est choisi arbitrairement et utilisé dans les simulations [BAD08]. Comme mentionné dans le premier chapitre, il n'existe pas d'étude sur le comportement en flexion des mèches coméleées. Or, l'étude bibliographique présentée dans ce même chapitre a permis de mettre en évidence l'influence de la structure et des interactions entre fibres sur le comportement en flexion des ensembles de fibres. Il est donc nécessaire de caractériser le comportement en flexion des mèches coméleées dans le but d'évaluer l'effet de leur structure particulière sur leur comportement en flexion et d'estimer un ordre de grandeur de leur rigidité de flexion afin de voir si, comme dans le cas des *rovings*, elle peut être supposée faible. Dans cet objectif, des essais de flexion sur mèches coméleées ont été réalisés sur le banc d'essai développé par E. de Bilbao [DEB08]. La Figure 2.18 montre deux profils de mèches en flexion obtenus grâce à ces essais.

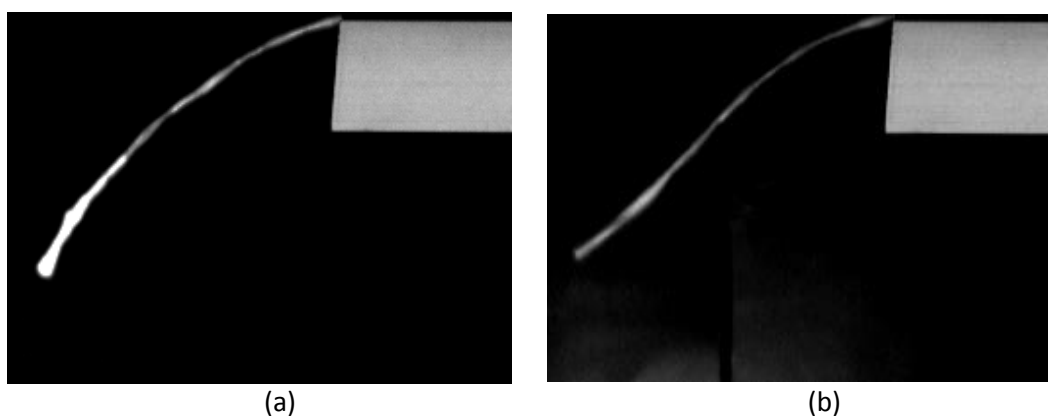


Figure 2.18. Images de profils de flexion (longueur fléchie 65 mm).

La structure particulière des mèches coméleées rend difficile le post traitement des essais par la méthode présentée dans le paragraphe 1.7.2. En effet, la section des mèches peut varier significativement le long du profil de par la présence des zones de nœud et des zones ouvertes (voir Figure 2.18). L'analyse des images permet l'extraction des profils de flexion, mais ceux-ci sont impactés par les variations de diamètre de la mèche et leur utilisation pour le calcul des courbures le long des profils est hasardeuse. De plus, la mèche peut avoir tendance à s'écraser sous son propre poids au niveau de l'encastrement, notamment lorsque la structure de la mèche au niveau de celui-ci est une zone ou-

verte : cela est dû à la très faible rigidité de compaction dans ces zones qui a été décrite dans le paragraphe précédent. Or, au vu du comportement non linéaire non élastique attendu des mèches, il serait nécessaire de calculer la courbure au niveau de l'encastrement. L'écrasement de la mèche en ce point précis rend là aussi hasardeuse l'utilisation des résultats. D'autre part, au cours des essais, les mèches peuvent avoir tendance à « vriller » ce qui peut conduire à une variation subite de la forme du profil fléchi d'une étape de chargement à l'autre. Par ailleurs, sur certaines mèches une courbure permanente due au stockage est présente. La Figure 2.18 illustre ce phénomène avec deux profils de flexion de mèche avec une longueur fléchie de 65 mm. On peut observer sur la Figure 2.18.b qu'une courbure résiduelle est présente sur la mèche, ce qui conduit à un profil fléchi très différent de celui observé sur la mèche de la Figure 2.18.a qui elle ne présente pas de courbure résiduelle due au stockage.

Le but étant ici seulement d'estimer un ordre de grandeur de la rigidité en flexion des mèches, le choix a été fait d'utiliser le modèle de Peirce pour exploiter les résultats d'essais [PIE37]. L'évolution de l'angle de corde entre la droite reliant le point de début et de fin du profil fléchi et l'horizontale en fonction de la longueur de flexion a été calculée à partir des images d'essais. Les valeurs rapportées sur la Figure 2.19.a sont des moyennes sur quatre essais. La rigidité de flexion G a été déduite de ces valeurs en utilisant la formule de Peirce [PEI30-PEI37] (Figure 2.19.b).

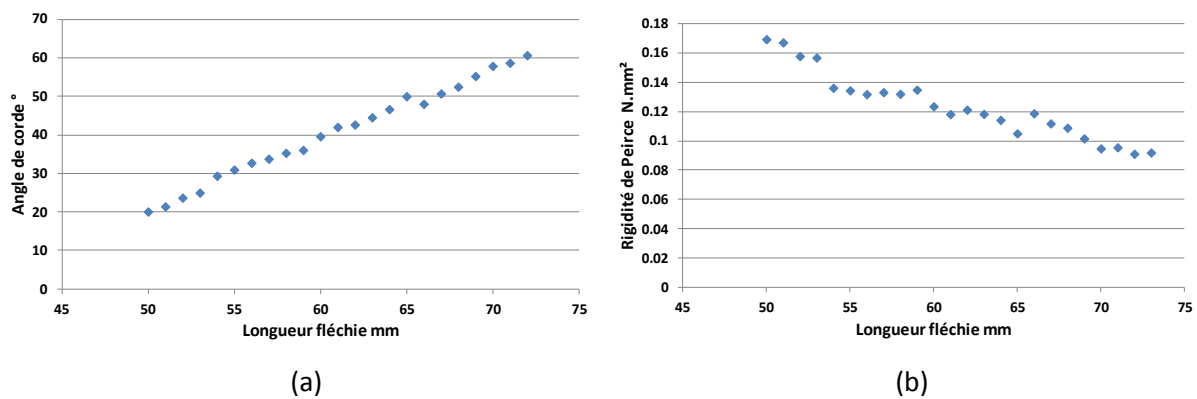


Figure 2.19. a. Évolution de l'angle de corde en fonction de la longueur fléchie, b. Évolution de la rigidité de Peirce en fonction de la longueur fléchie.

La valeur de G obtenue est faible. De plus, elle n'est pas constante, mais diminue avec la longueur de flexion ce qui confirme, comme attendu, que le comportement en flexion des mèches n'est pas linéaire élastique [DEB08]. Par ailleurs, il est aussi possible d'estimer cette rigidité en utilisant l'équation 1.17 présentée au paragraphe 1.7.2. Pour rappel, ce modèle permet de calculer la rigidité de flexion d'un *roving* (fibres parallèles et parfaitement droites) en supposant qu'il n'y a pas d'interaction entre les fibres. Ce modèle a été utilisé pour les mèches comélées de l'étude dans le but d'estimer l'ordre de grandeur de leur rigidité de flexion (pour obtenir une évaluation plus précise, il faudrait prendre en compte la structure particulière des mèches comélées). La rigidité de flexion d'une telle mèche est donnée par [LYN84] :

$$G = \frac{T_{ex} E_f D_f^2}{16 \rho}$$

Avec T_{ex} la masse linéique de la mèche, E_f le module des fibres, D_f leur diamètre et ρ la masse volumique du matériau constitutif.

Cette formule a été appliquée dans le cas des mèches coméelées en utilisant comme valeurs :

- $T_{ex} = 410 \text{ g/km}$: masse linéique de la mèche coméelée ;
- $\rho = 1,8 \text{ g/cm}^3$: masse volumique moyenne des fibres dans la mèche coméelée, calculée connaissant la masse volumique de la fibre de verre et du polypropylène et leurs fractions volumiques respectives ;
- $E_f = 38 \text{ GPa}$: valeur moyenne du module des fibres ;
- $D_f = 15 \cdot 10^{-6} \text{ m}$: diamètre typique des fibres de verre et de polypropylène.

Une valeur de $0,12 \text{ N.mm}^2$ de G est obtenue. Cette valeur est assez proche de celles obtenues expérimentalement, ce qui montre que le frottement entre fibres reste limité dans la mèche.

Les résultats des essais de flexion montrent donc que la rigidité de flexion des mèches coméelées est, comme celle des *rovings*, très faible. Il faudra, pour en rendre compte, utiliser une valeur de module de cisaillement faible dans les simulations.

2.1.4. Frottement mèche/mèche

Le frottement le plus présent au sein des tissus et le plus prépondérant sur leur comportement est celui entre mèches transverses. Par conséquent, seuls des essais de frottement transverse ont été réalisés. Le dispositif de frottement dont le principe de fonctionnement a été présenté au paragraphe 1.7.5 a été utilisé. Les échantillons supérieurs et inférieurs ont été réalisés avec des nappes de mèches extraites des tissus. Les résultats des essais, présentant l'évolution du coefficient de frottement en fonction du déplacement relatif des deux échantillons, sont présentés sur la Figure 2.20. Ces résultats ont été obtenus avec une vitesse de déplacement de 60 mm/min et une pression de 20 kPa .

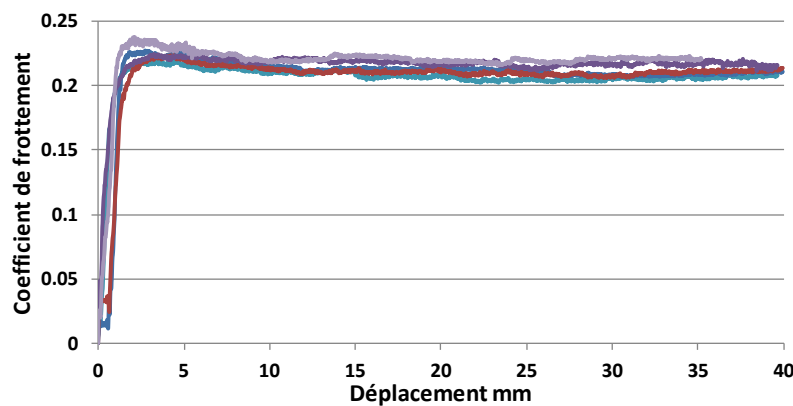


Figure 2.20. Résultats d'essais de frottement mèches/mèches.

Les essais donnent des résultats répétables et des courbes typiques de frottement. Le coefficient de frottement statique s'établit autour de $0,23^{\pm 0,1}$ alors que le coefficient de frottement dynamique est de l'ordre de $0,21^{\pm 0,1}$.

Ces résultats permettent de fournir la valeur du coefficient de frottement transverse entre mèches. Une campagne d'essai plus poussée permettrait d'évaluer l'influence éventuelle des paramètres tels que la pression sur les résultats obtenus.

2.2.Caractérisation du comportement des tissus 3D

On rappelle que les objectifs des essais sur tissu sont de fournir des données d'entrée pour des simulations à l'échelle macroscopique réalisées par l'université de Dresde dans le cadre du projet 3DLT ainsi que de comparer les résultats des simulations à l'échelle mésoscopique avec le comportement réel des tissus. Le Chapitre 1 a permis de définir les types d'essai ainsi que les paramètres associés à utiliser pour la caractérisation du comportement des tissus. La nécessité de développer ou d'adapter certains des protocoles pour la réalisation des essais sur les tissus 3D a été exposée. La plupart des essais requièrent par ailleurs l'utilisation de méthodes de mesure optique. Comme pour la validation du protocole de traction sur les mèches, le logiciel Deftac [BRE05] est utilisé pour le suivi de marqueurs et le logiciel 7D pour la corrélation d'images [VAC99].

Comme cela a déjà été mentionné précédemment, les faibles quantités de tissu disponibles n'ont toutefois permis de réaliser qu'un nombre limité d'essais, notamment ceux requérant des tailles d'échantillon importantes (essais de mise en forme par exemple).

Les sections suivantes présentent les résultats de la campagne d'essais sur tissus. Les protocoles développés sont dans un premier temps validés. Les résultats obtenus sont ensuite analysés, interprétés et comparés à ceux présents dans la littérature concernant des tissus 2D ou *interlock* et 3D quand ils sont disponibles, et ce, en vue de mieux appréhender les spécificités du comportement des tissus 3D étudiés ici. Les comportements des deux tissus sont aussi comparés.

2.2.1.Essais de traction

2.2.1.1.Essais de traction uniaxiale

2.2.1.1.1.Protocole d'essai

Avant de réaliser des essais de traction uniaxiale sur les tissus 3D, un protocole d'essai, inspiré du protocole de traction des tissus 2D, a été mis en place. Le premier point de ce protocole concerne la préparation des échantillons. La méthode classiquement utilisée au sein du laboratoire pour assurer le maintien des échantillons de tissu pendant les essais (de traction et de cisaillement), consiste à fixer sur chacune des extrémités deux talons en aluminium avec une colle de type Araldite®. L'efficacité de cette méthode a pu être vérifiée dans le cadre de la caractérisation du comportement en traction des mèches coméleées. Ces talons servent d'interfaces pour la fixation des échantillons dans les mors ou par des perçages dans les dispositifs d'essai [DEB08]. Dans le cas des tissus 3D, la viscosité importante de la colle Araldite® ne permet pas une imprégnation à cœur des tissus du fait de leur épaisseur importante. Il en résulte une rupture de l'échantillon au niveau des talons ou même un glissement du tissu en dehors des talons au cours de l'essai, comme illustré sur la Figure 2.21 dans le cadre d'un essai de traction. Pour assurer un meilleur maintien du tissu entre les talons en aluminium, deux méthodes ont été envisagées pour rigidifier le tissu au niveau des fixations : faire fondre le polypropylène contenu dans les mèches, ou imprégner le tissu avec de la résine thermodurcissable. Les deux solutions ont pour objectif d'obtenir un composite au niveau des zones à fixer. Dans le cadre des essais de traction, la solution d'imprégnation au moyen de la résine s'est avérée préférable au vu des efforts très importants mis en jeu lors des essais.

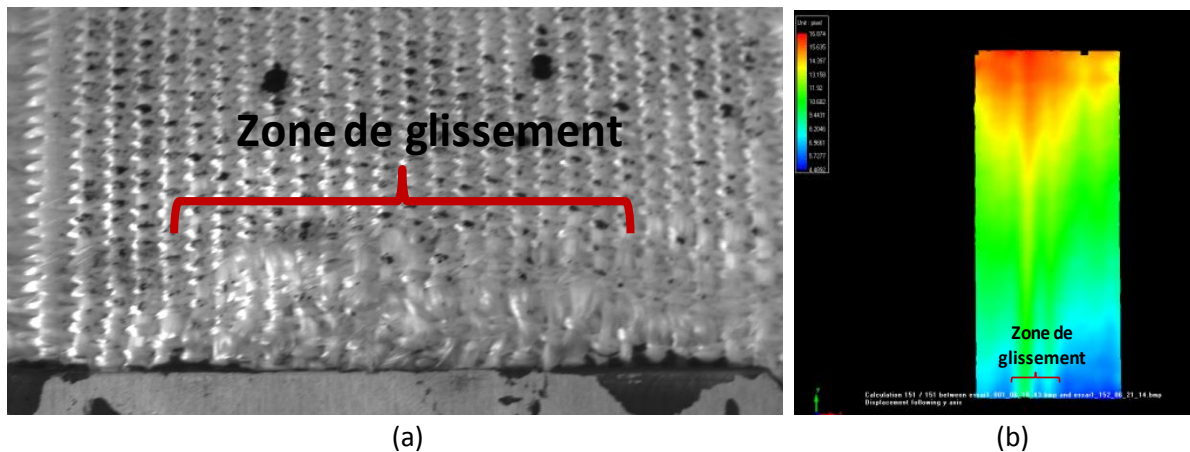


Figure 2.21. Glissement du tissu hors des talons avec le protocole d'essai classique : a. Visuel de la zone de glissement, b. Champ des déplacements mesuré par corrélation d'image.

La configuration d'essai de base utilisée pour la caractérisation du comportement des tissus est similaire à l'une de celles qui ont été utilisés dans le cadre de la caractérisation du comportement des mèches : longueur d'éprouvette de 200 *mm* (voir Figure 2.22.a) et vitesse d'essai de 2 *mm/min*. L'influence de la vitesse a aussi été évaluée sur les tissus en réalisant des essais avec une vitesse de 20 *mm/min* (correspondant là aussi à l'une de celles utilisées avec les mèches coméleées). Le protocole de confection des éprouvettes rend délicate la réalisation des essais sur tissu avec des longueurs d'éprouvettes plus importantes. On se limite donc ici à l'utilisation de la longueur d'éprouvette de 200 *mm*. La largeur des éprouvettes est de 50 *mm*, elle est limitée par la largeur maximale des mors de la machine de traction. Deux zones détissées, d'environ 8 *mm* de largeur, sont conservées sur les bords de l'éprouvette pour éviter le détissage de la zone utile elle-même (voir la Figure 2.22.a). La largeur de la zone utile restante est donc de 34 *mm* environ. Une fois les éprouvettes préparées, elles sont simplement fixées dans les mors de la machine de traction (INSTRON 4507). Pour la réalisation des essais, une précharge de 20 *N* est utilisée. Des mesures optiques par suivi de marqueurs ont été utilisées pour calculer les déformations au cours des essais. Les essais de traction uniaxiale ont été réalisés dans les sens trame et chaîne des tissus. Les mesures optiques par corrélation d'images ont permis de montrer qu'avec le protocole développé, les conditions aux bords étaient correctes et que le tissu ne glissait pas en dehors des talons comme dans l'exemple présenté sur la Figure 2.21.b. De plus, comme le montre la Figure 2.22.c, la rupture des éprouvettes se produit dans la partie centrale des échantillons et pas au niveau des fixations.

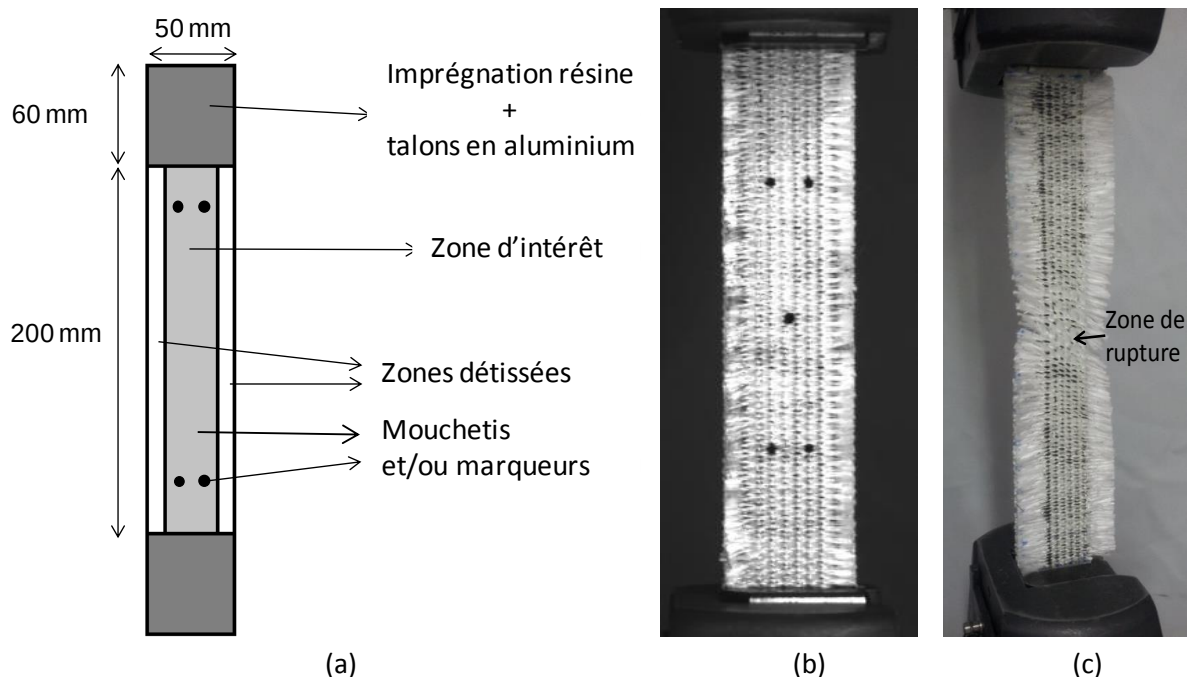


Figure 2.22. Essais de traction uniaxiale : a. Schéma d'une éprouvette, b. Échantillon en cours d'essai, c. Échantillon après rupture.

2.2.1.1.2. Caractérisation du comportement du tissu A

Les résultats des essais de traction montrant le comportement type du tissu A dans les sens trame et chaîne sont présentés sur la Figure 2.23. Dans le sens trame (Figure 2.23.a), les résultats d'essais montrent une phase de comportement non linéaire initiale du tissu. Le comportement devient ensuite linéaire. Un pic d'effort correspondant à la rupture des mèches de trame est atteint pour des elongations de l'ordre de 1.5 %. Après ce pic, les efforts, imputables à la sollicitation en traction du polypropylène contenu dans les mèches, recommencent à augmenter très légèrement puis finalement à diminuer lentement quand l'elongation dépasse les 10 %. Le comportement dans le sens chaîne est représenté sur la Figure 2.23.b. On rappelle que dans cette direction à la fois des mèches de chaîne et des *binders* sont présents dans le tissu. Comme dans le sens trame, une phase de comportement non linéaire initiale, suivie d'une phase de comportement linéaire sont observées. L'analyse de la courbe globale du comportement met ensuite en évidence deux pics d'efforts distincts. Le premier pic est atteint pour des elongations de l'ordre de 2 % et peut être attribué à la mise en tension puis à la rupture de la fibre de verre contenue dans les mèches de chaîne. L'effort est par la suite repris par le polypropylène contenu dans ces mèches de chaîne ainsi que, progressivement, par les *binders*. Les fibres de verre contenues dans les *binders* cassent à leur tour (deuxième pic d'effort) pour des elongations de l'ordre de 12 %. Au-delà, seul le polypropylène (à la fois des mèches de chaîne et des *binders*) supporte la charge. Une rupture brutale et totale de l'échantillon est ensuite observée pour des elongations dépassant les 20 %.

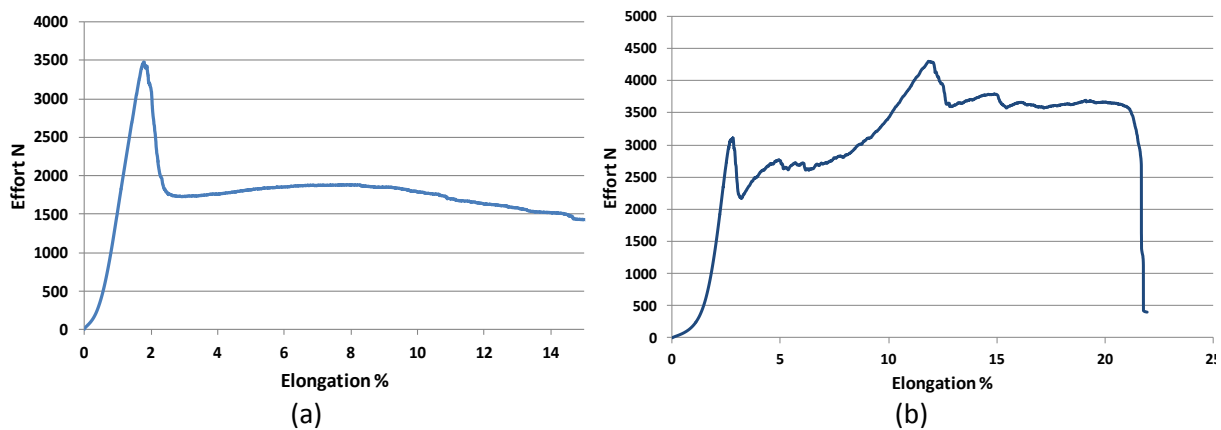


Figure 2.23. Comportement type du tissu A : a. Sens trame, b. Sens chaîne.

Dans la suite, seule la première phase du comportement (jusqu'au premier pic) est détaillée, car au-delà le tissu est endommagé et les propriétés mécaniques de la pièce finale seront fortement altérées.

L'architecture de tissage doit conduire à une trajectoire rectiligne des mèches de trame dans le tissu. On peut donc s'attendre à ce qu'en ramenant les efforts mesurés lors des essais sur tissus en termes d'effort par mèche dans le sens trame, on observera un comportement très similaire entre tissu et comportement moyen des mèches de trame seules extraites de ce même tissu.

Dans le sens chaîne, les mèches de chaîne sont aussi sensées être droites au sein du tissu. Étant donné l'embuvage très important des *binders* et l'angle prononcé entre leur trajectoire et la direction de traction aux endroits où ils traversent l'épaisseur du tissu, l'hypothèse peut être faite que, dans la première phase de comportement du tissu, seules les mèches de chaîne participent au comportement en traction avant le premier pic. La courbe présentée sur la Figure 2.23.b montrant que la rupture des *binders*, et donc leur sollicitation en traction, n'intervient que lorsque l'élongation de l'échantillon de tissu dépasse les 10 % permettent de confirmer cette hypothèse. Là encore, si on ramène les efforts mesurés lors des essais sur tissu en termes d'efforts par mèches de chaîne, on devrait donc observer un comportement similaire avec le comportement moyen des mèches de chaîne seules extraites du tissu.

Pour voir ce qu'il en est réellement, les efforts mesurés par les essais sur tissu ont été ramenés en termes d'effort par mèche dans les directions trame et chaîne (voir Figure 2.24) et comparés au comportement moyen des mèches seules extraites du tissu. Le début des courbes a été recalé au niveau de l'effort correspondant à la précharge utilisée dans le cadre des essais de traction sur mèches. Les deux types de résultats (mèches et tissus) ont été obtenus avec une longueur d'échantillon de 200 mm et une vitesse de déplacement de 2 mm/min.

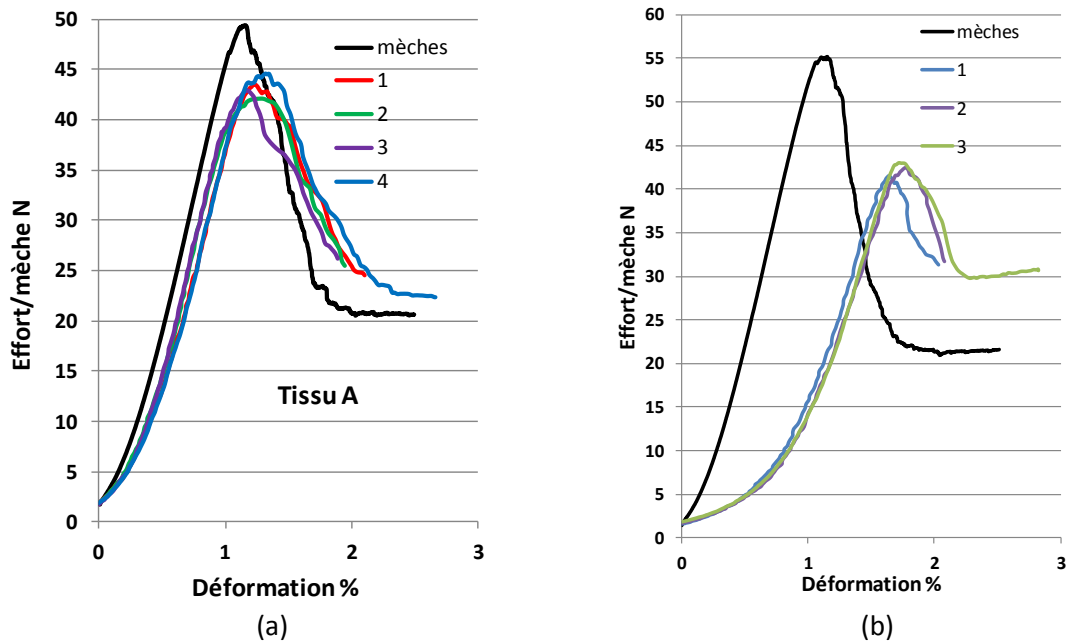


Figure 2.24. Comparaison comportement tissu A/mèches seules : a. Sens trame, b. Sens chaîne.

Comme attendu, le comportement du tissu (ramené en effort par mèches) dans le sens trame est très proche du comportement moyen des mèches (Figure 2.24.a). La phase de comportement non linéaire initiale du tissu est toutefois légèrement plus marquée que celle des mèches. Les efforts maximum atteints sur le tissu sont aussi inférieurs de 10 % environ à ceux obtenus sur mèches seules. Dans la phase de comportement linéaire, le module est le même pour les mèches seules et pour le tissu.

Par contre, dans le sens chaîne, on note que les deux comportements sont assez éloignés l'un de l'autre (Figure 2.24.b). La phase non linéaire initiale est beaucoup plus marquée sur le comportement déduit du tissu. Après cette phase, le comportement du tissu est linéaire, mais le module demeure inférieur à celui mesuré sur les mèches. Enfin les efforts à rupture maximaux atteints avec le tissu sont inférieurs de 25 % comparé aux mèches seules.

Les différences entre comportement du tissu ramené en effort par mèches et comportement moyen des mèches ont pour origine le fait que les mèches ne sont pas parfaitement droites au sein du tissu. L'ondulation des mèches de trame est très peu marquée : leur embuvage, estimé en extrayant des mèches du tissu, apparait en effet inférieur à 0,25 %. Cela explique pourquoi le comportement du tissu dans le sens trame est très proche du comportement moyen des mèches seules. Dans le sens chaîne par contre, l'embuvage moyen des mèches de chaîne est compris entre 1 et 2 %. Comme le montrera l'analyse des micro-CT dans le Chapitre 3, cet embuvage est la conséquence de la très forte densité de tissage dans le sens chaîne et de la présence des *binders* qui conduisent à une oscillation marquée, et qui n'était pas attendue, de la trajectoire des mèches de chaînes dans le plan horizontal. De plus, il apparait que l'embuvage des mèches n'est pas identique dans toutes les couches. Lorsque le tissu est soumis à une sollicitation en traction dans la direction chaîne, sa structure interne se réorganise et les mèches s'alignent dans la direction de traction. De plus, comme l'embuvage des mèches est variable, elles ne sont pas sollicitées de manière équivalente et peuvent entrer en tension de manière différée, d'où un retard d'activation expliquant la phase de comportement non linéaire initiale plus marquée sur le tissu que sur les mèches. Lorsque le comportement du tissu devient linéaire, l'ensemble des mèches est en tension, mais elles demeurent ondulées, ce qui explique le module moins

important observé sur le tissu. Enfin la variabilité de l'embuvage des mèches fait que, certaines d'entre elles ayant été sollicitées avant les autres, elles casseront aussi avant. Ce dernier point explique pourquoi les efforts à rupture observés sur le tissu dans le sens chaîne sont significativement moins importants que l'effort à rupture observé sur le comportement moyen des mèches seules.

Par ailleurs, les résultats obtenus avec le tissu B apparaissent très proches de ceux obtenus sur le tissu A jusqu'au premier pic d'effort. Le comportement du tissu B est très proche de celui des mèches seules dans le sens trame. Bien que l'architecture de tissage des *binders* soit différente pour les deux tissus, elle conduit à un embuvage similaire des mèches de chaîne et à un comportement très proche des tissus dans la direction chaîne.

2.2.1.1.3. Influence de la vitesse de déformation

La Figure 2.25 représente les courbes moyennes obtenues sur le tissu A aux deux vitesses de déplacement (2 et 20 mm/min) dans le sens trame. Elle montre que la première phase de comportement reste similaire : taille de la zone de comportement non linéaire identique et même module dans la phase de comportement linéaire. Par contre, avec la vitesse de 20 mm/min , des efforts à rupture plus importants qu'avec la vitesse de 2 mm/min sont observés. On retrouve en fait, comme on pouvait s'y attendre, la même influence de la vitesse de déformation que sur les mèches seules.

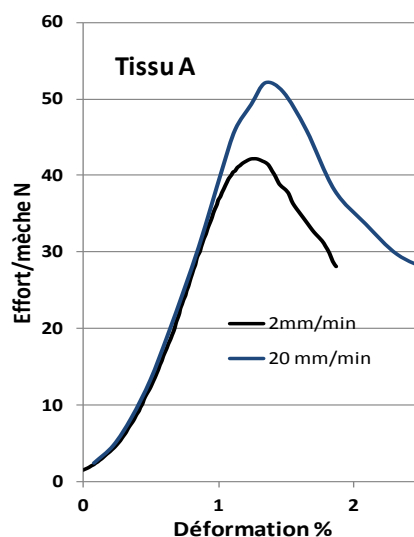


Figure 2.25. Influence de la vitesse de déformation.

2.2.1.2. Essais de traction biaxiale

Les comportements observés en traction uniaxiale sur les deux tissus laissent supposer une interaction faible entre les réseaux trame et chaîne au sein du tissu. En effet, le comportement observé en traction le long de ces directions peut être attribué principalement à la mise en tension des mèches de trame et de chaîne, qui ne sont pas entrelacées au sein du tissu. On peut donc s'attendre à un comportement pas ou peu biaxial des tissus. Par ailleurs, la géométrie de l'éprouvette, la taille restreinte de la zone utile ainsi que les efforts importants et les déformations faibles mis en jeu dans le cadre des essais biaxiaux avec les tissus 3D rendent l'obtention de résultats très délicate. Quelques essais biaxiaux ont toutefois été réalisés et semblent confirmer le faible effet biaxial.

2.2.1.3. Bilan des essais de traction

Les essais de traction uniaxiale ont montré que le comportement des tissus dans la direction trame, ramené en effort/mèche, est très proche de celui des mèches seules testées après extraction du tissu. L'effet de structure très faible des tissus dans cette direction est expliqué par le fait que les mèches de trame sont quasiment droites au sein des tissus. Dans la direction chaîne, l'embuvage plus marqué des mèches de chaînes et sa variabilité d'une mèche à l'autre conduit à un comportement des tissus plus éloigné de celui des mèches seules : non-linéarité initiale plus prononcée, module inférieur dans la phase de comportement linéaire et rupture pour des efforts significativement plus faibles. L'architecture des tissus conduit aussi au fait que le comportement de ceux-ci n'est pas vraiment biaxial. L'utilisation des résultats de traction uniaxiale comme données d'entrée pour les simulations de drapage est donc suffisante.

Pour prédire la possible rupture de mèches au sein des tissus, il est nécessaire de définir, comme dans les travaux de Pan [PAN96], une longueur de mèche critique relative au comportement de celles-ci dans leur environnement tissé. Cette longueur devra être définie suivant les deux directions du tissu. Les mèches de trame étant quasiment droites au sein du tissu et n'étant pas entrelacées avec les mèches de chaîne, il semble justifié de considérer que la longueur critique devra être égale à la longueur globale des mèches. Ceci est confirmé par les résultats des essais sur tissus montrant des efforts à rupture assez proches de ceux des mèches seules et non supérieurs comme dans le cas décrit par Pan. Pour les mèches de chaîne, il est plus difficile de se prononcer quant à la longueur à prendre en compte. L'embuvage des mèches est assez marqué et, comme évoqué, celles-ci oscillent sur un plan horizontal du fait des contacts avec les *binders*. Ce phénomène pourrait, comme dans le cas décrit par Pan, nécessiter la définition d'une longueur de mèche critique inférieure à leur longueur globale. La variabilité de l'embuvage des mèches de chaîne et leur sollicitation différée en traction ne permet malheureusement pas de comparer directement les efforts à rupture observés sur mèches et tissus. En effet, certaines mèches ayant été sollicitées avant les autres, elles cassent aussi avant ce qui explique la rupture du tissu pour des efforts plus faibles que ceux observés sur les mèches seules. En première approche dans la suite, la longueur critique pour les mèches de chaîne pourra, comme pour les mèches de trame, être supposée proche de leur longueur réelle.

2.2.2. Essais de cisaillement

2.2.2.1. Bias test

Deux configurations d'essai ont été utilisées pour réaliser les *Bias test* : dimensions d'éprouvette de 80 par 160 mm avec une vitesse de traction de 10 mm/min et dimensions de 120 par 240 mm avec une vitesse de traction de 20 mm/min (conditions d'essai similaires à celles utilisées par [DUO08]). Les efforts atteints étant plus modérés (relativement à la largeur de l'éprouvette) que dans le cas de la traction, faire fondre le polypropylène pour figer la partie des tissus fixée entre les talons s'avère suffisant pour garantir un bon maintien. Les angles de cisaillement sont mesurés par méthodes optiques (suivi de marqueurs et corrélation d'image) étant donnée la divergence attendue entre l'angle théorique et l'angle réel. Le suivi de marqueurs permet de mesurer les angles de cisaillement moyens dans les différentes zones de l'échantillon (Figure 2.26.a et Figure 2.26.b). La corrélation d'image permet, quant à elle, d'accéder à des mesures sur toute la surface (Figure 2.26.c). Comme pour les essais de traction, les résultats de la corrélation d'image permettent aussi de vérifier les conditions aux limites au cours des essais.

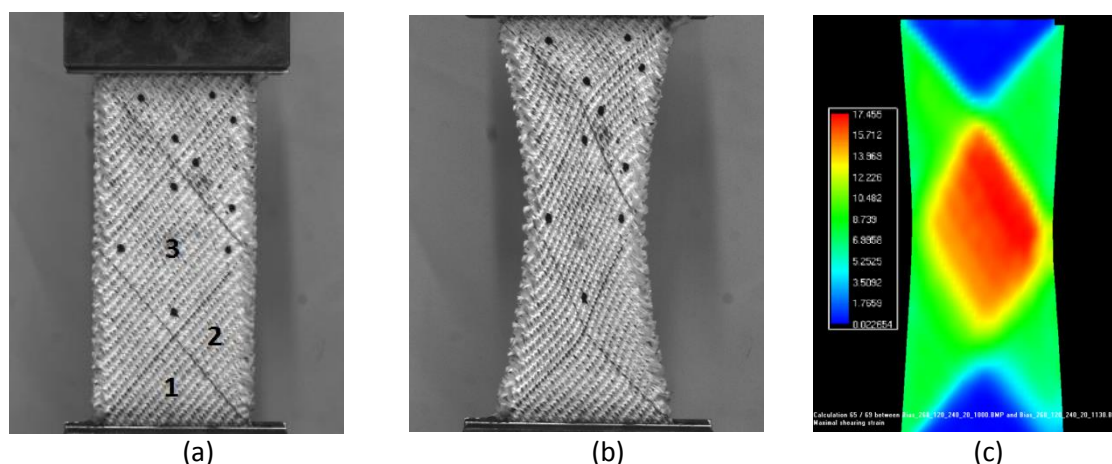


Figure 2.26. Bias test : a. Échantillon avant le début de l'essai, b. En cours d'essai, c. Mesure des angles de cisaillement par corrélation d'image.

Les résultats obtenus sur 4 essais (2 dans chaque configuration) avec le tissu A sont présentés sur la Figure 2.27. Pour pouvoir comparer les résultats dans les deux configurations d'essai, le rapport longueur/largeur étant égal à 2 dans les deux configurations, il suffit de ramener l'effort mesuré en Newton par unité de largeur de l'éprouvette. L'angle de cisaillement présenté est celui obtenu avec les marqueurs placés dans la zone centrale (zone 3 sur la Figure 2.26.a).

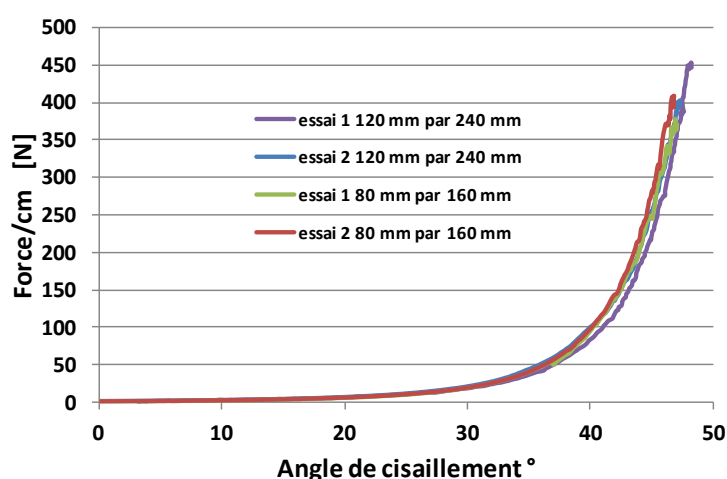


Figure 2.27. Résultats des essais de Bias test sur le Tissu A.

Les résultats obtenus sont très similaires dans les 2 configurations, semblant indiquer une dépendance relativement faible du comportement en cisaillement aux dimensions de l'éprouvette. Les efforts mesurés augmentent exponentiellement avec l'angle de cisaillement jusqu'à atteindre des valeurs assez importantes. Malgré la densité de tissage très élevée du tissu, des angles de cisaillement maximum d'environ 48° sont atteints avant rupture de l'éprouvette. Ces angles ne sont que légèrement plus faibles comparés à ceux mesurés classiquement sur des tissus 2D et *interlock*. À titre d'exemple, les angles de cisaillement maximum d'un taffetas *Twintex* (2D) et de l'*interlock* G1151® (2,5D) sont respectivement d'environ 55° et 60° [DUO08].

L'utilité de l'utilisation des moyens optiques pour la mesure des angles de cisaillement réels peut être vérifiée à travers une comparaison des angles réels et théoriques. L'évolution de l'angle de cisaillement mesuré au cours de l'essai en fonction du déplacement machine est comparée avec celle des

valeurs théoriques calculées en utilisant l'équation 1.25 (échantillon de 120 mm par 240 mm) sur la Figure 2.28. On note que l'angle de cisaillement mesuré expérimentalement dévie très rapidement de l'angle théorique. Pour les renforts bidimensionnels testés classiquement, ou même dans l'étude de Carvelli [CAR12] sur un tissu 3D de *roving* de verre, une bonne correspondance est observée jusqu'à des angles de 30°. Dans notre cas, une divergence apparaît dès 10°. L'origine de la déviation rapide des valeurs peut être attribuée à la présence de zones de transition très marquées, due à un phénomène de glissement de mèches comme décrit dans le Chapitre 1, visible Figure 2.28.b. Dans le cas des tissus étudiés ici, ce phénomène intervient très tôt au cours de l'essai et est très marqué.

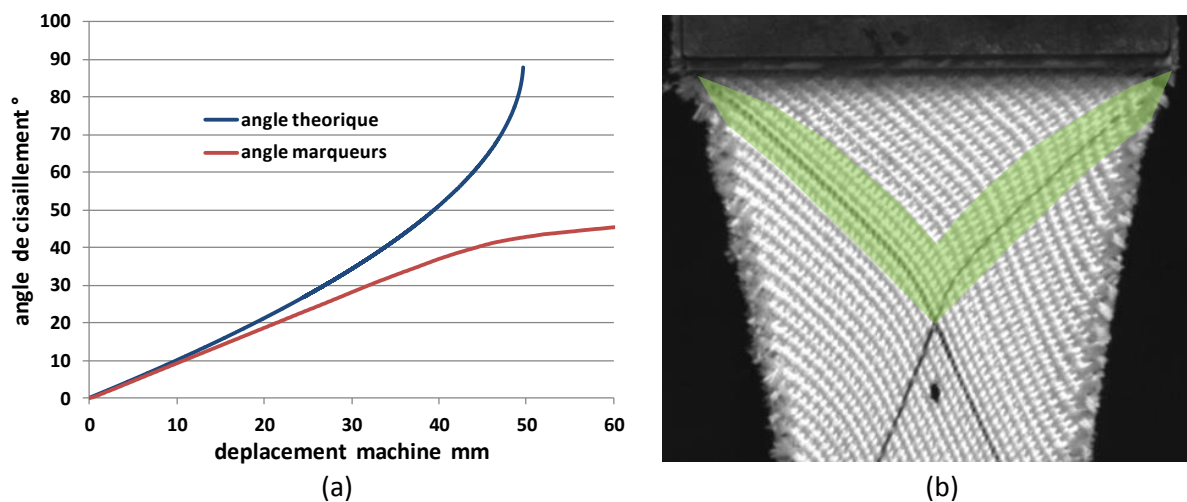


Figure 2.28 Tissu A : a. Comparaison entre angle théorique et angle mesuré expérimentalement, b. Localisation des zones de transition.

La présence de ces zones de transition est confirmée par les mesures de corrélation d'image présentées sur la Figure 2.26.c. La Figure 2.26.c permet aussi d'observer que le glissement n'intervient pas de manière symétrique dans l'échantillon : on peut constater qu'un glissement significatif se produit à la limite des zones non cisillées et demie cisillée dans la partie inférieure droite de l'éprouvette, mais qu'il est moins marqué aux autres frontières entre ces différentes zones. Il apparaît aussi que l'angle de cisaillement n'est pas tout à fait homogène dans la zone cisillée : sur la Figure 2.26.c, ses valeurs sont par exemple comprises entre 14° et 17,5°. Comme schématisé sur la Figure 2.29, le glissement significatif observé dans la partie inférieure droite de l'éprouvette (flèches violettes) peut expliquer la non-homogénéité du cisaillement dans la zone centrale.

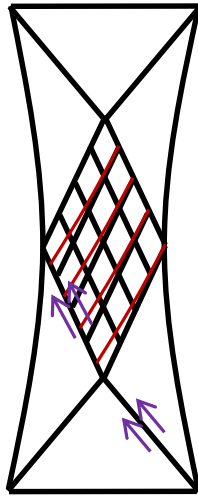


Figure 2.29. Influence du glissement de mèches localisé (flèches violettes) sur le cisaillement dans la zone centrale : trajectoire des mèches sans glissement en noir, avec glissement en rouge.

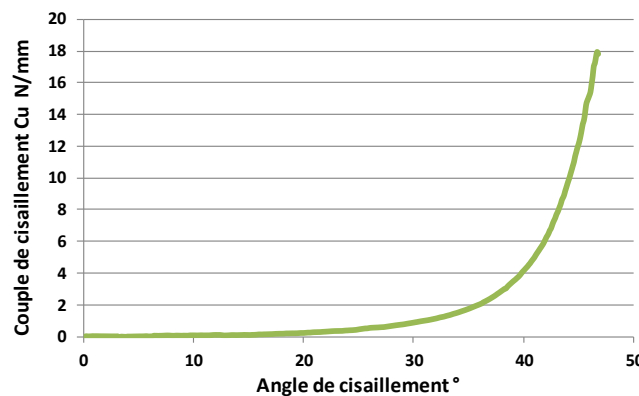


Figure 2.30. Évolution du couple de cisaillement avec l'angle de cisaillement (Tissu A).

L'évolution du couple de cisaillement moyen, obtenue sur les 4 essais et calculé en utilisant l'équation 1.26 est représentée sur la Figure 2.30. Les résultats montrent que des valeurs très élevées sont atteintes (jusqu'à 18 N/mm à l'angle de cisaillement maximal). Ces valeurs sont supérieures d'un facteur de 100 environ à celles mesurées sur un tissu *interlock* G1151® [DUO08]. Bien sûr, ces valeurs ne peuvent pas être comparées telles quelles. Une des solutions pour comparer les résultats entre deux tissus de manière plus rigoureuse est de normer les valeurs du couple surfacique par la masse surfacique des tissus considérés [CAR12]. La masse surfacique du G1151® étant de 630 g/m^2 et celle du tissu A de 2800 g/m^2 , les valeurs normées obtenues sur le tissu 3D restent tout de même environ 25 fois supérieures à celles obtenues pour le G1151®. La rigidité plus importante du tissu étudié ici peut être attribuée à plusieurs facteurs :

- La densité de tissage est très importante et il y a très peu d'espaces entre mèches. Lorsque le tissu est cisailé, les mèches entrent très rapidement en compaction latérale, ce qui conduit à une augmentation rapide des efforts de cisaillement ;
- Il y a un nombre important de *binders* : ils représentent la moitié des mèches dans le sens chaîne. Ces *binders*, passant à travers les différentes couches de trames, constituent l'obs-

tacle principal à la rotation des mèches. La réduction de leur nombre permettrait certainement de rendre les tissus plus souples en cisaillement, mais aurait pour conséquence une baisse des propriétés mécaniques dans l'épaisseur des pièces composites.

Comme cela a été présenté dans le premier chapitre, la rigidité en cisaillement joue un rôle majeur dans l'apparition des plis lors de la mise en forme des tissus. Ici, malgré la rigidité importante des tissus et les angles de cisaillement relativement importants atteints, aucun pli n'apparaît à la surface des échantillons au cours des essais. Cela peut s'expliquer par le fait que, outre la rigidité en cisaillement, l'apparition des plis est aussi conditionnée par la rigidité de flexion du tissu. Or, comme cela sera exposé dans la section 2.2.3, la rigidité de flexion du tissu 3D de l'étude est aussi très importante. Cette rigidité de flexion importante, combinée à la taille modérée de la zone cisailée, peut expliquer la non-apparition des plis lors des *Bias test*. La grande rigidité du tissu en cisaillement joue par ailleurs certainement un rôle essentiel dans l'apparition rapide du glissement de mèches.

Les résultats obtenus sur le tissu B montrent un comportement très proche de celui du tissu A : même ordre de grandeur du couple de cisaillement à angle de cisaillement similaire, angle de cisaillement maximal atteint identique, pas d'apparition de plis, présence de zones de transition marquées entre les différentes zones cisillées. Les différences entre les deux architectures de tissage ne semblent donc pas avoir d'effet significatif sur le comportement en cisaillement.

Les *Bias test* ont permis de mettre en évidence la rigidité importante des tissus en cisaillement. Des angles de cisaillement importants pouvant être atteints (environ 50°) et ce sans formation de plis. Toutefois l'analyse des résultats a aussi montré que l'apparition de glissement de mèches, intervenant aux frontières entre les différentes zones de l'éprouvette, vient parasiter les essais très rapidement. C'est pourquoi des essais de *Picture frame*, dont les résultats sont présentés dans la section suivante, ont aussi été réalisés.

2.2.2.2. *Picture Frame*

Au vu des quantités de tissu disponible, seuls trois essais de *Picture frame* ont pu être réalisés avec chaque tissu. Le cadre utilisé (Figure 2.31) fait 245 mm de côté. La surface de tissu cisillée fait quant à elle 200 mm de côté. Une vitesse de 20 mm/min a été utilisée. Des capteurs, installés sur chaque côté du cadre, permettent de mesurer les tensions dans les directions trame et chaîne. Les angles de cisaillement ont été mesurés par suivi de marqueurs. Les résultats présentés dans la suite ont été obtenus avec le tissu A. Sur la Figure 2.32.a est représentée l'évolution de l'effort traverse mesuré en fonction de l'angle de cisaillement sur un essai au cours duquel trois cycles de chargement ont été réalisés. Sur la Figure 2.32.b sont représentées pour le même essai l'évolution des tensions le long des directions trame et chaîne.

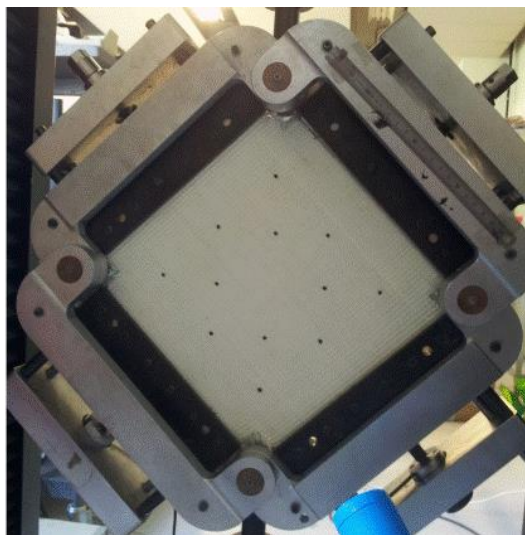


Figure 2.31. Essai de Picture frame.

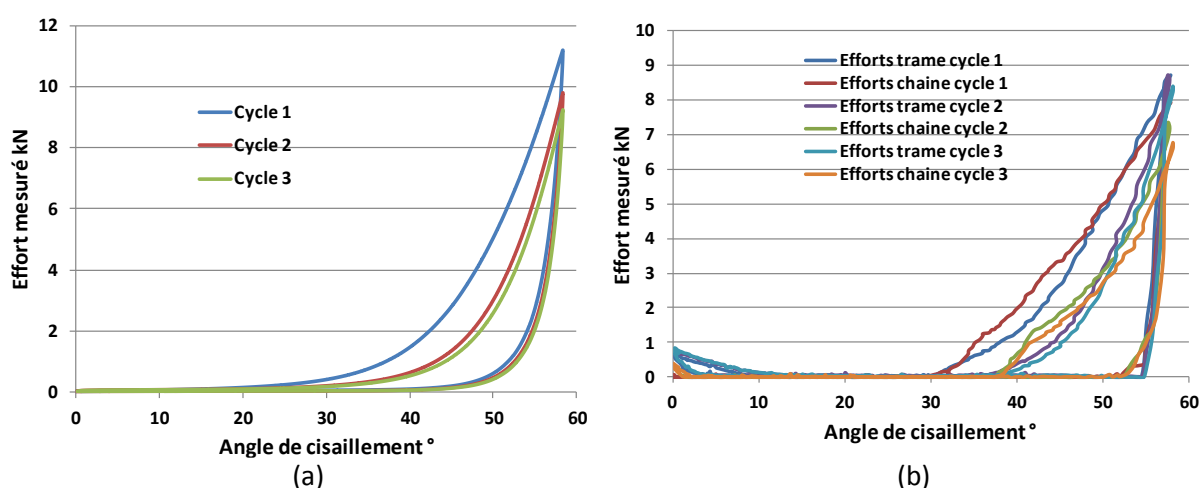


Figure 2.32. Évolution de l'effort mesuré en fonction de l'angle de cisaillement : a. Effort traverse, b. Efforts mesurés dans les directions trame et chaîne.

Sur le premier cycle de chargement, l'effort traverse augmente exponentiellement avec l'angle de cisaillement. Les tensions le long des mèches apparaissent lorsque l'angle de cisaillement dépasse les 30° (cycle 1 sur la Figure 2.32.b). Elles apparaissent simultanément dans les deux directions et augmentent de manière similaire jusqu'à atteindre des valeurs de l'ordre de 9 kN. Lorsque la décharge est amorcée, ces efforts sont ramenés à zéro quasi instantanément. Comme évoqué dans le paragraphe 1.7.4.2, l'apparition de ces tensions dans les mèches au cours des essais de *Picture frame* peut être expliquée par :

- L'augmentation de l'ondulation des mèches lorsque le tissu est cisailé du fait de leur entrelacement avec le réseau transverse ;
- Le fait qu'au niveau des zones de maintien du tissu, le dispositif de fixation ne permette pas la libre rotation des mèches ;
- Des petits désalignements des mèches par rapport aux bords du cadre de cisaillement.

La particularité des tissus étudiés ici réside dans le fait que les mèches de trame et de chaîne ne sont pas entrelacées entre elles. L'augmentation de l'ondulation de ces mèches pendant le cisaillement peut donc être supposée faible. L'entrelacement des *binders* avec les mèches de trame peut par contre conduire à une augmentation de leur ondulation au cours du cisaillement. Comme dans le cas des essais de traction, l'embuvage très important des *binders* laisse toutefois supposer que la contribution de ce phénomène dans l'apparition des tensions est faible.

Par contre le fait que les mèches (notamment les mèches de trame) soient quasiment droites au sein du tissu fait que de très faibles sollicitations dans leur direction longitudinale peuvent conduire à l'apparition de tensions importantes. Cela laisse supposer que des désalignements très faibles, ou la flexion des mèches induites par le dispositif de fixation des tissus peuvent conduire à l'apparition de tensions significatives. L'apparition des tensions semble ici en fait correspondre à l'apparition de plis (voir Figure 2.33), que l'on peut observer lorsque l'angle de cisaillement dépasse les 30° sur le premier cycle.



Figure 2.33. Apparition de plis sur la surface du tissu.

Les résultats présentés sur la Figure 2.32.a montrent que le cyclage conduit à un adoucissement du comportement en cisaillement du tissu. Cet adoucissement est classique pour les tissus 2D et *inter-lock* et a aussi été observé par [CAR12] sur un tissu 3D NCF de verre. Il peut être expliqué par la réorganisation de la structure interne du tissu et par l'adoucissement du comportement en compaction des mèches (mis en évidence paragraphe 2.1.2), intervenant lors du cisaillement. Au bout de 2 cycles, un comportement quasi répétable est obtenu. Les tensions le long des mèches apparaissent aussi sur les 2^{ème} et 3^{ème} cycles, mais pour des angles de cisaillement plus proches de 40°.

Comme pour le *Bias test*, les angles de cisaillement calculés avec l'équation 1.27 sont comparés avec les valeurs réelles mesurées par le suivi de marqueurs (Figure 2.34). Contrairement à ce qui pouvait être attendu, les angles de cisaillement mesurés restent extrêmement proches des valeurs théoriques.

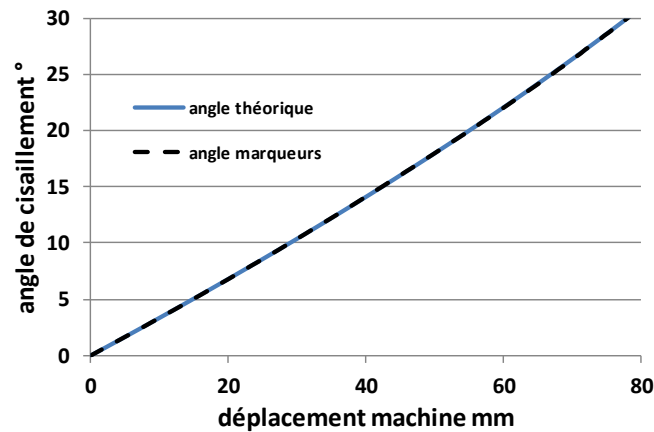


Figure 2.34. Comparaison entre angle théorique et angle mesuré expérimentalement.

Les efforts de cisaillement mesurés par la cellule de force ont été utilisés pour calculer le couple surfacique de cisaillement Cu à partir de l'équation 1.28. Sur la Figure 2.35, la moyenne des valeurs obtenues sur les trois essais de *Picture frame* pour le tissu A est comparée aux résultats des *Bias test* ainsi qu'à des résultats obtenus à l'université de Dresde avec le cadre de *Picture frame* visible sur la Figure 1.32.

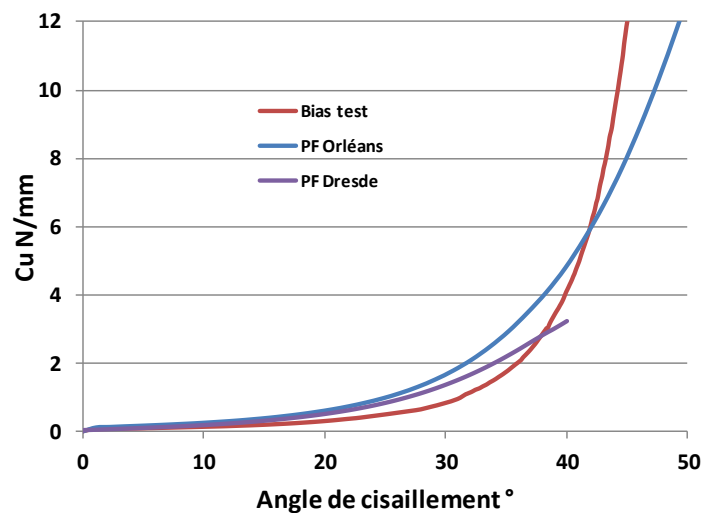


Figure 2.35. Comparaison des résultats obtenus avec les différents moyens essais.

L'ordre de grandeur du couple de cisaillement mesuré avec les 3 dispositifs d'essai est similaire.

La correspondance des résultats obtenus avec les deux dispositifs de *Picture frame* est bonne en début de courbe. Au-delà de 30° cependant les valeurs divergent. Le fait que les valeurs obtenues avec le cadre utilisé au laboratoire PRISME deviennent supérieures peut en partie être expliqué par l'apparition des tensions dans les mèches. Cependant, au-delà d'un angle de 35°, la valeur du Cu obtenue avec le *Picture frame* de Dresde semble augmenter quasi linéairement, ce qui n'est pas en accord avec l'augmentation progressive de la rigidité de cisaillement habituellement observée. Le système de fixation particulier utilisé, visible Figure 1.32, sensé éviter l'apparition des tensions dans les mèches et permettre leur libre rotation, n'est peut-être pas approprié lorsque des efforts de cisaillement et/ou des angles de cisaillement importants sont atteints. De plus, la correspondance entre angle réel et angle théorique n'a pas été vérifiée.

Pour des angles inférieurs à 30° , les courbes obtenus par *Bias test* et *Picture frame* devraient être identiques étant donné qu'il n'y a pas de tensions dans les mèches avec les *Picture frame*. Pourtant il peut être constaté que le couple de cisaillement obtenu avec les essais de *Bias test* est inférieur à celui obtenu avec les *Picture frame*. Le glissement de mèches mis en évidence sur les essais de *Bias test* pourrait être à l'origine de ce phénomène.

Au contraire, lorsque l'angle de cisaillement dépasse les 40° , les valeurs obtenues avec le *Bias test* deviennent supérieures à celles du *Picture frame*. Le fait que des plis apparaissent dans le cas des *Picture frame* et pas dans le cas des *Bias test* peut en être une explication.

2.2.2.3. Bilan des essais de cisaillement

Les essais de caractérisation en cisaillement ont permis de montrer la rigidité de cisaillement élevée des tissus 3D et les angles de cisaillement significatifs pouvant être atteints (aux alentours de 50°). L'apparition de glissement de mèches venant parasiter les essais de *Bias test* et se développant pour des angles de cisaillement faibles a été mise en évidence. La comparaison des résultats des essais de *Picture frame* obtenus avec les dispositifs développés au laboratoire PRISME et à l'université de Dresde ont par contre montré une bonne correspondance des résultats jusqu'à des angles de 30° . L'utilisation comme données d'entrée pour les simulations à l'échelle macroscopique de ces résultats semble à première vue préférable à l'utilisation des résultats de *Bias test*.

2.2.3. Essais de flexion

Comme pour les mèches, les essais de flexion sur tissus ont été réalisés sur le banc d'essai développé par De Bilbao [DEB08]. Les bandes de tissus fléchies ont une largeur de 100 mm. Leur rigidité importante rend nécessaire l'utilisation de masses additionnelles pour balayer un spectre de charge plus grand [DEB08]. Quelques essais de flexion 3 points ont aussi été réalisés, mais n'ont pas donné de résultats satisfaisants, la localisation de la déformation du renfort au niveau du point d'appui central rendant l'analyse des résultats trop hasardeuse.

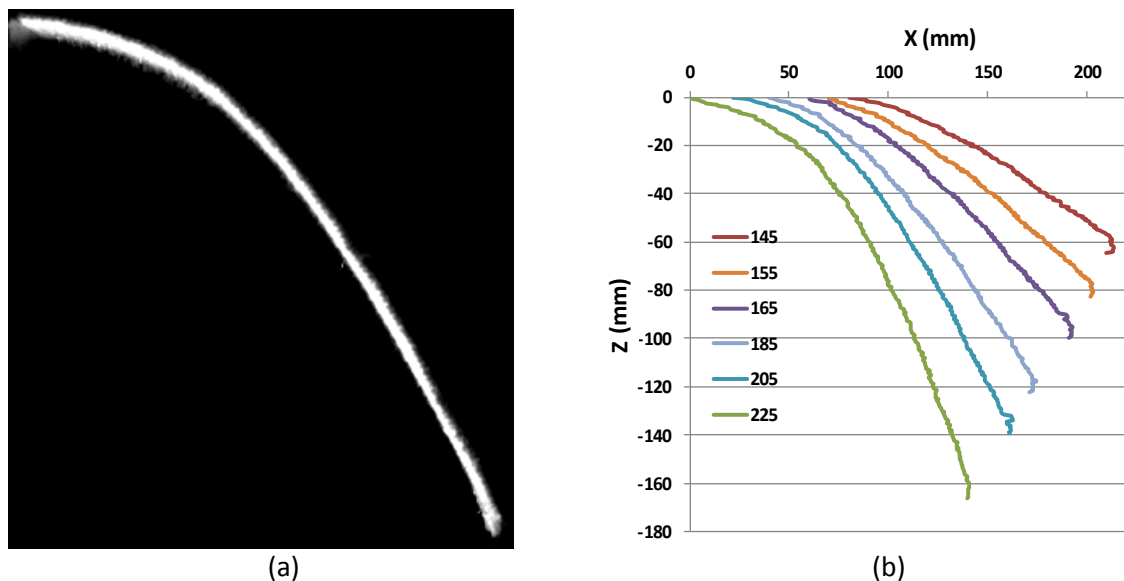


Figure 2.36. Essais de flexion du tissu A, direction trame, masse additionnelle 152 g : a. Image d'un profil de flexion, longueur fléchie 215 mm, b. Profils extraits pour différentes longueurs de flexion.

Un exemple de profil de flexion est visible sur la Figure 2.36.a. Pour chaque essai, des images sont prises avec une caméra pour différentes longueurs fléchies. Ces images sont ensuite utilisées pour extraire les profils de flexion (Figure 2.36.b). Le calcul de la courbure et du moment le long des profils par le biais des équations 1.13 et 1.14 est ensuite effectué. La non-superposition des courbes moment-courbure reconstruites avec différentes longueurs de flexion montre, comme on pouvait s’y attendre, que le comportement des tissus n’est pas élastique. Il est donc nécessaire de tracer l’évolution du moment en fonction de la courbure au point d’encastrement. En parallèle du polynôme d’exponentielles utilisé pour reproduire le profil global de la déformée en flexion, un second polynôme a été utilisé pour permettre une description plus précise de la déformée au niveau de l’encastrement de manière à accéder à une mesure plus précise de la courbure dans cette zone.

La Figure 2.37 présente l’évolution du moment linéique (moment divisé par la largeur de la bande fléchie) en fonction de la courbure au point d’encastrement dans les directions trame et chaîne pour le tissu A. Les résultats obtenus avec différentes longueurs de flexion et avec ou sans masses additionnelles sont ici combinés.

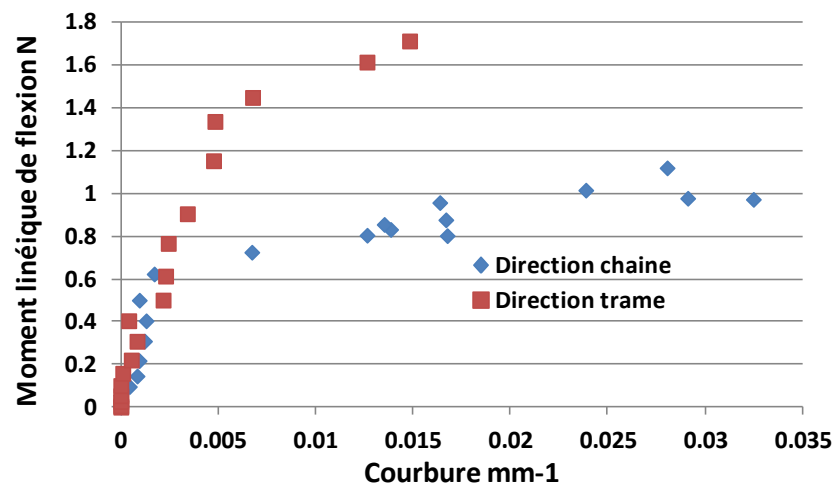


Figure 2.37. Comportement moment-courbure du tissu A.

Dans la première phase du comportement, le moment augmente quasi linéairement et très rapidement avec la courbure (Figure 2.37). Le comportement du tissu dans ce domaine est élastique [BIL08] et est très similaire dans les directions trame et chaîne. Un changement de comportement se produit ensuite. La courbure augmente alors rapidement, le moment restant quant à lui quasi constant. Cela correspond à un comportement non élastique. Ce changement de comportement se produit pour des moments plus faibles dans la direction chaîne. Pour des courbures similaires, les moments mesurés ensuite dans la direction trame sont deux fois supérieurs à ceux de la direction chaîne. Il peut être supposé que l’embuvage plus important des mèches de chaîne joue, comme dans le cas de la traction, un rôle dans cette différence de comportement. Par ailleurs, les résultats montrent un comportement similaire des tissus A et B.

Le comportement des tissus 3D est assez semblable à celui observé par De Bilbao [BIL08] sur des renforts bidimensionnels et *interlocks* (G1151®). Comme dans le cas du cisaillement, l’ordre de grandeur des valeurs mises en jeu n’est toutefois pas le même. En effet, les résultats obtenus sur le G1151® avec une largeur de bande fléchie de 100 mm, comme pour les essais présentés ci-dessus, et une

masse additionnelle de 11,3 g montrent des moments de $0,12 \text{ N} \cdot \text{mm} \cdot \text{mm}^{-1}$ au maximum. Les courbures atteignant quant à elles $0,1 \text{ mm}^{-1}$. Avec le tissu A, dans la direction trame, malgré l'utilisation d'une masse additionnelle de plus de 150 g, les courbures restent inférieures à $0,015 \text{ mm}^{-1}$, le moment dépasse quant à lui $1,6 \text{ N} \cdot \text{mm} \cdot \text{mm}^{-1}$. D'autre part, sur le G1151® la transition entre domaine de comportement élastique et domaine de comportement non élastique s'effectue pour des courbures d'environ $0,04 \text{ mm}^{-1}$. Pour le tissu A elle se produit beaucoup plus tôt : pour des courbures de $0,002 \text{ mm}^{-1}$ dans le sens chaîne et d'environ $0,005 \text{ mm}^{-1}$ dans le sens trame.

Dans le domaine de comportement élastique, la pente de la courbe moment/courbure obtenue avec le tissu A est environ 100 fois supérieure à celle obtenue avec le G1151®. Même en normant par les masses surfaciques des tissus, comme pour le cisaillement, la rigidité en flexion du tissu 3D dans cette phase reste donc bien supérieure, d'un facteur 25 environ, à celle du G1151®. Ce facteur est similaire à celui qui avait été obtenu sur les rigidités de cisaillement.

Par conséquent, pour les données d'entrée de simulations de drapage, dans le domaine de comportement élastique, un comportement similaire dans les directions trame et chaîne et une évolution linéaire du moment en fonction de la courbure peuvent être considérés. Il semble par contre important de prendre en compte le fait que la transition entre les domaines de comportement élastique et non élastique se produit plus tôt dans la direction chaîne que dans la direction trame. Dans le domaine de comportement non élastique, en première approche, l'évolution du moment en fonction de la courbure peut à nouveau être supposée linéaire.

2.2.4. Essais de frottement tissu/métal

Les essais de frottement tissu-métal ont été réalisés avec le même banc de frottement que les essais de frottement sur mèches. L'objectif de ces essais est de caractériser le comportement tissu/outil (poinçon et matrice). Les essais ont été réalisés sur les deux tissus avec 3 pressions de 5, 10 et 20 kPa. Une seule vitesse de déplacement (1 mm/s) a été utilisée. Les résultats de frottement tissu/métal présentés dans [SAC12] montrent en effet une influence relativement faible de la vitesse sur le coefficient de frottement. Les valeurs de pression et de vitesse choisies sont de plus typiques de celles qui pourront être rencontrées pendant les procédés de mise en forme. Les essais ont par ailleurs été réalisés dans 3 directions : trame, chaîne et 45° . La valeur moyenne et l'écart type des coefficients de frottement dynamiques obtenus dans les différentes configurations sont synthétisés dans le Tableau 2.4.

Tableau 2.4. Coefficients de frottement tissu/métal obtenus dans les différentes configurations d'essai avec les deux tissus A et B.

Pression		5 kPa			10 kPa			20 kPa		
Direction		trame	45°	chaîne	trame	45°	chaîne	trame	45°	chaîne
Tissu A	Valeur moyenne	0,209	0,220	0,261	0,168	0,181	0,228	0,150	0,152	0,191
	Écart type	0,011	0,010	0,011	0,003	0,001	0,002	0,002	0,002	0,003
Tissu B	Valeur moyenne	0,202	0,200	0,246	0,180	0,184	0,210	0,173	0,175	0,210
	Écart type	0,005	0,007	0,005	0,002	0,006	0,007	0,006	0,007	0,004

Les résultats montrent que, en fonction de la direction et de la pression, des variations importantes du coefficient de frottement dynamique peuvent être observées. Le coefficient de frottement décroît lorsque la pression augmente. Ce phénomène a déjà été observé sur du *Twintex* [SAC12]. Pour le tissu A, la valeur minimale (0,15) est obtenue dans la direction trame avec la pression de 20 kPa. La valeur maximale (0,26) est obtenue dans la direction chaîne pour la pression de 5 kPa. Les valeurs obtenues dans la direction 45° sont comprises entre celles obtenues dans les directions trame et chaîne. Pour le tissu B, le coefficient de frottement varie de manière similaire, mais moins prononcée (valeur minimale de 0,17, valeur maximale de 0,25). À configuration d'essai identique (pression 20 kPa, direction chaîne), les coefficients de frottement obtenus avec les tissus A (0,19) et B (0,21) sont inférieurs à celui obtenu (0,24) avec un *Twintex* [SAC12]. La compréhension et l'explication des phénomènes et tendances observées nécessiteraient l'étude approfondie du frottement entre mèches et métal et de l'évolution de la surface de contact entre tissu et outil avec la pression.

Pour réaliser des simulations de mise en forme réalistes, la prise en compte de la variabilité du coefficient de frottement avec la direction et la pression apparaît primordiale. Comme dans [COR13], une loi puissance peut être utilisée en première approche pour décrire l'évolution du coefficient de frottement avec la pression. Les résultats présentés dans la Figure 2.38 (pour le tissu A) montrent que l'exposant de la loi puissance est en fait très proche dans les trois directions. Seule la variation du coefficient multiplicatif avec la direction est à prendre en compte. Les mêmes observations sont aussi faites pour le tissu B.

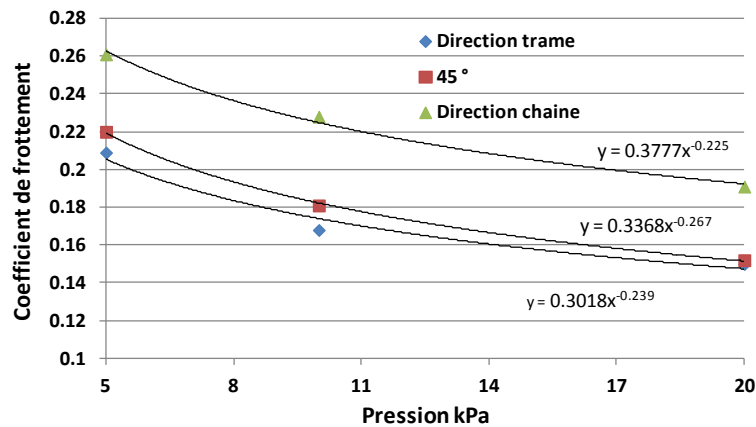


Figure 2.38. Evolution du coefficient de frottement avec la pression dans les trois directions pour le tissu A.

2.2.5. Essais de compaction

Les échantillons de tissu ont été compactés entre deux plateaux de 150 mm de diamètre. De dimension légèrement supérieure, l'intégralité de la surface de l'échantillon prise entre les plateaux (soit $1,77 \times 10^{-2} m^2$) est donc mise en compaction. Une vitesse de déplacement de 1 mm/min est utilisée. Les essais sont réalisés jusqu'à atteindre une pression de compaction de 1 MPa. Ces valeurs sont typiques de celles rencontrées dans la littérature. Les efforts importants mis en jeu rendent nécessaire l'utilisation d'une cellule d'effort de 200 kN. La souplesse machine est non négligeable, en conséquence, l'écartement entre les plateaux a été mesuré en utilisant un LVDT.

Les résultats représentant l'évolution de la pression de compaction en fonction de la fraction volumique de fibres sont obtenus en utilisant la masse surfacique des tissus. Les résultats obtenus sur le tissu B sont représentés sur la Figure 2.39.a. Des essais de compaction cycliques, dont un exemple de résultat est présenté sur la Figure 2.39.b, ont aussi été réalisés.

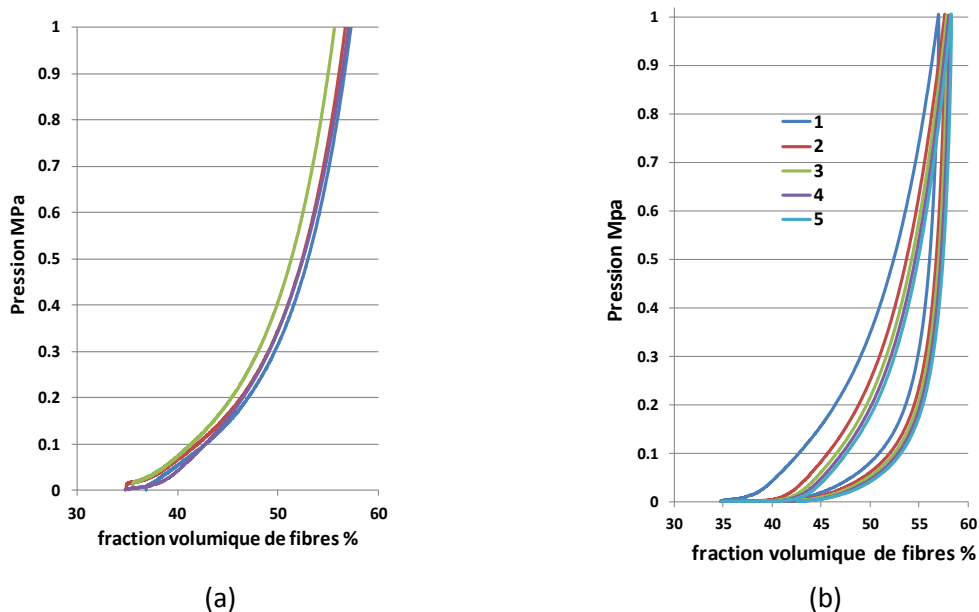


Figure 2.39. Essais de compaction sur le tissu B : a. Répétabilité des résultats, b. Réponse en chargement cyclique.

Une bonne répétabilité des résultats est obtenue même si un comportement légèrement variable peut être constaté en pied de courbe (voir Figure 2.39.a). Comme prévisible, un comportement non linéaire avec une rapide augmentation de la rigidité de compaction est observé. La fraction volumique de fibre initiale (pour laquelle les efforts apparaissent) est approximativement de 35 % et elle augmente jusqu'à environ 57 % lorsque la pression de 1 MPa est atteinte.

Les résultats de compaction cyclique montrent un comportement hystérétique classique, déjà observé dans le cadre des autres essais, traduisant la réorganisation de la structure interne du tissu. Après la première décharge, une déformation permanente est observée. Lors du second chargement les efforts ne commencent à augmenter que lorsqu'une fraction volumique de fibre de 40 % est atteinte. Au bout du 3^{ème} cycle la réponse de l'échantillon sous sollicitation cyclique devient répétable.

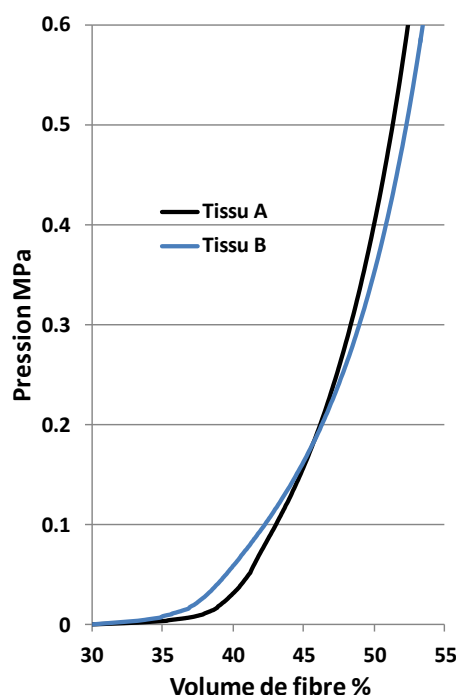


Figure 2.40. Comparaison du comportement en compaction des 2 tissus.

Par ailleurs, une comparaison des résultats des essais de compaction obtenus sur les deux tissus de cette étude, d'architectures différentes, a été effectuée. La Figure 2.40 représente les comportements moyens des tissus A et B. On note que les efforts de compaction apparaissent pour des fractions volumiques de fibre légèrement plus importantes pour le tissu A. Sa rigidité de compaction est plus importante. Cela peut être attribué à l'influence de l'architecture de tissage, et notamment au fait que les mèches de trame dans le tissu A ont les mêmes positions dans les différentes couches, alors qu'étant décalées dans le tissu B elles peuvent « s'imbriquer » lorsqu'il est compacté.

2.2.6.Mise en forme

Dans le but d'observer le comportement des tissus 3D lors de sa mise en forme et de valider les résultats des simulations de drapage, un essai de mise en forme sur une géométrie tétraédrique a été effectué avec le tissu B. Cet essai permettra aussi de vérifier la cohérence du résultat de la mise en

forme avec le comportement mécanique du tissu caractérisé par les différents essais élémentaires présentés dans les sections précédentes.

Le dispositif de mise en forme est visible sur la Figure 2.41. Un total de 6 serre-flans est utilisé (3 serre-flans carrés et 3 serre-flans rectangulaires). La pression appliquée sur le tissu est respectivement de $0,0825 \text{ bar}$ par les serre-flans carrés et de $0,0252 \text{ bar}$ par les rectangulaires. La vitesse de déplacement du poinçon est de 30 mm/min . La configuration d'essai est proche de celle qui a été utilisée dans [ALL11] et [DUO08] pour des essais de mise en forme du G1151®. Les résultats obtenus avec le tissu 3D pourront être comparés avec ceux obtenus dans ces travaux. L'orientation du tissu ainsi que la numérotation de faces utilisées dans la suite sont présentés sur la Figure 2.41. Les résultats de la mise en forme sont présentés, quant à eux, sur la Figure 2.42.

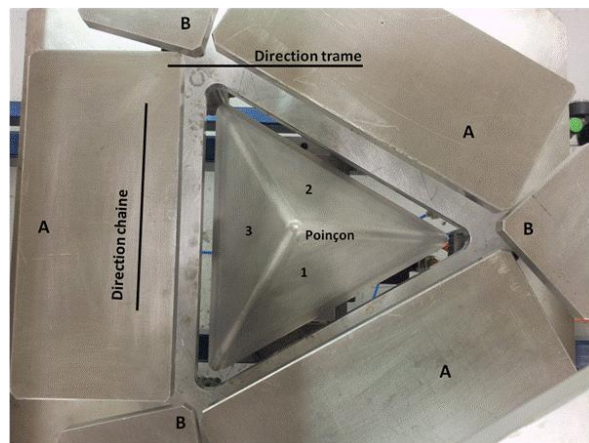


Figure 2.41. Dispositif de mise en forme.

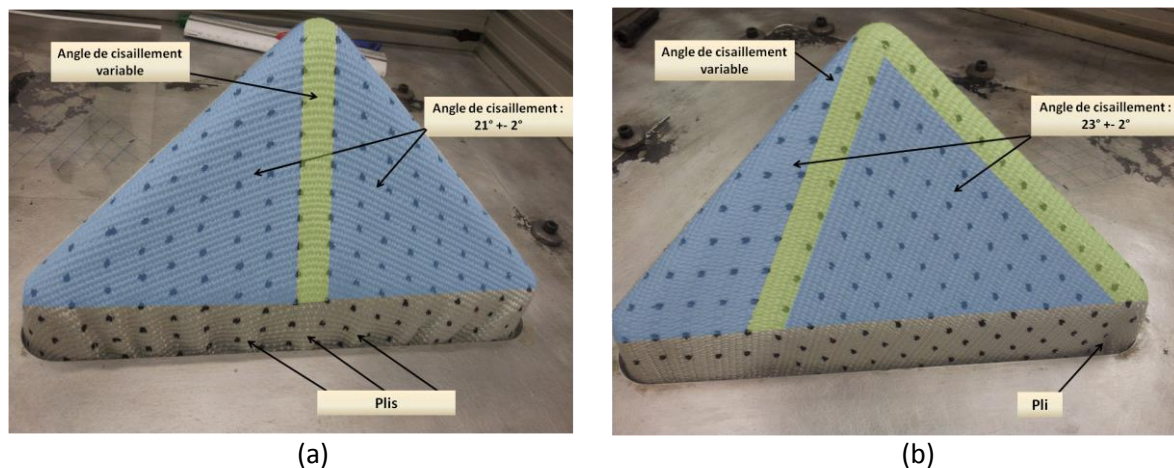


Figure 2.42. Résultat de mise en forme : a. Vue de la face 3, b. Vue de la face 1.

Les angles de cisaillement mesurés sur les différentes faces sont similaires à ceux observés avec le G1151® [ALL11]. Aucun pli n'apparaît dans les zones utiles, ce qui est conforme aux résultats des essais de cisaillement ayant montré que, pour les angles de cisaillement rencontrés dans ces zones, il n'y avait pas d'apparition de plis à la surface du tissu. Quelques plis sont par contre visibles à la base du tétraèdre.

Contrairement au G1151®, il n'y a pas de boucles au niveau des zones où les mèches sont fléchies (zones en vert sur la Figure 2.42). Ceci peut être attribué au fait que le tissage très serré empêche les mèches de boucler. Il n'y a pas non plus de phénomène de glissement de mèche observable, ce qui peut être expliqué par la forte cohésion de la structure du tissu.

En observant le tissu sur la face interne, on constate que certaines zones ont été endommagées au niveau des coins inférieurs de la face 3 (Figure 2.43). Des ruptures de fibres et même de mèches complètes sont observables. Il peut être supposé que la rigidité importante du tissu en flexion et en cisaillement fait que des efforts significatifs sont mis en jeu lors de la mise en forme. La faible résistance à la rupture des mèches fait que ces efforts, combinés à la sévérité de la forme du poinçon sur ces zones de faible rayon, aboutissent à un endommagement du tissu. Ces observations laissent penser que l'augmentation de la pression serre-flans, qui peut permettre de réduire l'apparition de plis, risque de renforcer ce phénomène.

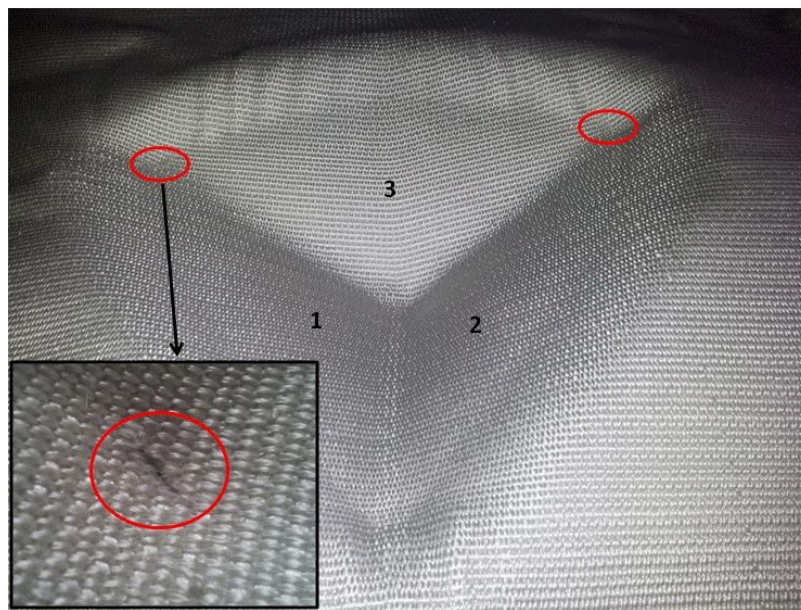


Figure 2.43. Endommagement de mèches sur la face interne.

2.3.Bilan du chapitre

Les résultats de la campagne d'essai menée sur les mèches coméleées et les tissus 3D de mèches coméleées ont permis de mettre en évidence les spécificités de leurs comportements. Les résultats concernant les mèches coméleées seront réutilisés dans le Chapitre 4 dans le cadre de la modélisation de leur comportement. La Figure 2.44 regroupe les principaux résultats de la caractérisation du tissu 3D fournis pour les simulations de drapage. Pour plus de clarté, seuls les résultats obtenus avec le tissu A sont ici représentés. On rappelle que le comportement du tissu B, qui a été utilisé pour la mise en forme, est globalement très proche.

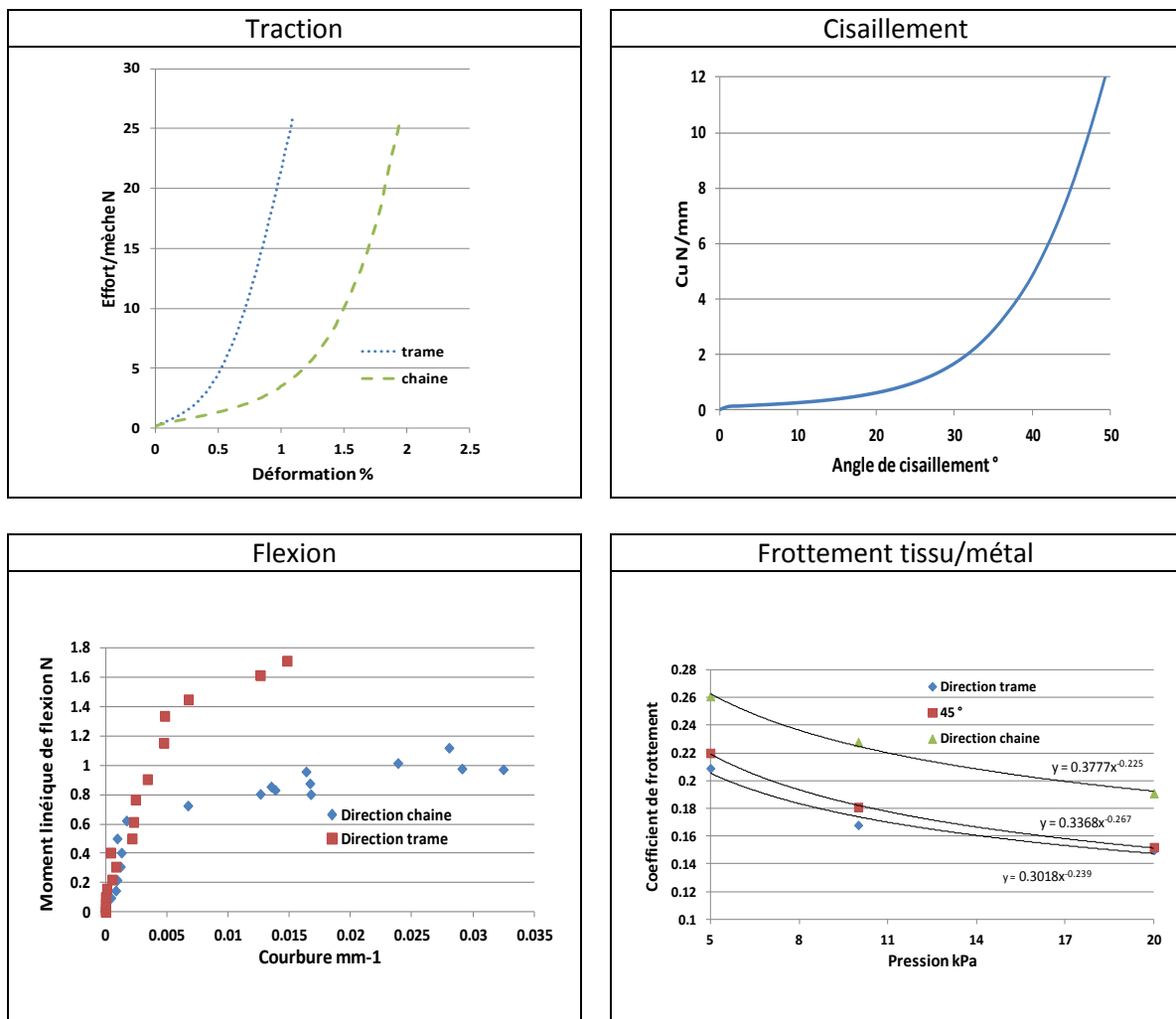


Figure 2.44. Bilan synthétique des résultats d'essais de caractérisation.

Comme ce chapitre l'a montré, la caractérisation expérimentale du comportement des tissus est longue. L'épaisseur importante des tissus 3D étudiés ici, comparativement aux tissus classiquement testés, a de plus rendu nécessaire l'adaptation de certains protocoles d'essai. Il est important de noter que, pour des tissus qui dépasseraient les 5 mm d'épaisseur, la plupart des essais réalisés deviendraient impossibles sans une refonte poussée, voire une adaptation au cas par cas des moyens et protocoles expérimentaux.

Étant donnée la très grande variété d'architectures de tissage envisageables, l'utilisation d'approches numériques telles que les simulations à l'échelle mésoscopique, apparaît indispensable pour prédire le comportement des tissus 3D par du *virtual testing* et ainsi permettre la recherche d'une architecture optimale.

Chapitre 3 : Modélisation CAO de mailles élémentaires de tissus 3D

Comme détaillé dans le Chapitre 1, la réalisation de simulations à l'échelle mésoscopique nécessite de disposer d'une géométrie CAO représentative de la maille élémentaire des tissus étudiés. L'analyse de la structure interne des tissus 3D, considérés ici, se base sur l'utilisation de micro-tomographies réalisées par l'université de Gand. Le logiciel GeoFab ayant été choisi pour générer les modèles CAO de mailles élémentaires, son principe de fonctionnement ainsi que ses limitations pour la modélisation de mailles élémentaires de tissus 3D sont présentés. Des stratégies permettant de pallier certaines de ces limitations sont proposées et leur implémentabilité est testée. Les conclusions en sont tirées quant aux fonctionnalités qui devront à terme être implémentées dans GeoFab dans le but d'automatiser la modélisation des tissus 3D. Enfin un modèle CAO de la maille élémentaire de tissu 3D obtenu en mettant en œuvre certaines de ces stratégies est généré et comparé à la géométrie réelle.

Sommaire

3.1. Analyse de la structure interne des tissus de l'étude	96
3.2. Fonctionnement de GeoFab	102
3.2.1. Les différents types de contacts	102
3.2.2. Trajectoire des mèches	103
3.2.3. Section des mèches	105
3.2.4. Gestion des contacts	106
3.2.5. Bilan	107
3.3. Limitations du modèle initial	108
3.3.1. Trajectoire des mèches	108
3.3.2. Modélisation des mèches fortement ondulées	108
3.3.3. Contacts multiples	111
3.3.4. Forme des sections de mèche	111
3.3.5. Bilan concernant les limitations	112
3.4. Étude de faisabilité d'ajout de fonctionnalités	112
3.4.1. Correction de la forme des mèches fortement ondulées	112
3.4.1.1. Possibilité 1 : rotation des sections	112
3.4.1.2. Possibilité 2 : rajout de courbes guides	116
3.4.1.3. Possibilité 3 : rajouts de sections	117
3.4.1.4. Bilan global et liste des modifications à apporter	118
3.4.2. Gestion du décalage des sections	119
3.5. Application à la modélisation CAO 3D du tissu B	122
3.6. Bilan du chapitre	125

3.1. Analyse de la structure interne des tissus de l'étude

La Figure 3.1 présente les images de tomographie, dans un plan de coupe parallèle à la direction chaîne, des tissus de l'étude (même point de vue que la Figure 1.6). Les différences de contraste au sein des mèches proviennent de leur nature comélée (la fibre de verre est plus dense et apparaît donc plus claire que le polypropylène), ce qui peut rendre la localisation du contour des mèches assez délicate.

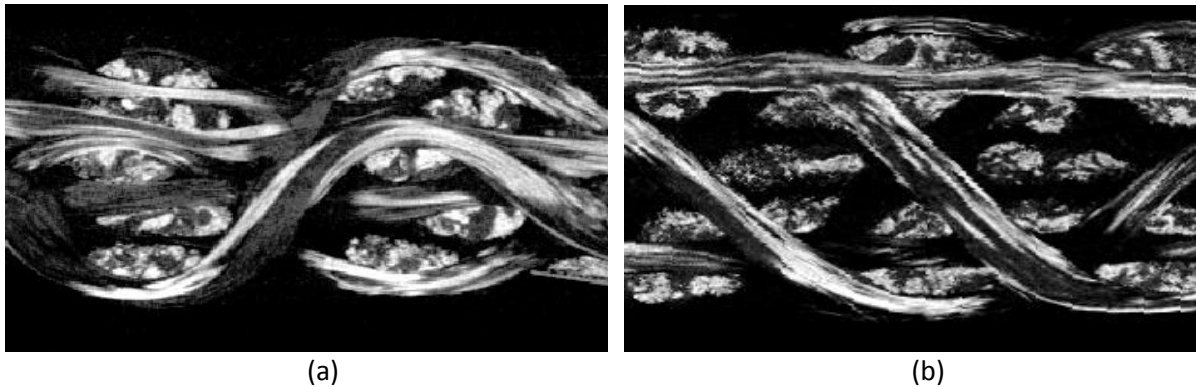


Figure 3.1. Micro-CT des tissus 3D, plan de coupe normal à la direction trame a. Tissu A b. Tissu B.

L'organisation interne des tissus est assez éloignée de celle schématisée sur la Figure 1.6. La structure interne du tissu A est fortement désorganisée. De très nombreux contacts interviennent entre les mèches. Les variations de taille des mèches et de forme des sections sont très marquées. L'angle d'inclinaison des *binders*, sensés être verticaux, est en fait de l'ordre de 45°. Les mèches de trame sont fortement décalées entre les différentes couches alors qu'elles devraient être superposées. Elles sont de plus collées deux à deux. La structure interne du tissu B est, elle aussi, assez désorganisée mais moins que celle du tissu A. Au vu de la complexité des structures et du temps nécessaire à leur modélisation, le travail a été axé sur la modélisation du tissu B. Une étude plus détaillée de la structure interne de ce tissu a été réalisée.

La localisation des différents plans de coupe (A, B et C) utilisés dans la suite et la numérotation pour le repérage des couches de mèche du tissu B sont rapportées sur la Figure 3.2. Les *binders* sont repérés par la lettre « b » et la couleur verte, les mèches de chaînes sont repérées par la lettre « c » et la couleur rouge, les mèches de trame par la lettre « t » et la couleur grise. Pour simplifier les notations, un repère est associé à la maille élémentaire. La direction « x » correspond à la direction trame, « y » à la direction chaîne et « z » à la direction dans l'épaisseur du tissu.

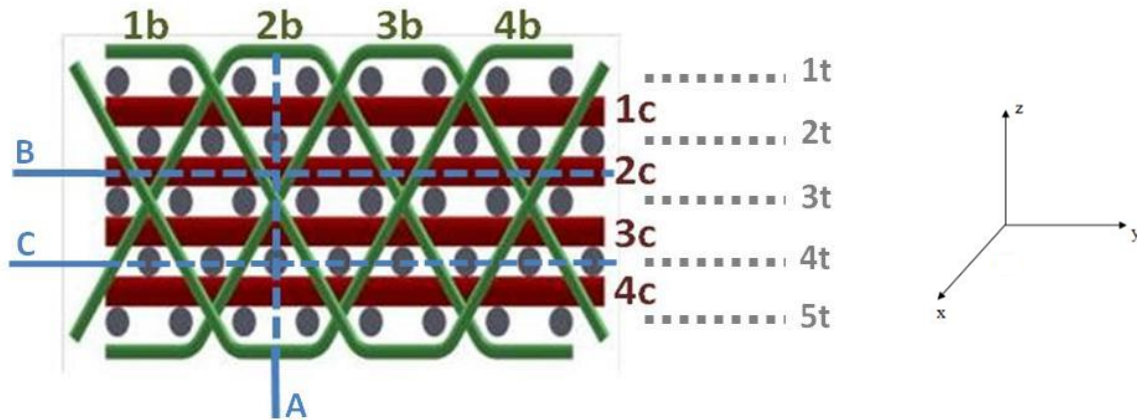


Figure 3.2. Plans de coupe et numérotation des mèches sur la maille élémentaire du tissu B.

Comme mentionné dans le premier chapitre, dans la direction trame, il y a alternativement un *binder* suivi d'une mèche de chaîne. Pour le tissu B la séquence d'enchaînement des mèches est la suivante : **1b4c3b1c4b4c2b1c1b3c3b2c4b3c2b2c**. Une maille élémentaire est donc composée de 16 mèches dans la direction chaîne (8 *binders* et 8 mèches de chaîne), à rajouter aux 40 mèches de trame (8 par couche) soit un total de 56 mèches. Dans la première moitié de la maille élémentaire, il n'y a que des mèches de chaîne en positions externes (1c et 4c), dans la deuxième moitié il n'y a que des mèches de chaînes en position internes (2c et 3c) (voir Figure 3.2). L'alternance des *binders* est la même dans les deux moitiés de la maille (1b3b4b2b).

La taille moyenne de la maille élémentaire est de 15 *mm* (direction chaîne ou y) par 4 *mm* (direction trame ou x). Elle a été mesurée sur les micro-CT et sur le tissu et peut être confirmée en utilisant la densité de tissage de celui-ci : avec 26,8 mèches de trame/cm, et en prenant en compte le fait qu'il y a 40 mèches de trame par maille élémentaire, il y a donc 0,67 maille élémentaire/cm ce qui donne une taille moyenne de 14,9 *mm* dans la direction y ce qui est cohérent avec les mesures. Le même raisonnement permet de confirmer la taille de 4 *mm* dans la direction x.

Sur la Figure 3.3 qui montre la structure interne du tissu dans un plan de coupe normal à la direction trame. Le contour des mèches est repéré. Pour mieux les distinguer, la couleur bleue est ici utilisée pour repérer les mèches de trame. La coupe est réalisée dans la première partie de la maille élémentaire : les mèches de chaînes sont dans les couches externes 1c et 4c.

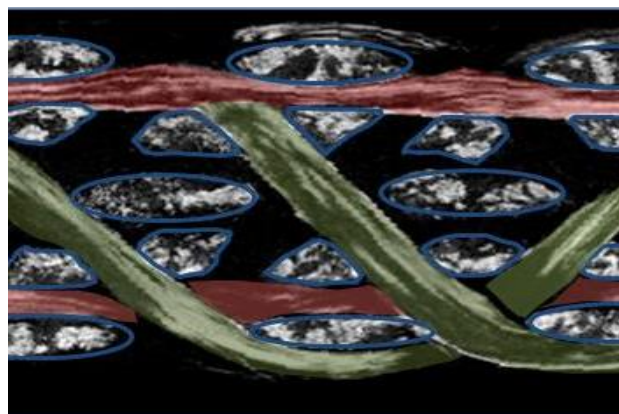


Figure 3.3. Plan de coupe normal à la direction trame du tissu B.

Les mèches de trame situées dans la couche centrale 3t et dans les couches externes 1t et 5t sont collées deux à deux et prennent globalement une forme ellipsoïdale. Les mèches de trame des couches 2t et 4t ont des formes très chaotiques, parfois assez trapézoïdales ou triangulaires notamment au niveau des contacts avec les *binders*. L'épaisseur des mèches de chaîne varie fortement, typiquement du simple au double entre les zones où elles croisent les *binders* et les zones où elles sont prises entre les mèches de trame des couches 1t-2t et 4t-5t. Les *binders* ont globalement une trajectoire sinusoïdale et leur épaisseur (mesurée perpendiculairement à leur trajectoire) apparaît plus importante dans la partie centrale du tissu que dans la partie externe.

Bien que la coupe soit faite dans un plan perpendiculaire à la direction trame, elle intersecte plusieurs mèches dans la direction chaîne (principalement 2 *binders* et 2 mèches de chaîne). Ceci est dû au fait que la trajectoire des mèches de chaîne et *binders* n'est pas plane comme visible sur la Figure 3.4., correspondant au plan de coupe repéré par la lettre B sur la Figure 3.2, au niveau des mèches de chaîne 2c.

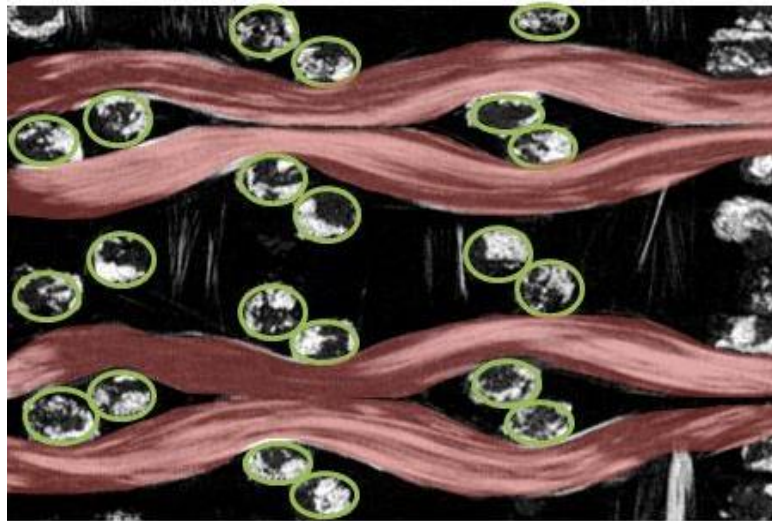


Figure 3.4. Plan de coupe B du tissu B.

Comme mentionné dans le chapitre précédent, l'extraction de mèches de chaîne du tissu a montré que leur embuvage moyen est de l'ordre de 1 à 2 %. Cet embuvage semble majoritairement imputable à l'oscillation dans le plan horizontal (Figure 3.4.) puisque les oscillations verticales apparaissent faibles. D'autre part, il apparaît plus important pour les mèches de chaîne en position centrale (couches 2c et 3c) que pour les mèches situées en position extérieure (couches 1c et 4c). L'ordre de grandeur de cet embuvage a par ailleurs été confirmé par des mesures sur les micro-CT. Les mesures réalisées sur la Figure 3.5 montrent par exemple un embuvage moyen de 1,5 % des mèches de chaîne de la couche 2c.

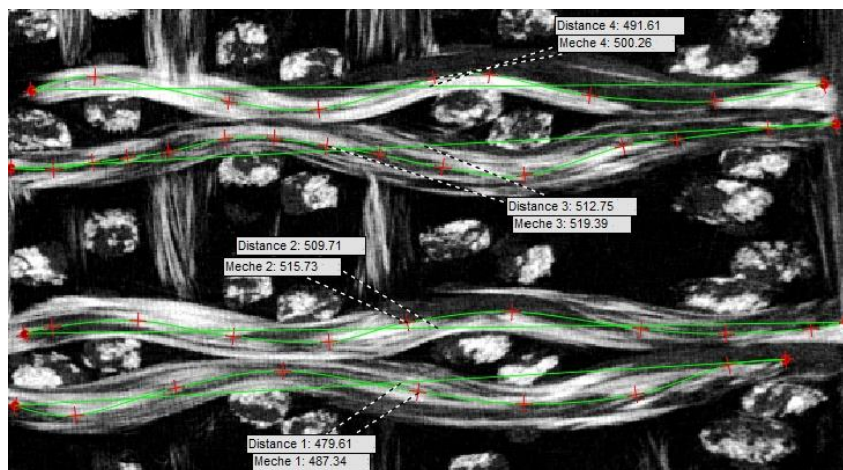
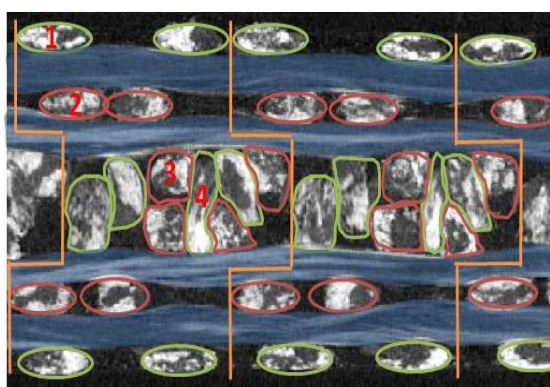
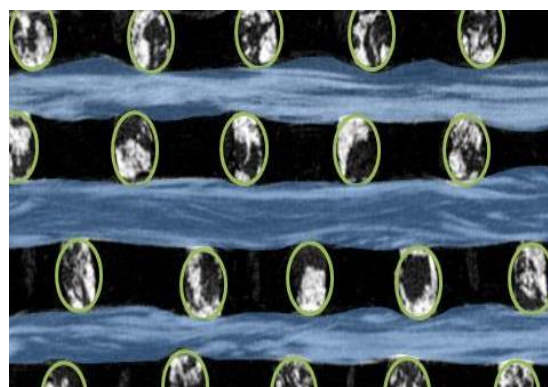


Figure 3.5. Mesure de l'embuvage des mèches de chaîne sur les micro-CT.

Les mèches de chaîne oscillent de manière significative dans un plan horizontal pour se frayer un chemin entre les *binders* (visibles en vert sur la Figure 3.3). De nombreux contacts latéraux interviennent entre les mèches de chaînes et les *binders*. Ceci est dû au fait que la place disponible pour chaque mèche est inférieure à sa taille naturelle. On rappelle en effet que le diamètre des mèches coméleées varie de 0,8 à 1 mm dans les zones de nœuds à plus de 3 mm dans les sections ouvertes. Au niveau du croisement des plans de coupe A et B de la Figure 3.2, 2 mèches de chaînes et 4 *binders* se croisent sur une distance équivalente à la taille d'une maille élémentaire. Ceci donne 6 mèches sur une distance de 4 mm, ce qui laisse un espace moyen de 0,67 mm par mèche, bien inférieur au diamètre naturel des mèches y compris dans les zones de nœud. Les coupes suivantes (plans de coupes A et C) permettent de visualiser la trajectoire des mèches de trame. Les mèches de trame sont quasiment droites, ce qui est confirmé par la mesure de l'embuvage qui apparait inférieur à 0,25 %. Sur la Figure 3.6.a, on observe que les sections des *binders* et des chaînes en positions externes sont globalement ellipsoïdales. Dans la partie centrale (entre les couches de trame 2t et 4t) la structure du tissu est très désordonnée avec de nombreux contacts entre mèches de chaînes et *binders* ce qui conduit à un décalage de la zone centrale de la maille élémentaire (cf. limites de la maille en orange). Dans cette zone les mèches sont de formes très diverses et chaotiques.



(a)



(b)

Figure 3.6. Plans de coupe du tissu B : a. A, b. C.

Dans le tableau suivant sont représentées les sections des mèches, repérées par les numéros 1 à 4 sur la Figure 3.6.a, qui ont été extraites dans plusieurs mailles élémentaires. Les types de sections correspondent à

- 1 : *binder* en position externe ;
- 2 : mèche de chaîne 1c ;
- 3 : mèche de chaîne 2c ;
- 4 : *binder* passant entre les couches 2t et 4t.

Les traits noirs dans la première case correspondent à une longueur réelle de 1 mm.

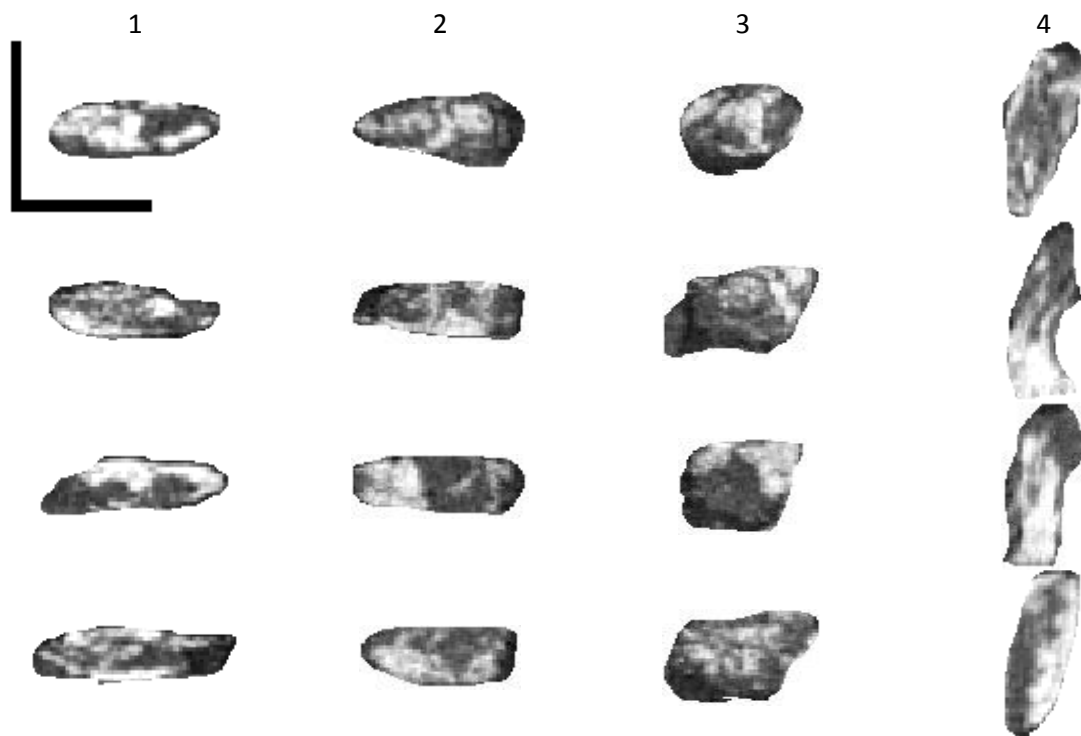


Figure 3.7. Variabilité des sections de mèches.

Les sections de type 1 et 2 ont des formes assez similaires, globalement ellipsoïdales, leur largeur est d'un peu plus de 1 mm en moyenne pour une épaisseur de moins de 0,5 mm avec une variabilité assez importante. Les sections de type 3 sont des patatoïdes, à la forme assez chaotique et très variable, dont la largeur et l'épaisseur moyenne sont de l'ordre de 0,6 à 0,7 mm. Les sections de type 4 sont de forme allongée, mais dans la direction de l'épaisseur, légèrement supérieure au mm en moyenne pour une largeur de moins de 0,5 mm. Elles sont aussi légèrement inclinées sur le côté droit.

Les variations de forme des sections des mèches de chaîne et des *binders* sur un même plan de coupe sont très marquées non seulement d'une mèche à l'autre, mais aussi d'une maille élémentaire à l'autre pour une même mèche. De plus la forme de la section varie significativement le long des mèches, les *binders* passant par exemple de la forme 1 en position externe à la forme 4 dans la partie centrale du tissu.

L'aire des différents types de sections a été calculée tout d'abord en nombre de pixels, puis converti en mm^2 grâce au rapport pixel/mm. Etant donnée la précision des micro-CT et la difficulté pour discerner précisément les contours des mèches, ces valeurs n'ont bien entendu pour but que d'estimer des ordres de grandeur. L'aire moyenne obtenue des sections de type 1 et 2 (confondues) est de $0,33 \text{ mm}^2$, celles des sections de type 3 est de $0,39 \text{ mm}^2$ et de $0,42 \text{ mm}^2$ pour les sections de types 4. En prenant en compte qu'il y a $0,23 \text{ mm}^2$ de matière dans les mèches, la fraction volumique de fibres est donc de 70 % pour les sections de types 1 et 2 et 60 % pour les types 3 (en supposant que le plan de coupe est quasi perpendiculaire à la trajectoire de la mèche). Pour les *binders* il faut prendre en compte l'angle fait avec le plan de coupe (environ 45°) ce qui donne une fraction volumique de fibres de 77 %. L'ordre de grandeur de la fraction volumique de fibres dans les mèches au sein du tissu est donc similaire à celui obtenu par Karahan [KAR10] sur un tissu 3D NCF de *rovings* de carbone.

Il est à noter que les variations d'aire des sections transverses des mèches sont beaucoup plus faibles que celles observées sur les mèches avant tissage. Cela peut être expliqué par la forte densité de tissage et les nombreux contacts entre mèches qui conduisent à une compaction locale des mèches dans les sections ouvertes (dont il a été montré que la rigidité de compaction était très faible) et à une homogénéisation de leur section. Globalement au sein du tissu, il y a donc de très fortes variations de la forme des sections des mèches, mais pas beaucoup de changement d'aire de ces sections.

Les principales conclusions de l'analyse des micro-CT du tissu B sont les suivantes :

- Les formes des sections de mèche sont très diverses et très variables d'une mèche à l'autre, d'une maille élémentaire à l'autre pour une même mèche et le long d'une même mèche ;
- Les trajectoires des mèches de chaîne et des *binders* ne sont pas planes, mais 3D ;
- La maille élémentaire est de taille importante avec plus de 50 mèches ;
- Il y a de nombreux contacts entre mèches du même réseau et mèches de réseaux distincts, une mèche pouvant être en contact simultané avec plusieurs autres ;
- La fraction volumique de fibre dans les mèches est comprise entre 60 et 80 %.

Au vu de ces observations, l'obtention d'un modèle CAO représentant fidèlement la structure réelle d'une maille élémentaire du tissu s'annonce extrêmement complexe. De plus, il apparaît nécessaire de prendre en compte la variabilité de la structure d'une maille élémentaire à l'autre.

Il est à noter que la structure interne du tissu est beaucoup plus désordonnée que celles observées dans les travaux de Karahan [KAR10] et Desplentere [DES05]. Ceci est attribuable à la très forte densité de tissage utilisée et au choix qui a été fait d'alterner *binders* et mèches de chaîne dans la direction chaîne plutôt que de disposer plusieurs mèches de chaîne superposées dans une même zone comme habituellement.

Le principe de fonctionnement du logiciel GeoFab est présenté dans la suite. Au vu des résultats de l'analyse des micro-CT, les limitations du logiciel quant à son utilisation pour représenter les mailles élémentaires des tissus 3D sont ensuite présentées.

3.2.Fonctionnement de GeoFab

GeoFab [WEN14] a été développé avec comme objectif de pouvoir fournir une géométrie réaliste de la maille élémentaire d'un tissu, intrinsèquement cohérente (contact surfacique parfait entre mèches : pas de vides ou d'interpénétrations entre mèches), ce qui permet d'utiliser directement ces géométries pour réaliser des simulations. L'accent est de plus porté sur une représentation réaliste des sections de mèches (formes diverses proches de la réalité et variables le long des mèches). La description des zones de contact est donc un élément clé du modèle.

3.2.1.Les différents types de contacts

Les travaux menés précédemment ont montré que plusieurs types de contacts pouvaient avoir lieu au sein d'un tissu. Deux types de contacts intervenant entre mèches appartenant à des réseaux distincts (mèches direction trame/mèche direction chaîne), appelés contacts transverses, peuvent être distingués et sont schématisés sur la Figure 3.8 dans le cas d'un *interlock* [WEN13] :

- Les contacts de tissage (en rouge sur la Figure 3.8 dans le cas de l'*interlock* G1151®) : ce sont les contacts entre mèches transverses conférant au tissu son armure. Dans les tissus bidimensionnels, seul ce type de contact est présent ;
- Les contacts intermédiaires (en vert sur la Figure 3.8) : ce sont ici aussi des contacts entre mèches transverses : les mèches dans la direction chaîne qui traversent le tissu entrent en contact avec des mèches de trame. Ces contacts interviennent dans les *interlocks* et les tissus 3D présentant des densités de tissage importantes.

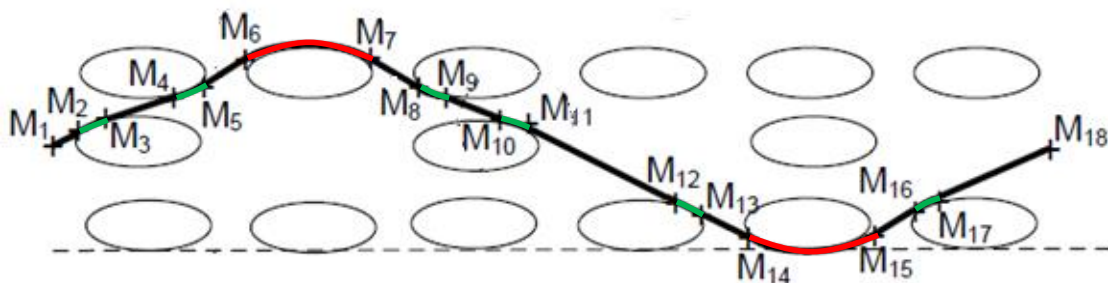


Figure 3.8. Contacts entre mèches transverses dans un *interlock* G1151®.

Dans le cas du tissu B, ces deux types de contacts apparaissent. Les contacts entre les binders et les mèches de trame des couches externes sont des contacts de tissage (en rouge sur la Figure 3.9). Quand ils passent à travers l'épaisseur du tissu, les binders rentrent en contact intermédiaire avec les mèches de trames des couches 2t et 4t (contacts en vert sur la Figure 3.9). Enfin, les mèches de chaîne entrent en contact avec les mèches de trame des deux couches entre lesquelles elles sont localisées (contacts en bleu sur la Figure 3.9), ces contacts peuvent être considérés comme étant des contacts de tissage.

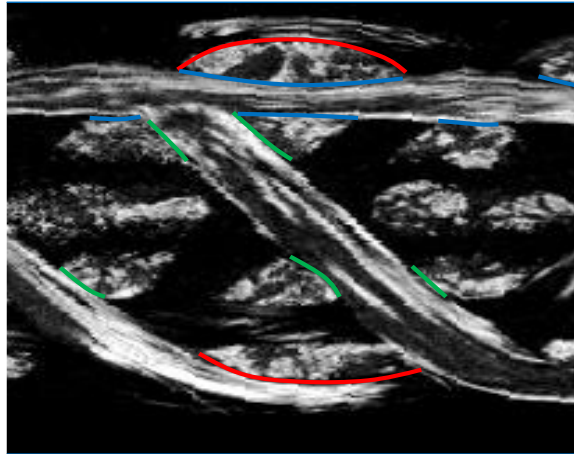


Figure 3.9. Contacts entre mèches transverses dans le tissu B.

En plus de ces contacts peuvent apparaître des contacts entre mèches du même réseau : lorsque les densités de tissage sont importantes et que la place disponible pour une mèche au sein du tissu est inférieure à ses dimensions « naturelles », des contacts latéraux et longitudinaux peuvent intervenir [WEN13]. Ces deux types de contacts sont aussi présents dans le cas des tissus 3D. Avec par exemple les contacts latéraux entre mèches de chaîne, clairement visibles sur la Figure 3.4. et la Figure 3.5, et des contacts longitudinaux, notamment dans la partie centrale du tissu (voir Figure 3.6.a).

Les contacts qui apparaissent dans le cas du 3D sont donc de même nature que ceux qui ont été identifiés sur le G1151®, ils sont par contre beaucoup plus nombreux.

3.2.2. Trajectoire des mèches

Dans GeoFab la mèche est définie par un ensemble de sections et par une trajectoire reliant le centre de ces sections. La gestion des contacts entre mèches transverses (contacts de tissage et contact intermédiaires) est prise en compte lors de la définition de la trajectoire des mèches et de la forme des sections : la parabole de contact de la mèche longitudinale est la même que la parabole de trajectoire de la mèche transverse au niveau du contact entre les deux mèches (voir paragraphe suivant).

La stratégie de mise en donnée est présentée succinctement dans la suite. Elle est réalisée dans un repère xyz , x étant la direction trame, y la direction chaîne, et z la direction de l'épaisseur du tissu. Les trajectoires des mèches sont supposées planes et incluses dans un plan perpendiculaire à la direction x pour les trames et perpendiculaire à la direction y pour les chaînes.

Chaque mèche est identifiée par un triplé de chiffres ijk correspondant respectivement:

- Au réseau ou direction auquel elle appartient : $i = 1$ pour les mèches de trame et $i = 2$ pour les mèches de chaîne ;
- Au sein de ce réseau, la zone à laquelle elle appartient : des mèches appartiennent à la même zone si elles sont dans le même plan vertical ;
- Au numéro de la mèche dans la zone puisqu'il peut y avoir plusieurs mèches par zone dans le cas des *interlocks* et des tissus 3D.

Un exemple de numérotation des mèches dans le cas d'un *interlock* G1151® [WEN13] est schématisé sur la Figure 3.10 :

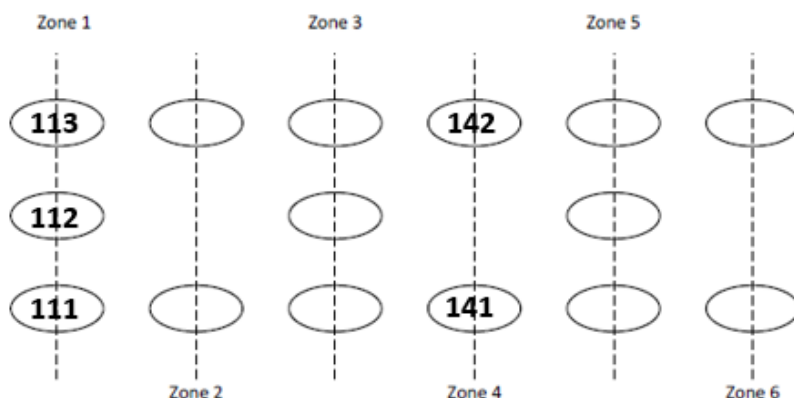


Figure 3.10. Répartition théorique des mèches de trame dans un tissu G1151® et numérotation des mèches [WEN13].

La numérotation des mèches de trame dans le cas du tissu B est représentée sur la Figure 3.11 sur une sous partie de la maille élémentaire :

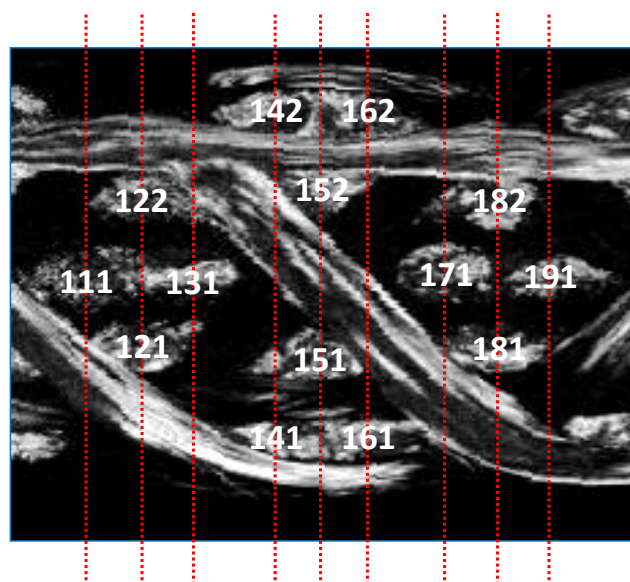


Figure 3.11. Répartition des mèches dans le tissu B.

Au total, les 40 mèches de trame sont réparties en 24 zones comprenant chacune une ou deux mèches. Dans le sens chaîne, il y a une zone pour chaque mèche, donc un total de 16 zones.

La trajectoire de la mèche est modélisée par une succession de portions rectilignes dans les zones libres (sans contact avec d'autres mèches) et de paraboles dans les zones de contact. Il y a une section en début de la mèche (située hors zone de contact), une section à chaque début et fin de contact et une section en bout de la mèche soit un total de $2n + 2$ sections avec n le nombre de contacts transverses. Sur la Figure 3.8, les points M_i correspondent donc à la position des sections le long de la mèche. Pour identifier le modèle, les abscisses des sections et les hauteurs d'ondulation (Figure 3.12) doivent être entrées par l'utilisateur. Le respect des conditions de tangence et de périodicité permet ensuite de générer les trajectoires des mèches.

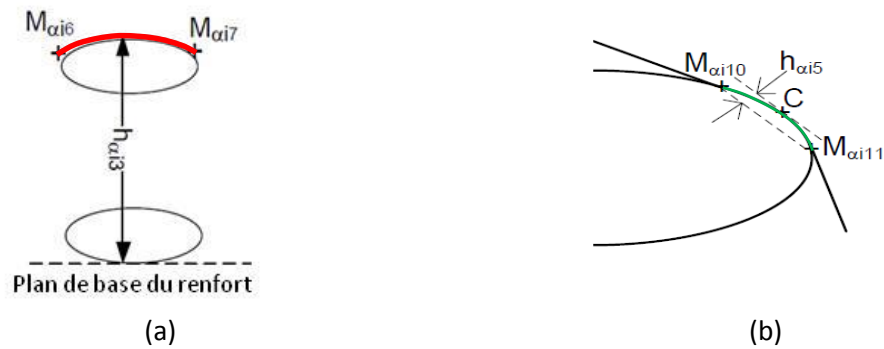


Figure 3.12. Hauteurs d'ondulation : a. Contact de tissage, b. Contact intermédiaire.

3.2.3. Section des mèches

Chacune des sections le long de la mèche est paramétrée par un ensemble de points (voir la Figure 3.13). Le point C_s est le centre de la section. Les six autres points E, F, I, J, K et L permettent de définir la forme de la section :

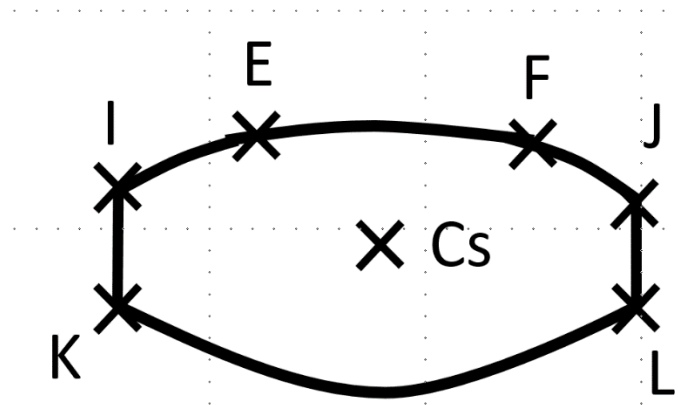


Figure 3.13. Représentation schématique de la section d'une mèche.

- Les points E et F définissent la limite de la zone de contact avec la mèche transverse. Ces deux points sont reliés par une parabole, éventuellement de paramètre nul ;
- Deux courbes (EI) et (FJ) relient la parabole de contact aux bords de la mèche. Les points E, I, J et F peuvent éventuellement être confondus. Selon que la distance entre les points est plus ou moins grande, ces courbes peuvent être de natures différentes : prolongement de la parabole de contact, droite tangente à la parabole de contact... (Voir Figure 3.13) ;
- Deux segments verticaux [IK] et [JL] (appelés *flat flange*) sont définis sur le bord de la mèche ;
- Enfin, une parabole est tracée entre les points K et L pour refermer la section.

L'utilisateur fournit en entrée la longueur des 2 segments [IK] et [JL], l'épaisseur et la largeur de la mèche.

Le modèle de section ainsi défini permet de représenter des sections de formes très variables et notamment de représenter toutes les formes de sections qui ont été rencontrées dans l'*interlock G1151*® (voir Figure 3.14).

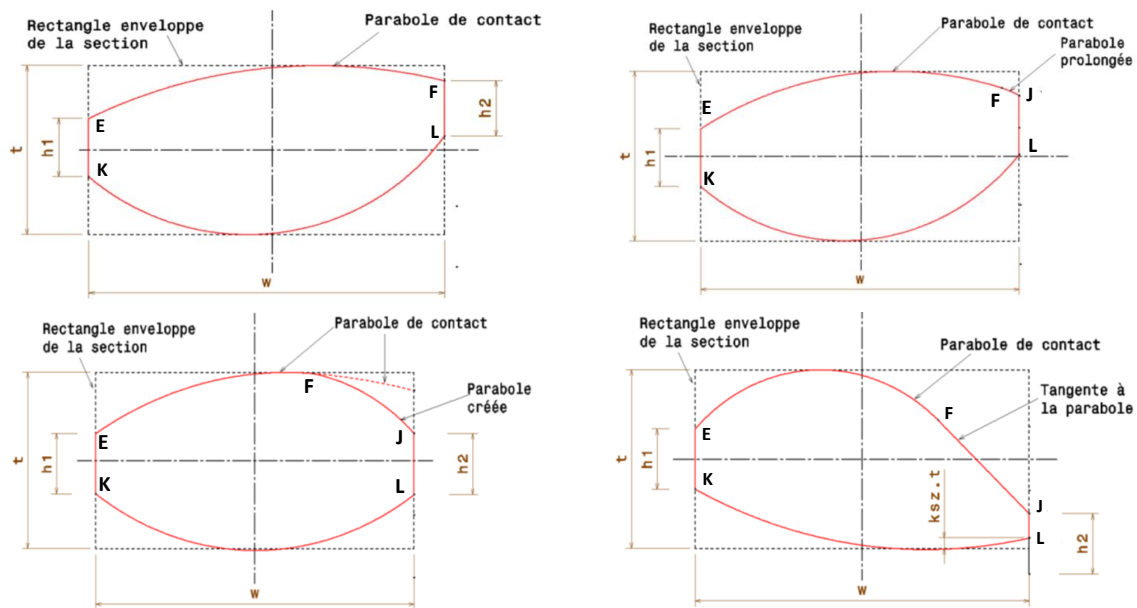


Figure 3.14. Variabilité des formes de sections pouvant être représentées [WEN13].

3.2.4. Gestion des contacts

Pour modéliser les contacts transverses entre mèches, l'idée de base est d'utiliser comme parabole de contact entre les points E et F de la section la parabole de la trajectoire de la mèche transverse au niveau de ce même contact (en rouge sur la Figure 3.15). Inversement, la parabole de contact de la mèche transverse sera la parabole de trajectoire de la mèche longitudinale (en vert sur la Figure 3.15). Les surfaces balayées par les sections au niveau du contact (en gris sur la Figure 3.15) sont donc parallèles. Si les données entrées par l'utilisateur sont parfaitement cohérentes, les deux surfaces sont confondues. La difficulté de réaliser des mesures précises peut toutefois rendre nécessaire l'adaptation des données par le programme. Pour garantir la cohérence et le contact entre les mèches, il suffit d'adapter l'épaisseur des mèches de manière à ce que les deux surfaces soient confondues.

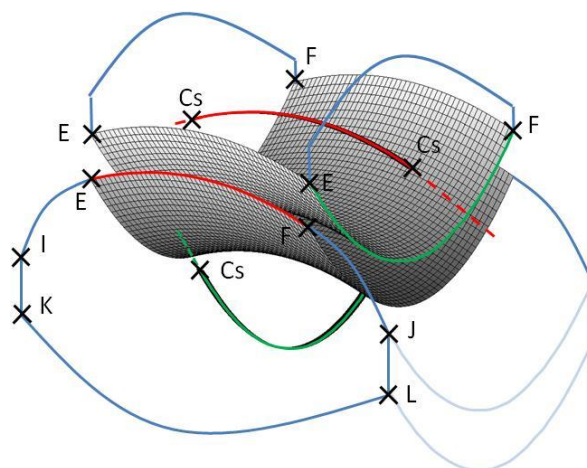


Figure 3.15. Paramétrisation du contact entre mèches.

À l'aide de macros VBA, la trajectoire de chaque mèche et l'ensemble des sections le long de celle-ci sont automatiquement modélisées sous CATIA V5. Les mèches sont ensuite générées en créant un solide multi sections par balayage des sections le long de la trajectoire. Cela nécessite le découpage de

la mèche verticalement au niveau du centre de chaque section étant donné que le profil doit couper la trajectoire.

Il est à noter que pour que la cohérence soit garantie il faut que sur une même zone de contact la largeur des mèches reste la même. Dans les zones libres peuvent néanmoins exister des interférences latérales et longitudinales. Elles sont détectées par opérations booléennes sous CATIA.

Pour supprimer les interférences latérales, des sections supplémentaires permettant de décaler la mèche sont rajoutées le long de sa trajectoire [WEN13]. La trajectoire en elle-même n'est pas décalée. Un exemple est visible sur la Figure 3.16. Cette méthode permet de supprimer les contacts latéraux et même bilatéraux. Les interférences longitudinales sont elles aussi supprimées par l'ajout de section le long de la trajectoire de la mèche [WEN13]. La suppression de ces interférences s'effectue automatiquement, sans intervention de l'utilisateur.

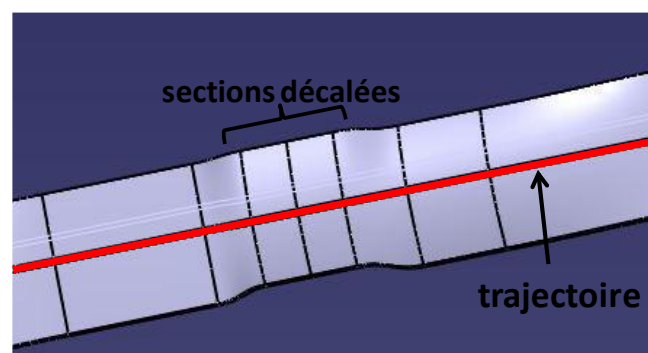


Figure 3.16. Rajout de sections décalées pour la gestion des contacts latéraux.

3.2.5.Bilan

Le logiciel GeoFab permet d'obtenir une géométrie cohérente et représentative pour les tissus bidimensionnels ou les *interlocks* tels que le G1151® comme le montrent les comparaisons entre le modèle CAO et les images de la structure réelle du tissu sur la Figure 3.17.

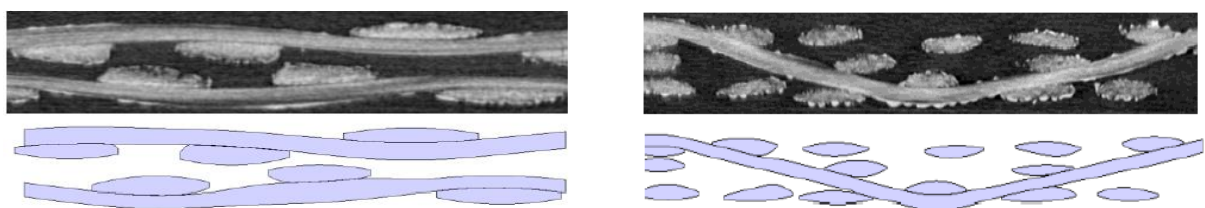


Figure 3.17. Comparaison micro-CT/modèle CAO GeoFab pour un interlock G1151® [WEN13].

Malgré tout, pour la modélisation de renforts 3D, le logiciel présente quelques limitations importantes qui sont présentées dans la section suivante.

3.3.Limitations du modèle initial

3.3.1.Trajectoire des mèches

Dans GeoFab, la trajectoire des mèches est supposée contenue dans un plan de coordonnée x constante pour les trames et de coordonnée y constante pour les chaines. Les bords de la mèche sont symétriques par rapport à cette trajectoire, sauf dans les zones libres si des sections ont été rajoutées pour supprimer des contacts latéraux (voir Figure 3.16). En effet, dans les *interlocks* rencontrés, les décalages latéraux des mèches de chaîne par rapport à la trajectoire moyenne sont locaux et au voisinage du contact latéral dans la zone libre.

L'analyse des micro-CT du tissu B a montré que la trajectoire des mèches dans la direction chaîne n'est pas plane, mais oscille de manière assez marquée dans le plan horizontal, y compris dans les zones de contact. Les deux courbes noires représentées sur la Figure 3.18 schématisent, vu de dessus, la trajectoire typique d'une mèche de chaîne 2c au sein du tissu B. Les zones rouges représentent les zones de contact avec les mèches de trame (représentées en gris). La droite noire continue et les deux lignes noires en pointillés représentent la trajectoire moyenne de la mèche et de ses bords.

Des modifications du logiciel sont donc nécessaires pour permettre de reproduire l'ondulation de la trajectoire des mèches et le fait qu'elles puissent être décalées, y compris dans des zones où elles sont en contact avec des mèches transverses. Deux solutions sont envisageables : soit considérer des trajectoires de mèches 3D, ce qui complexifierait très fortement la mise en donnée, soit conserver une trajectoire plane et décaler les sections comme pour la gestion des contacts transverses dans les *interlocks*. Ce décalage de section devra toutefois pouvoir être effectué partout le long de la mèche, y compris dans les zones de contact, ce qui n'est pas possible avec la version initiale de GeoFab.

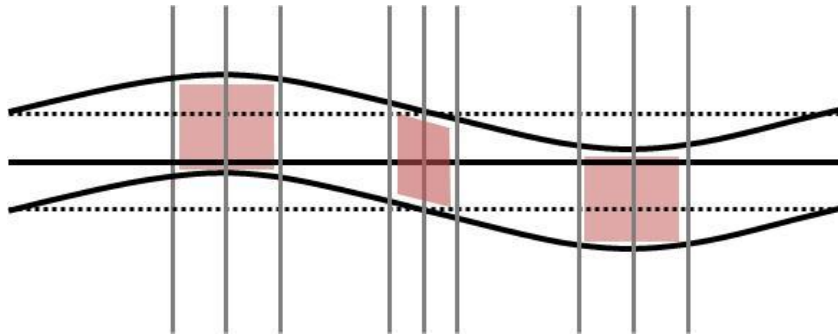


Figure 3.18. Trajectoire typique d'une mèche de chaîne 2c dans le tissu B et localisation des zones de contact (en rouge).

3.3.2.Modélisation des mèches fortement ondulées

Comme cela a été détaillé précédemment, dans GeoFab, les sections le long des mèches sont verticales et situées au début et à la fin de chaque contact. Cela peut conduire à une modélisation non représentative de la forme des mèches fortement ondulées comme schématisé sur la Figure 3.19 : l'épaisseur, mesurée perpendiculairement à la trajectoire de la mèche, tend vers zéro lorsque l'inclinaison augmente.

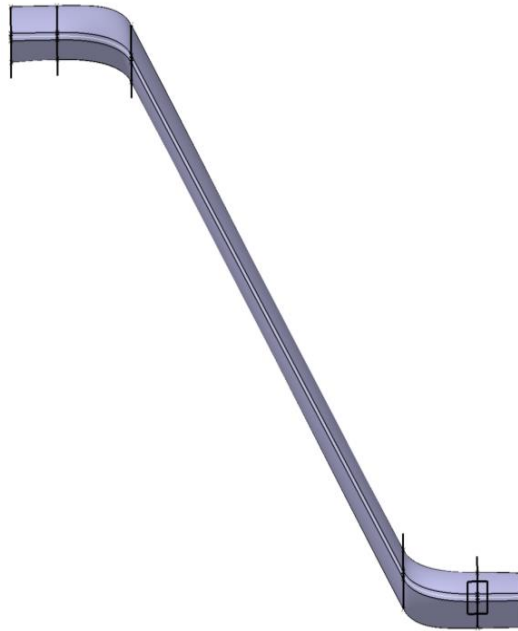


Figure 3.19. Modélisation d'une mèche fortement ondulée.

Pour appréhender le comportement réel des mèches vis-à-vis de l'orientation de leurs sections par rapport à leur ligne moyenne aux fortes ondulations, deux cas limites à rapprocher de ceux traités dans le cadre de la flexion peuvent être considérés. Le comportement de la mèche peut se rapprocher de celui d'un matériau homogène de type Bernouilli, les sections droites restant alors perpendiculaires à la ligne moyenne, ou de celui d'un assemblage sans cohésion, les sections restant alors verticales. Du fait des frottements entre fibres pouvant intervenir au sein des mèches, bien qu'ils soient limités au vu de la faible rigidité de flexion de ces dernières (voir sections 1.7.2.1 et 2.1.3), il peut être supposé que le comportement réel des mèches se situe en fait entre ces deux cas limites. Pour les mèches comélées, au vu de la variabilité de leur structure (fibres quasi parallèles dans les zones ouvertes/fibres entrelacées dans les zones de nœud renforçant la cohésion), il est possible que l'orientation des sections aux fortes ondulations puisse varier selon la zone considérée.

D'autre part, même dans le cas d'un assemblage sans cohésion, l'épaisseur de la mèche (mesurée verticalement) peut varier du fait de la forte ondulation. Considérons un *roving* en flexion (Figure 3.20). Les bandes de couleur représentent les fibres. Si le profil de flexion de chaque fibre est le même (section verticale en noir constante le long de la mèche), un chevauchement des fibres apparaît dans la partie fortement inclinée. En pratique, la structure de la mèche fléchie va se réorganiser. Cela va conduire à une augmentation de l'épaisseur et/ou de la largeur de la mèche. Si l'hypothèse est faite que la fraction volumique de fibre demeure constante le long de la trajectoire et que la largeur de la mèche n'augmente pas, c'est la taille de la section mesurée perpendiculairement à la trajectoire moyenne de la mèche qui est sensée demeurer constante. Il peut être supposé que la manière dont se réorganise la mèche dépend en fait de sa structure (*roving*, mèche twistée, mèche comélée) et potentiellement d'autres facteurs tels que le matériau constitutif.

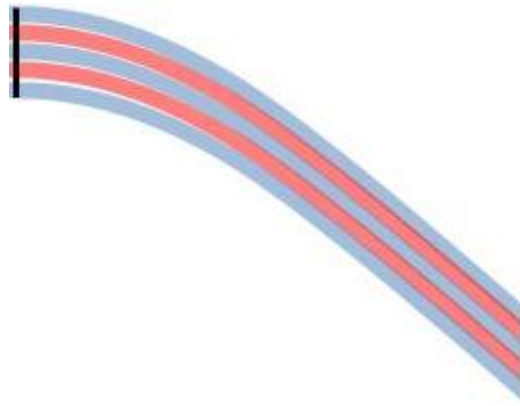
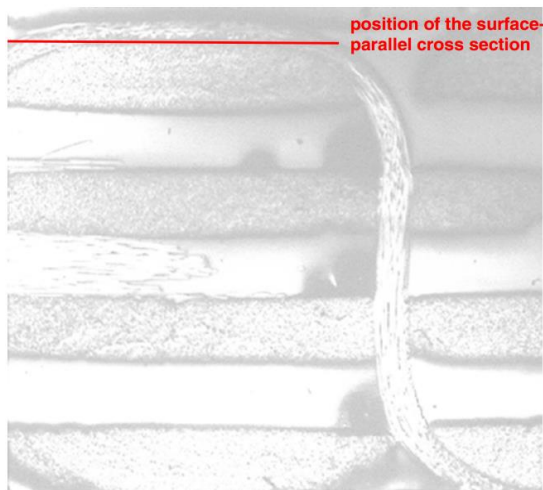
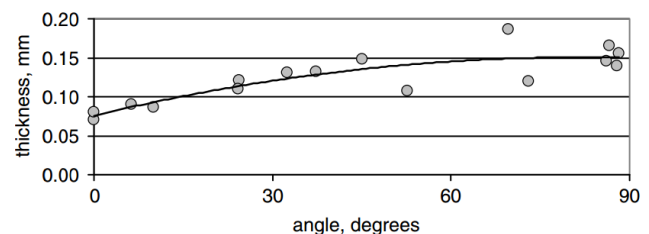


Figure 3.20. Fibres dans un roving en flexion.

Dans le tissu 3D étudié par Karahan [KAR10], les *binders* sont verticaux dans les portions de leur longueur où ils traversent le tissu (Figure 3.21.a). Leur épaisseur (perpendiculairement à la trajectoire de la mèche) a été mesurée en fonction de l'angle d'inclinaison (Figure 3.21.b). Les résultats montrent en fait que cette épaisseur a tendance à augmenter avec l'angle d'inclinaison, jusqu'à doubler dans la partie centrale du tissu où les *binders* sont verticaux. Les micro-CT du tissu B montrent aussi une augmentation de l'épaisseur (mesurée perpendiculairement à la trajectoire de la mèche) des *binders* dans la partie centrale du tissu.



(a)



(b)

Figure 3.21. Résultat de l'étude de Karahan [KAR10] : a. Image micro-CT du tissu 3D NCF, b. Évolution de l'épaisseur du binder en fonction de l'angle.

Cette augmentation de l'épaisseur peut être imputée à l'effet d'autres phénomènes tels que : l'influence du procédé de tissage sur la structure de la mèche pouvant par exemple provoquer une désolidarisation des fibres, ou la présence de contacts latéraux entre ces binders et d'autres mèches au sein du tissu, ce qui est le cas dans le tissu B. Ces phénomènes interviennent en parallèle de la réorganisation de la structure de la mèche aux fortes ondulations décrite dans la section précédente.

La Figure 3.22 schématise les différences entre la forme réelle typique d'une mèche fortement ondulée, telle qu'observée au sein du tissu B ou dans les travaux de Karahan [KAR10], et la forme obtenue grâce au logiciel GeoFab initial. L'épaisseur au niveau de la section verticale rouge, située au bord du contact avec la mèche transverse, est sensée être correcte puisqu'issue des mesures sur

renfort pour réaliser la mise en donnée. Les contours de la mèche obtenue grâce à GeoFab sont représentés en noir. Les contours réels typiques d'une mèche fortement ondulée sont illustrés en bleu. Les contours de la mèche ne sont donc pas représentés fidèlement par le modèle qui conduit à une épaisseur trop importante de celle-ci dans la zone de contact et au contraire à une épaisseur trop faible dans la zone libre fortement inclinée.

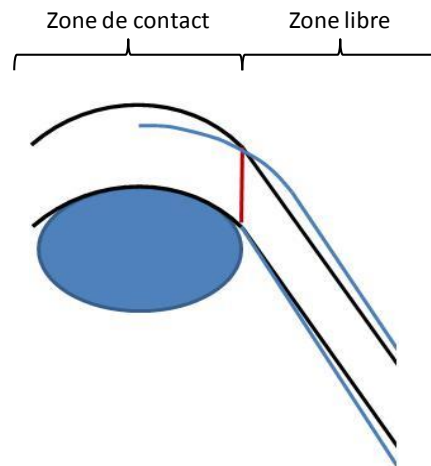


Figure 3.22. Différences GeoFab (contours noirs)/réalité (contours bleus) pour les mèches fortement ondulées.

Dans le cas de mèches faiblement ondulées comme dans les tissus 2D et même l'*interlock* G1151®, l'utilisation de sections droites verticales d'épaisseur constante est suffisante. Pour modéliser des mèches fortement ondulées, telles que les *binders* dans les tissus 3D, il sera par contre nécessaire d'apporter des modifications à GeoFab pour améliorer la représentativité des modèles obtenus.

3.3.3.Contacts multiples

Comme mentionné dans les sections précédentes, GeoFab permet de gérer le contact transverse entre 2 mèches. Il permet aussi de gérer les contacts latéraux (éventuellement bilatéraux) et les contacts longitudinaux en dehors des zones de contacts transverses. Par contre il n'est pas possible de gérer 2 contacts transverses simultanés ou différents types de contact en parallèle. Dans le cas des tissus étudiés ici, les micro-CT montrent que des contacts multiples ont lieu en de nombreux endroits au sein du tissu : la mèche numérotée 4 sur la Figure 3.6.a par exemple est en contact simultanément avec 3 mèches de chaîne, 2 mèches de trame et un *binder*. C'est-à-dire qu'on est en présence simultanée de 2 contacts transverses intermédiaires et 4 contacts latéraux. La mèche est en contact avec d'autres mèches sur la quasi-totalité de son contour.

3.3.4.Forme des sections de mèche

La manière dont sont construites les sections des mèches permet une assez grande liberté dans la modélisation de leur forme, comme montré Figure 3.14. Toutefois il n'est pas possible de générer des sections de formes aussi variables et complexes que celles représentées dans la Figure 3.7 : patatoïdes, sections avec concavités, sections inclinées.

3.3.5. Bilan concernant les limitations

Les limitations principales du logiciel GeoFab quant à la modélisation des tissus 3D de l'étude ont été identifiées. Elles concernent la gestion des contacts multiples, de la forme des sections, du décalage des mèches et enfin de la forme des mèches fortement ondulées. Pour ce qui est de la gestion des contacts multiples et de la forme des sections de mèches, il semble difficilement envisageable de modifier le logiciel en lui-même de telle sorte à pouvoir prendre en compte tous les cas de figure rencontrés dans la réalité. Concernant ces points, certaines hypothèses simplificatrices et approximations devront donc être faites pour générer les modèles CAO. Différentes méthodes ont été envisagées et testées pour étudier la faisabilité de la prise en compte du décalage de la trajectoire des mèches et de la rectification de la forme des mèches fortement ondulées. Après présentation et test des différentes pistes envisagées, les fonctionnalités qu'il sera nécessaire d'implémenter dans GeoFab pour automatiser la modélisation de tissus 3D sont listées.

3.4. Étude de faisabilité d'ajout de fonctionnalités

3.4.1. Correction de la forme des mèches fortement ondulées

Sur la Figure 3.22 ont été représentées de manière schématique les différences entre forme réelle typique d'une mèche fortement ondulée et le modèle CAO obtenu grâce au logiciel GeoFab initial. Dans les paragraphes suivants, différentes solutions permettant d'améliorer la représentativité du modèle CAO obtenu sont proposées et discutées. Des premières modifications sont apportées à GeoFab dans le but de vérifier l'implémentabilité de ces différentes méthodes. Au vu des avantages et limitations de chacune d'elles, une solution générale permettant de reproduire de manière fidèle, simple et efficace les géométries réelles des mèches fortement ondulées est proposée. Les modifications qu'il sera nécessaire de réaliser pour mettre en œuvre cette solution dans le logiciel GeoFab sont alors détaillées.

3.4.1.1. Possibilité 1 : rotation des sections

L'idée est de tenir compte explicitement de la rotation des sections par rapport à la ligne moyenne de la mèche. La rotation des sections est effectuée au niveau du point situé sur la portion de contact (entre les points E et F) le plus éloigné du centre de la section pour éviter toute interpénétration des mèches après rotation. Ce point peut être le sommet de la parabole de contact, ou un des points E ou F lui-même (voir Figure 3.13).

Cette rotation des sections a toutefois des répercussions sur la cohérence du modèle. Sur la Figure 3.23.a est représentée l'aire balayée, en suivant une trajectoire parabolique (en vert) entre 2 sections verticales (en rouge), représentant le profil d'une mèche au niveau d'un contact de tissage. Sur la Figure 3.23.b est représentée la surface balayée en suivant la même trajectoire, mais en utilisant les sections après rotation (en jaune). Il peut être observé que le bord de la surface balayée au niveau du contact (courbe bleue) ne correspond pas à celui décrit en utilisant les sections verticales (courbes en noir). Il en résulte qu'il n'y a plus contact entre les mèches transverses (sauf localement au niveau du point de rotation des sections).

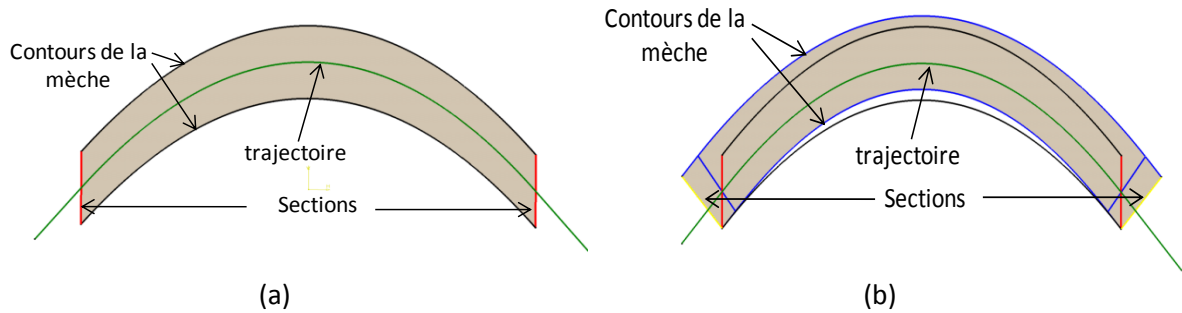


Figure 3.23. Surfaces balayées en utilisant la trajectoire standard (courbe verte) : a. Sections verticales (en rouge), b. Sections tournées (en jaune).

Une des solutions pour rectifier en partie ce problème consiste à utiliser une nouvelle courbe guide pour forcer le profil à suivre la bonne trajectoire au niveau du contact. Il suffit pour cela de décaler la parabole de la trajectoire au niveau du contact. La Figure 3.24 montre la surface balayée avec cette nouvelle trajectoire et la position du bord au niveau du contact qui est rectifiée (en vert) par rapport à l'ancienne (en bleu).

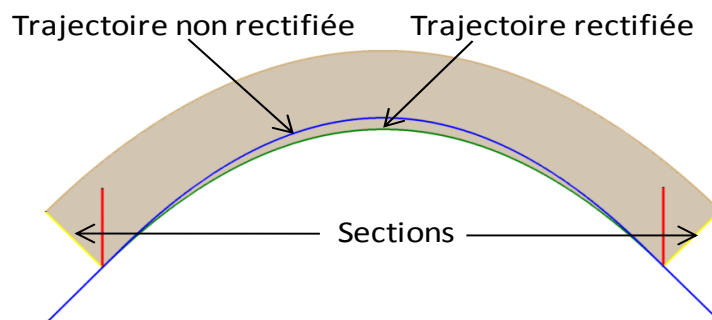


Figure 3.24. Surface balayée avec sections tournées et trajectoire modifiée (en vert).

Le contact entre les mèches n'est cependant restauré que le long de cette nouvelle trajectoire. La Figure 3.25.a permet de visualiser la forme d'une zone de contact entre 2 mèches transverses dans le cas où les sections sont verticales. Les bandes noires représentent la trajectoire des mèches, la surface correspond à la zone où les mèches sont en contact, qui est un paraboloïde hyperbolique.

La Figure 3.25.b représente les surfaces balayées après rotation des sections en suivant la nouvelle trajectoire décalée au niveau du contact. Les mèches ne s'interpénètrent pas et sont en contact au niveau des nouvelles trajectoires (bandes noires sur les surfaces), mais pas en dehors. La surface de la zone de contact est donc diminuée (sauf dans le cas particulier où la trajectoire de l'une des deux mèches participant au contact est rectiligne sur la portion de contact, c'est-à-dire qu'une des paraboles de trajectoire est une droite). Ce type de contact est néanmoins, semble t'il du même type que ceux intervenant dans WiseTex [LOM00].

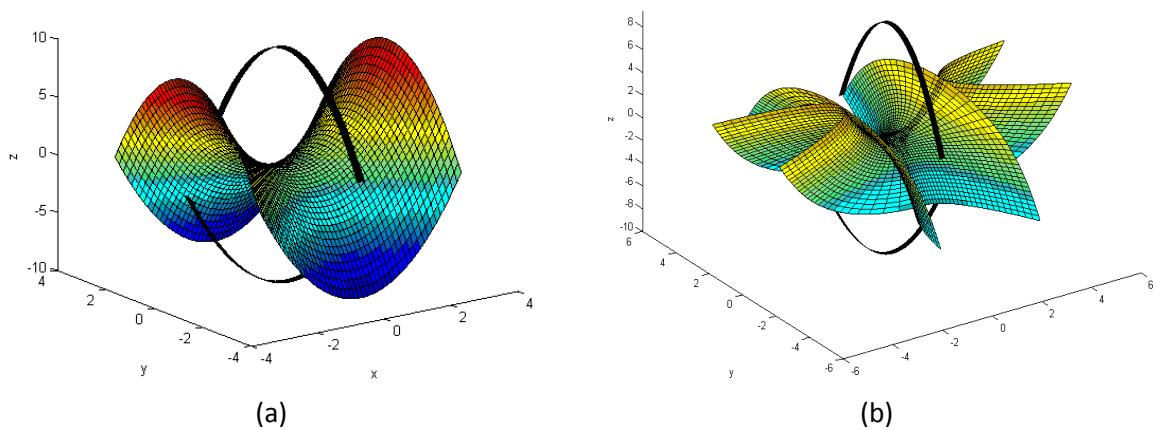


Figure 3.25. Surfaces de contact : a. Sections verticales, b. Sections normales à la trajectoire.

Une solution intermédiaire pourrait consister à ne faire tourner que la partie supérieure des sections : la partie de la section permettant de décrire le contact (entre les points E et F) serait conservée verticale alors que la partie supérieure pourrait être tournée. Cette solution nécessiterait néanmoins de redéfinir de nouvelles courbes guides et la géométrie obtenue serait de plus dépendante de la géométrie de la zone de contact.

La deuxième conséquence est qu'étant donné qu'il faut décaler la trajectoire au niveau des contacts, celle-ci n'est plus continue le long de la mèche. Sur la Figure 3.26.a, la mèche de la Figure 3.19 obtenue après rotation des sections est représentée. Sur les zones de contact, la parabole de trajectoire a été ramenée au niveau des contacts (courbes vertes). Sur les zones libres, une droite a été créée entre les centres de sections tournées (droites vertes).

La non-continuité de la trajectoire oblige à réaliser la mèche par tronçons sous CATIA, c'est-à-dire entre chaque couple de sections consécutives comme visible sur le détail présenté sur la Figure 3.26.b.

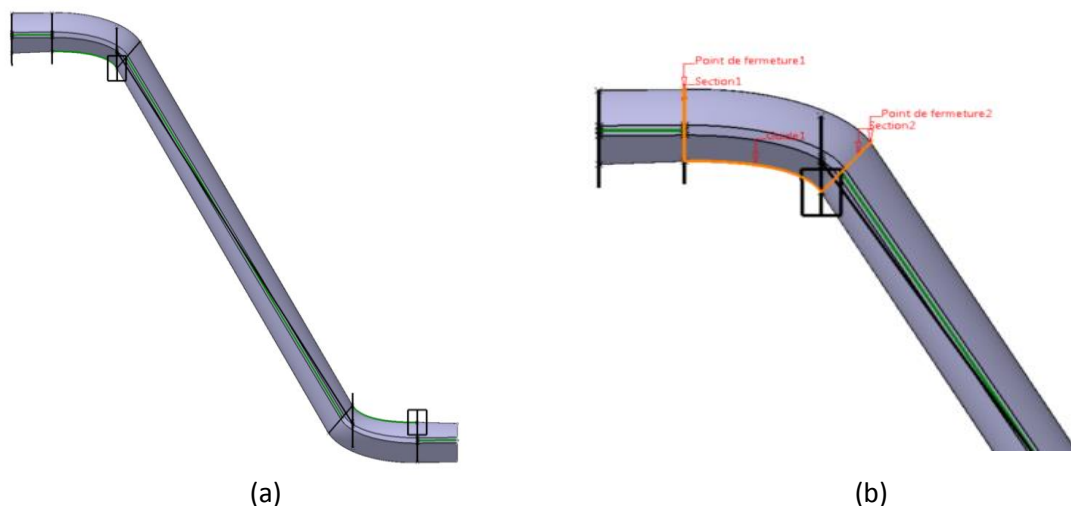


Figure 3.26. Mèche obtenue après rotation des sections : a. Aspect global, b. Détail montrant le solide généré par tronçon.

Des premières modifications permettant de procéder à la rotation des sections ont été apportées au logiciel GeoFab. La stratégie de mise en donnée classique (détaillée dans [WEN13]) utilisée dans le logiciel GeoFab est conservée. Les modifications permettant de procéder à la rotation des sections, au

tracé de la nouvelle trajectoire et à la génération des mèches par tronçons ont été implémentées. Un tableau spécifique (voir annexe A) permettant de mettre en œuvre ces modifications (ainsi que les modifications qui seront exposées dans les sections suivantes) a été créé. Si l'utilisateur choisit d'utiliser la méthode de rotation des sections, il lui suffit d'indiquer « oui » dans la case correspondante. Par défaut, l'angle de rotation est calculé de manière à ce que la section tournée soit perpendiculaire à la trajectoire de la mèche (angle de rotation nominal). Un facteur de rotation et un angle seuil de rotation des sections ont aussi été définis. Le facteur de rotation, noté « α », de valeur comprise entre 0 et 1, permet de faire tourner les sections de « $\alpha \times$ l'angle nominal ». L'angle seuil de rotation permet de définir un angle en dessous duquel la rotation des sections ne sera pas effectuée (si les mèches sont faiblement ondulées, les sections seront gardées verticales). Les valeurs de ces deux paramètres peuvent être choisies par l'utilisateur.

La rotation des sections est relativement simple à mettre en œuvre et permet de modéliser une mèche d'épaisseur (mesurée perpendiculairement à la trajectoire) constante. Cependant plusieurs limitations existent quant à l'utilisation de cette méthode :

- Au niveau de l'emplacement des « anciennes » sections verticales, l'épaisseur de la mèche (une fois la rotation des sections effectuée) est légèrement trop importante (voir Figure 3.26.b). La hauteur de la section verticale initiale correspondant en effet à l'épaisseur réelle de la mèche. Cela peut toutefois être compensé en sous évaluant la taille de la section verticale lors de la mise en donnée ;
- La génération de la mèche par tronçons conduit à une non-continuité de la pente des bords de la mèche. Dans l'exemple représenté sur la Figure 3.27.a, les pentes au niveau des sections verticales sont les mêmes (flèches bleues), car la mèche est générée d'un seul tenant avec un contrôle de la tangence sur toute sa longueur. Sur la Figure 3.27.b, la mèche est générée par tronçons avec les sections tournées. Les tangentes locales (flèches bleues et jaune/grise) sont différentes. Ce phénomène apparaît même si les sections ne sont pas tournées, mais que la mèche est créée par tronçons. Il peut prendre des proportions importantes dans les cas de fortes variations d'épaisseur schématisé sur la Figure 3.27, mais est beaucoup moins marqué dans la Figure 3.26 par exemple. Il apparaît aussi de manière similaire dans la largeur si celle-ci varie d'une section à l'autre. Ce phénomène nuit à la représentativité du modèle obtenu et pourrait conduire à des problèmes de concentration de contraintes dans les simulations ;
- Il n'est pas possible de rendre compte d'une augmentation de l'épaisseur (mesurée perpendiculairement à la trajectoire) dans les zones fortement inclinées comme observé sur le tissu B ou dans les travaux de Karahan [KAR10] (Figure 3.21.a) ;
- Dans le cas général, la surface de contact entre les mèches est diminuée, mais il n'y a pas d'interpénétration.

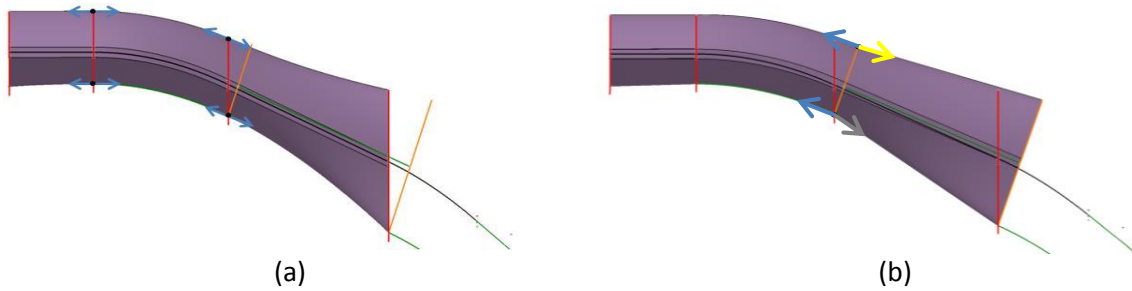


Figure 3.27. Influence de la méthode de création de la mèche : a. mèche créée en un bloc, b. mèche créée par tronçons.

Au vu de ces limitations, outre la rotation des sections, d'autres pistes ont donc aussi été envisagées.

3.4.1.2. Possibilité 2 : rajout de courbes guides

Une deuxième solution consiste à ajouter des courbes guides supplémentaires lors de la création de la géométrie de la mèche. L'exemple présenté sur la Figure 3.28 montre le principe sur une zone de contact. En plus de la trajectoire classique (parabole passant par les centres de sections), une parabole de trajectoire inférieure (parabole de trajectoire classique translatée au niveau du contact comme avec la rotation des sections) est ajoutée. Une troisième courbe guide située sur la partie externe est aussi ajoutée pour permettre de modéliser la variation d'épaisseur de la mèche sur la zone de contact.

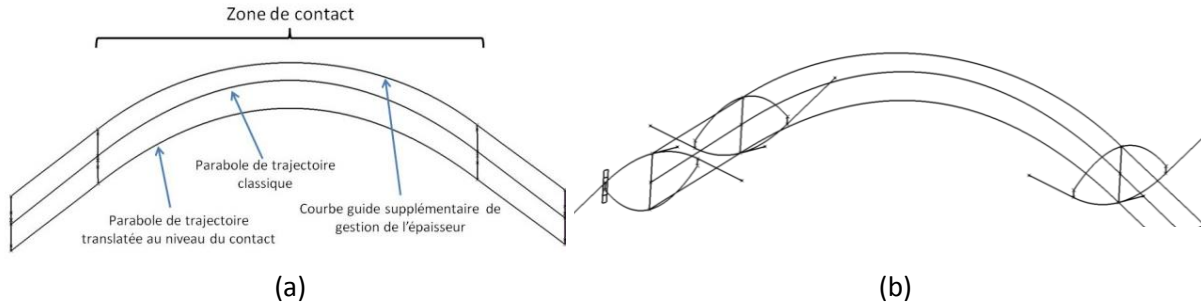


Figure 3.28. Rajout de courbes guides : a. Vue de face, b. Vue de profil.

La mèche est créée sur la zone de contact avec ces trois courbes guides. Leur non-parallélisme conduit néanmoins à une rétractation du solide obtenu dans la largeur (voir Figure 3.29.a). Pour corriger ce problème il est nécessaire de rajouter une courbe guide supplémentaire sur chaque bord de la section (reliant les points E et F des sections de début et fin de contact comme représenté sur la Figure 3.29.b). Il y a donc un total de 5 courbes guides au niveau de chaque contact.

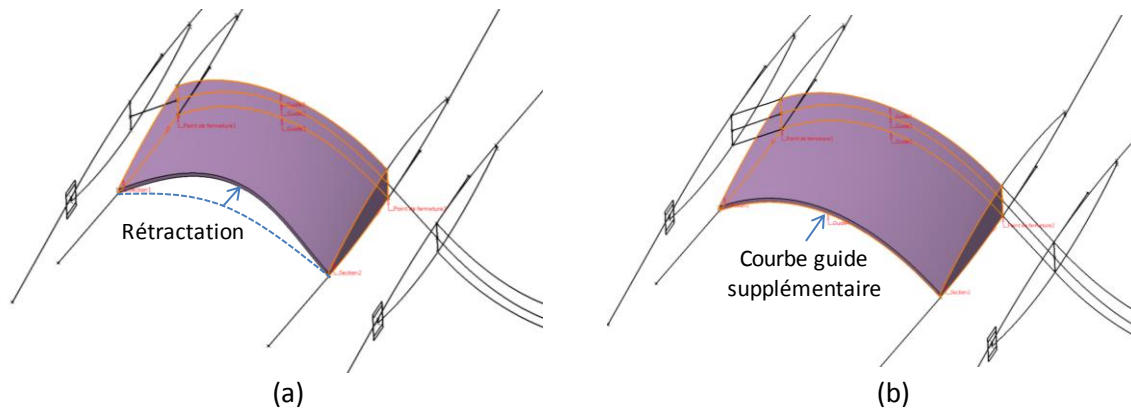


Figure 3.29. Géométrie obtenue sur portion de contact a. Rétractation latérale b. Rectification par ajout de courbes guides latérales.

L'avantage principal de la méthode présentée est qu'elle permet de modéliser la variation de l'épaisseur de la mèche sur la zone de contact sans modifier la géométrie du contact transverse entre les mèches.

De la même manière que pour la rotation des sections, l'implémentabilité de cette méthode a été vérifiée. Les modifications permettant de tracer les différentes courbes guides sur les zones de contacts et de générer les mèches en utilisant ces courbes guides ont été implémentées.

Plusieurs limitations concernant l'utilisation de cette méthode doivent toutefois, là encore, être soulignées :

- Comme avec la rotation des sections, la mèche doit être, ici aussi, générée par tronçons ;
- Le choix de la courbe guide permettant de rendre compte de la diminution d'épaisseur dans la zone de contact n'est pas automatique et doit se faire au cas par cas ;
- Le problème a été traité sur la zone de contact, mais un travail similaire devrait être effectué sur la zone libre pour rectifier la forme de la mèche.

3.4.1.3. Possibilité 3 : rajouts de sections

La dernière méthode envisagée consiste à insérer des sections supplémentaires le long de la trajectoire de la mèche en plus des sections de début et de fin de contact. Il est possible a priori de rectifier la forme de la mèche (voir Figure 3.30) en rajoutant une section au centre du contact de tissage et une section dans la zone libre une fois l'épaisseur de la mèche constante (sections rajoutées en violet sur la Figure 3.30).

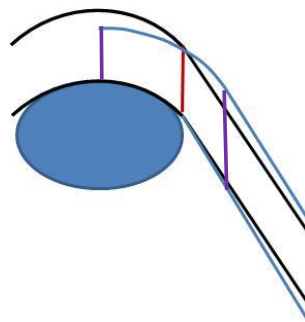


Figure 3.30. Localisation des sections supplémentaires à ajouter.

La Figure 3.31.a illustre le rajout de sections dans une zone de contact. Sur la Figure 3.31.b une section en zone libre est aussi ajoutée. Pour respecter la cohérence dans les zones de contacts, seule l'épaisseur de la mèche peut être modifiée. Sa largeur ainsi que la position des points E et F et le paramètre de la parabole de contact doivent être similaires à ceux des sections de début et de fin de contact. Seule la taille de la partie de la section située entre son centre et le bord opposé au contact peut être modifiée, ce qui peut limiter les variations d'épaisseur qui peuvent être obtenues (flèche rouge Figure 3.31.a). Dans les zones libres, ces paramètres peuvent être modifiés à volonté.

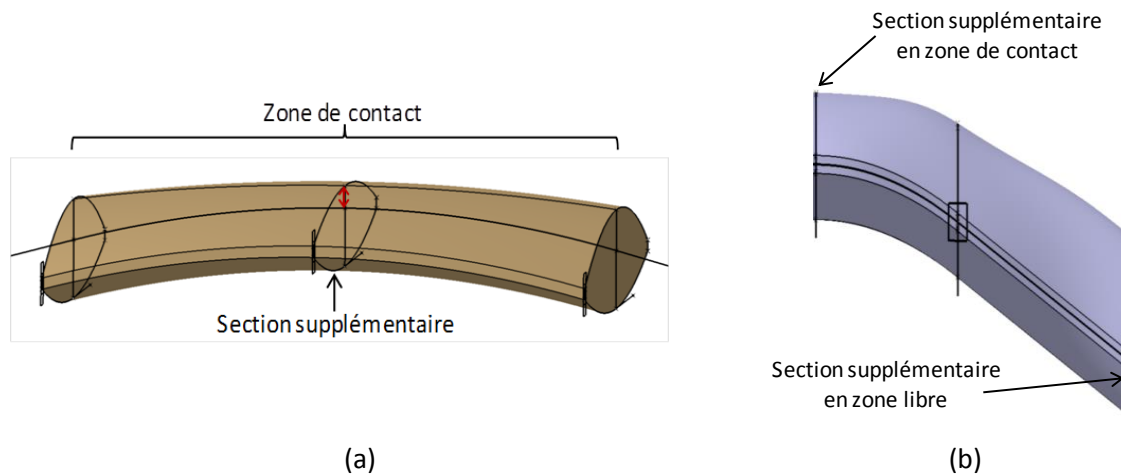


Figure 3.31. Ajout de sections supplémentaires : a. Zone de contact, b. Zone de contact + zone libre.

Cette méthode est intéressante puisque la géométrie de la zone de contact entre les mèches n'est pas modifiée et que contrairement aux deux méthodes précédentes, il n'est pas nécessaire de générer la mèche part tronçons. De plus il est possible de modéliser une mèche ayant une épaisseur plus importante (mesurée perpendiculairement à la trajectoire) dans les zones fortement ondulées que dans les zones horizontales (ce qui n'est pas le cas en utilisant la rotation des sections).

Là encore, l'implémentabilité de cette méthode dans le logiciel GeoFab a été vérifiée (voir annexe B). Une des seules limitations concerne le cas particulier où les mèches sont verticales (comme dans le cas présenté par Karahan [KAR10], voir Figure 3.21.a), la section à rajouter dans la zone libre étant alors de taille très importante, ce qui peut poser des problèmes dans la génération du modèle CAO sous CATIA.

3.4.1.4. Bilan global et liste des modifications à apporter

Trois pistes ont été proposées pour permettre d'améliorer la représentativité du logiciel GeoFab pour la modélisation de mèches fortement ondulées. L'implémentabilité de ces améliorations a été testée et validée. Les avantages et limitations respectives de chacune de ces méthodes ont été présentés. Les principales sont rappelées dans le Tableau 3.1.

Tableau 3.1. Avantages et limitations principaux des trois méthodes.

Méthode	Avantages	Limitations
Rotation des sections	Facilité de mise en œuvre ; Permet de modéliser une mèche d'épaisseur mesurée perpendiculairement à la trajectoire constante.	Modification de la géométrie des contacts entre mèches transverses ; Nécessité de définir une nouvelle trajectoire et de générer la mèche par tronçons ; Ne permet pas, tel quel, de modéliser une mèche d'épaisseur supérieure à celle des zones de contact dans les zones libres
Rajout de courbes guide	Pas de modification de la géométrie du contact entre mèches transverses.	Nécessité de générer la mèche par tronçons ; Lourd à mettre en œuvre (choix au cas par cas des courbes guides supplémentaires).
Rajout de sections	Pas de modification de la géométrie du contact entre mèches transverses ; Trajectoire classique conservée ; Possibilité de rajouts multiples de sections permettant de contrôler la géométrie de la mèche.	Non adapté pour les mèches très fortement ondulées (comme les binders verticaux dans certains tissus 3D).

Donc, dans le cas de mèches fortement ondulées, mais non verticales (cas du tissu B), la méthode d'ajout de sections semble suffisante pour améliorer la représentativité de la géométrie CAO. Avec cette méthode la trajectoire initiale peut être conservée, il n'est pas nécessaire de générer la mèche par tronçons et la géométrie des zones de contacts n'est pas modifiée. Dans le cas où des portions des *binders* sont verticales, une solution pourrait consister à :

- Rajouter des sections sur les zones de contact pour modéliser la diminution d'épaisseur dans ces zones ;
- Rajouter des sections tournées dans les zones où la mèche est verticale. Contrairement à la rotation des sections au niveau des contacts, ces sections en zone libre pourraient être tournées au niveau de leur centre ce qui, là encore, permettrait de conserver la trajectoire initiale.

Dans les deux cas, pour améliorer l'ergonomie du logiciel, il serait nécessaire de modifier le programme de telle sorte à pouvoir, dès la mise en donnée :

- Procéder à l'ajout des sections verticales supplémentaires dans les zones de contact ;
- Procéder à l'ajout et éventuellement à la rotation des sections supplémentaires dans les zones libres.

3.4.2. Gestion du décalage des sections

On rappelle que l'objectif est de pouvoir modéliser un décalage de la trajectoire des mèches, et ce, même au niveau des contacts avec les mèches transverses. Pour des raisons de simplicité, comme pour la méthode de décalage des sections au niveau des contacts latéraux, le choix a été de conserver la trajectoire initiale. Il faut donc procéder au décalage des sections elles-mêmes le long de la trajectoire des mèches. Les modifications permettant de mettre en œuvre ce décalage ont été apportées au logiciel et permettent de spécifier, dès la mise en donnée, le décalage éventuel de chaque section. Un exemple pratique de mise en œuvre du décalage sur un taffetas est présenté en annexe C.

La Figure 3.32 schématise le principe qui a été retenu. Lors de la mise en donnée, le vrai positionnement de la zone de contact sur la mèche transverse est indiqué (coordonnées y_i et y_{i+1}) bien qu'elle soit en dehors des limites attendues de la mèche longitudinale (en pointillés).

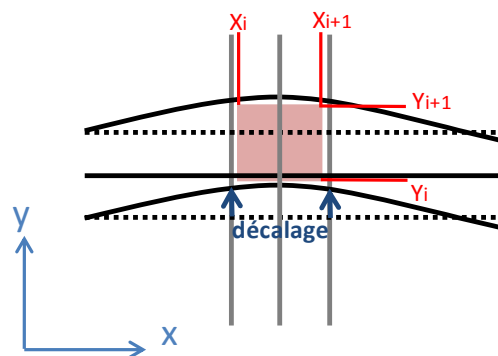


Figure 3.32. Paramétrisation du décalage des sections.

Il est supposé que le décalage reste relativement faible, c'est-à-dire que sa valeur est inférieure à la demi-largeur de la mèche. La trajectoire classique (droite noire continue Figure 3.32) intercepte toujours les sections décalées de la mèche longitudinale, le centre de la section est donc toujours contenu dans les limites des sections décalées. Les coordonnées des points I, J, K et L des sections de la mèche longitudinale sont décalées d'une distance « decal » (Figure 3.33) spécifiée par l'utilisateur au cours de la mise en donnée lors de la génération de la géométrie sous CATIA. Il est juste nécessaire de s'assurer que la valeur du paramètre « decal » est bien inférieure à la demie largeur de la mèche et que les coordonnées en y de I (et donc K) et de J (et donc L) sont bien respectivement inférieures à la coordonnée en y de E c'est-à-dire y_i et supérieures à la coordonnée en y de F (valant y_{i+1}).

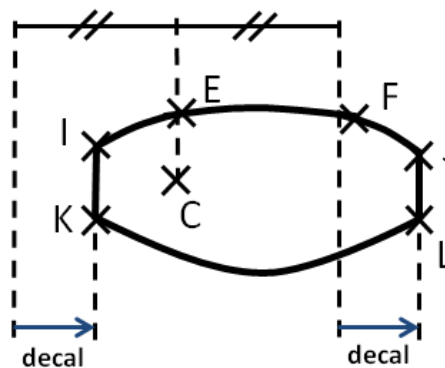


Figure 3.33. Décalage de la section.

Il est possible de conserver la trajectoire classique et donc de générer la mèche en une seule fois (et pas en tronçons). Sur la Figure 3.34 est présenté le résultat du décalage de la trajectoire d'une mèche au niveau d'un contact sur un taffetas (géométrie obtenue après la mise en donnée présentée en annexe C).

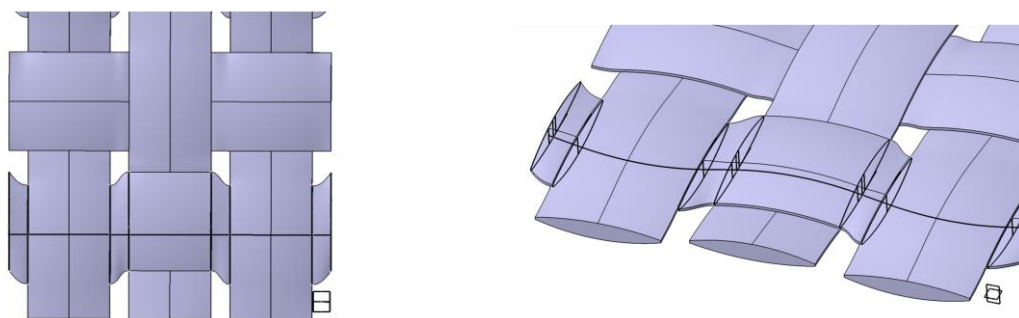


Figure 3.34. Décalage de section sur un taffetas.

Pour garantir la cohérence, il est cependant nécessaire, comme dans le cas classique, de ne pas faire varier la largeur de mèche sur un même contact. Les valeurs du paramètre « decal » pour deux sections appartenant au même contact doivent aussi être les mêmes. Cela peut conduire à une représentation non réaliste de la forme de la mèche, notamment dans le cas d'un contact en « biais » avec une mèche transverse, comme représenté en rouge sur la Figure 3.35. Il est aussi à noter que la forme de la zone de contact reste, vue de dessus, de forme rectangulaire et qu'il n'est pas possible de décrire une forme de contact en biais. Le contact avec la mèche transverse centrale, schématisé sur la Figure 3.35, ne pourra être décrit au mieux que par la surface comprise dans le rectangle vert.

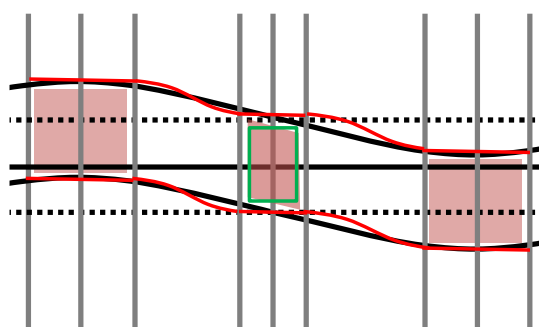


Figure 3.35. Décalage et réalisme de la forme des mèches et des zones de contact.

Dans le cas particulier, utile pour la suite, où le contact est droit, c'est-à-dire que la courbe reliant EF est une droite (donc que la mèche transverse est rectiligne), il est possible d'avoir une largeur et une valeur de décalage différentes pour 2 sections appartenant à un même contact sans conduire à des problèmes d'interpénétrations. Dans le cas général, l'utilisation de courbes guides supplémentaires, reliant les points E et F des sections de début et de fin de contact sur les zones de contact (comme présenté dans la section 3.4.1.2), permet aussi de faire varier à la fois la largeur et le décalage des sections sur une même zone de contact sous la condition de générer la mèche par tronçons. Sur la Figure 3.36, le taffetas déjà présenté sur la Figure 3.34 mais obtenu avec les trajectoires supplémentaires sur la zone de contact décalée est représenté.

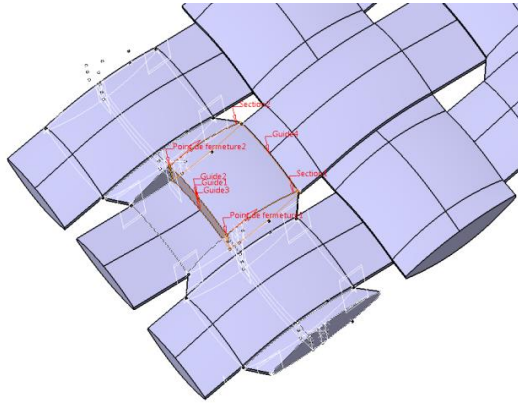


Figure 3.36. Décalage et utilisation de courbes guides.

Le décalage a par ailleurs été rendu compatible avec l'ajout de sections. Dans les zones libres, il est possible de rajouter des sections pour gérer de manière précise la forme de la mèche. Sur la Figure 3.37 par exemple, une section est rajoutée de manière à localiser la zone où se produit le décalage le long de la mèche. Comme exposé dans la section 3.4.1.3, si des sections sont rajoutées dans les portions de contact, seule leur épaisseur sur la partie opposée au contact peut être modifiée.

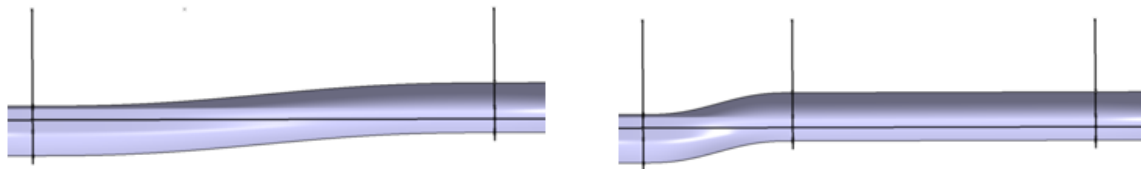


Figure 3.37. Rajout de section pour la gestion de la localisation du décalage.

Pour la modélisation du tissu B, les modifications apportées à GeoFab sont suffisantes. Il serait toutefois nécessaire, à terme, de rendre compatible le décalage avec la rotation des sections et éventuellement d'apporter des modifications permettant un décalage de la valeur supérieure à la demi-largeur de la mèche.

3.5. Application à la modélisation CAO 3D du tissu B

En utilisant certaines des modifications présentées précédemment et apportées au logiciel, un modèle CAO de la structure interne du tissu B a été généré. Une simplification importante, qui peut être faite au vu des résultats de l'analyse des micro-CT du tissu B, est de considérer que les mèches de trame ont une trajectoire rectiligne (les coordonnées en y et z des centres de sections appartenant à une même mèche de trame sont identiques). Il en résulte que les contacts transverses entre mèches de trame et mèches de chaîne et des *binders* sont des contacts droits : les paraboles de contact des sections appartenant aux mèches de chaîne et les *binders* sont donc de paramètres nuls. Il est par conséquent possible de faire varier la largeur et le décalage des sections appartenant à un même contact sans générer d'interpénétrations entre les mèches et d'utiliser la trajectoire classique pour générer les mèches en un seul bloc.

Le choix aurait pu être fait de modéliser les mèches de trame des couches 1t, 3t et 5t qui sont collées deux à deux par une seule mèche de forme ellipsoïdale. La modélisation des deux mèches séparément permet toutefois de gérer l'épaisseur du *binder* au niveau de la partie externe sans avoir à rajouter de sections supplémentaires (Figure 3.38). Il suffit de calculer la largeur des mèches de trame de manière à ce que leurs bords soient en contact et d'utiliser une valeur de *flat flange* importante sur le bord en contact pour avoir une forme globalement ellipsoïdale des deux mèches.

Les contacts intermédiaires des *binders* avec les mèches de trame 2t et 4t (Figure 3.38) permettent aussi de gérer l'épaisseur des *binders* au sein du tissu et il n'est donc pas nécessaire de rajouter d'autres sections supplémentaires de contrôle de leur épaisseur.

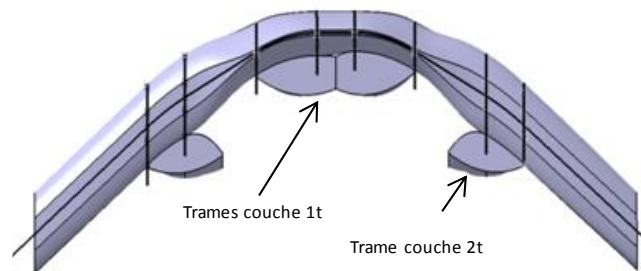


Figure 3.38. Localisation des sections le long des binders.

Le décalage des sections a été utilisé en vue de décrire au mieux la trajectoire 3D des mèches de chaîne et des *binders*. Sur la Figure 3.39.a, une mèche de chaîne ainsi obtenue est représentée. Par ailleurs, pour gérer le décalage des sections dans la partie centrale du tissu, des sections supplémentaires décalées ont dû être rajoutées sur les *binders* (Figure 3.39.b).

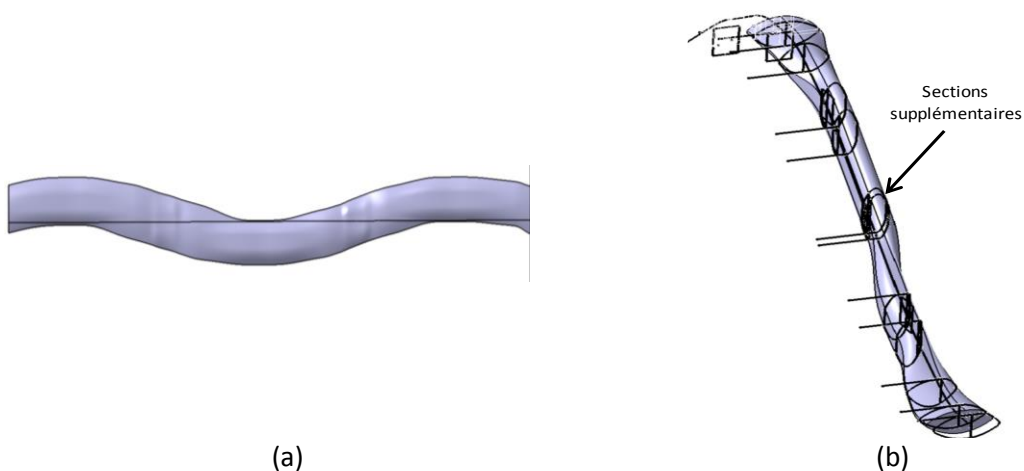


Figure 3.39. Décalage des sections : a. Mèche de chaîne, b. Binder avec sections supplémentaires.

La mise en donnée d'une maille élémentaire complète est extrêmement lourde. Comme précisé précédemment, il y a un total de 56 mèches. Chacune d'entre elles est en moyenne en contact avec 7 mèches transverses, il faut donc rentrer les paramètres de 16 sections en moyenne par mèche (sans compter les sections supplémentaires rajoutées). Ces paramètres sont au nombre de 6 : coordonnée longitudinale de la section le long de la mèche, largeur, épaisseur, dimensions des deux *flat flange* et enfin décalage. Les valeurs de plus de 5000 paramètres doivent donc être identifiées. Quelques modèles de maille élémentaire complète « grossière » ont été générés. Pour alléger à la fois la lourdeur

de génération de la maille CAO et les temps de calcul pour les simulations, seulement un quart de la maille élémentaire a ensuite été généré. Dans ce quart de maille, seule la moitié de la maille le long des directions trame et chaîne a été représentée. Pour les mèches de direction chaîne, c'est le milieu de la maille élémentaire qui a été représenté (enchaînement 4b4c2b1c1b3c3b2c), les 4 *binders* et 4 mèches de chaîne sont donc présents. Pour prendre en compte la variabilité de la structure d'une maille élémentaire à l'autre, les paramètres moyens mesurés sur plusieurs mailles élémentaires de la structure ont été utilisés pour obtenir une géométrie statistiquement représentative (voir sur la Figure 3.40).

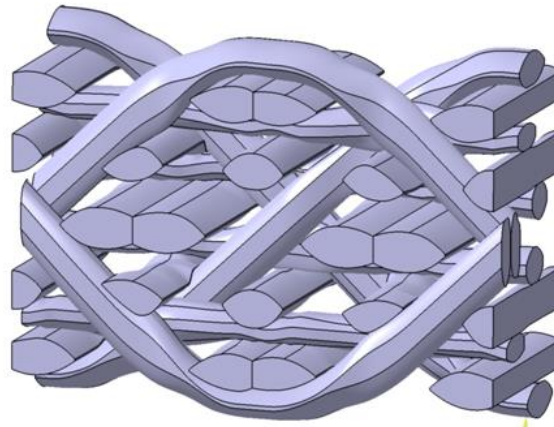
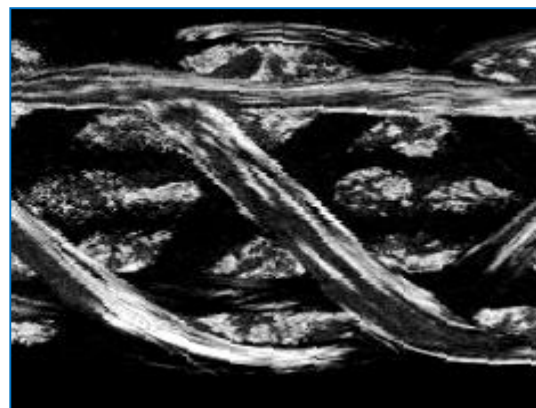
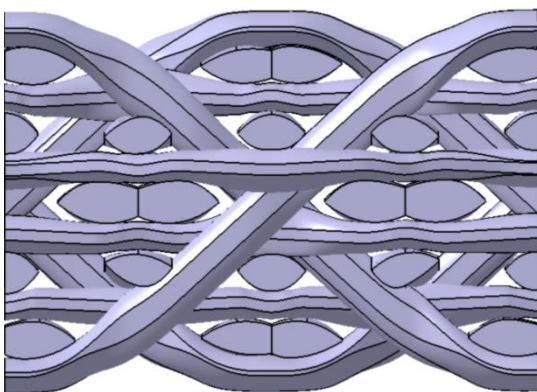


Figure 3.40. Modèle CAO d'un quart de maille élémentaire.

Les figures suivantes présentent différentes coupes de ce quart de maille : perpendiculairement à la direction trame (Figure 3.41.a), perpendiculairement à l'épaisseur (Figure 3.41.b) et perpendiculairement à la direction chaîne (Figure 3.41.c). Les images de tomographie du tissu au niveau des mêmes plans de coupe sont représentées en parallèle. Bien sûr, étant donné que seulement la moitié de la maille dans les directions chaîne et trame est représentée dans le modèle CAO, certaines mèches visibles sur les tomographies ne sont pas présentes sur le modèle CAO.



(a)

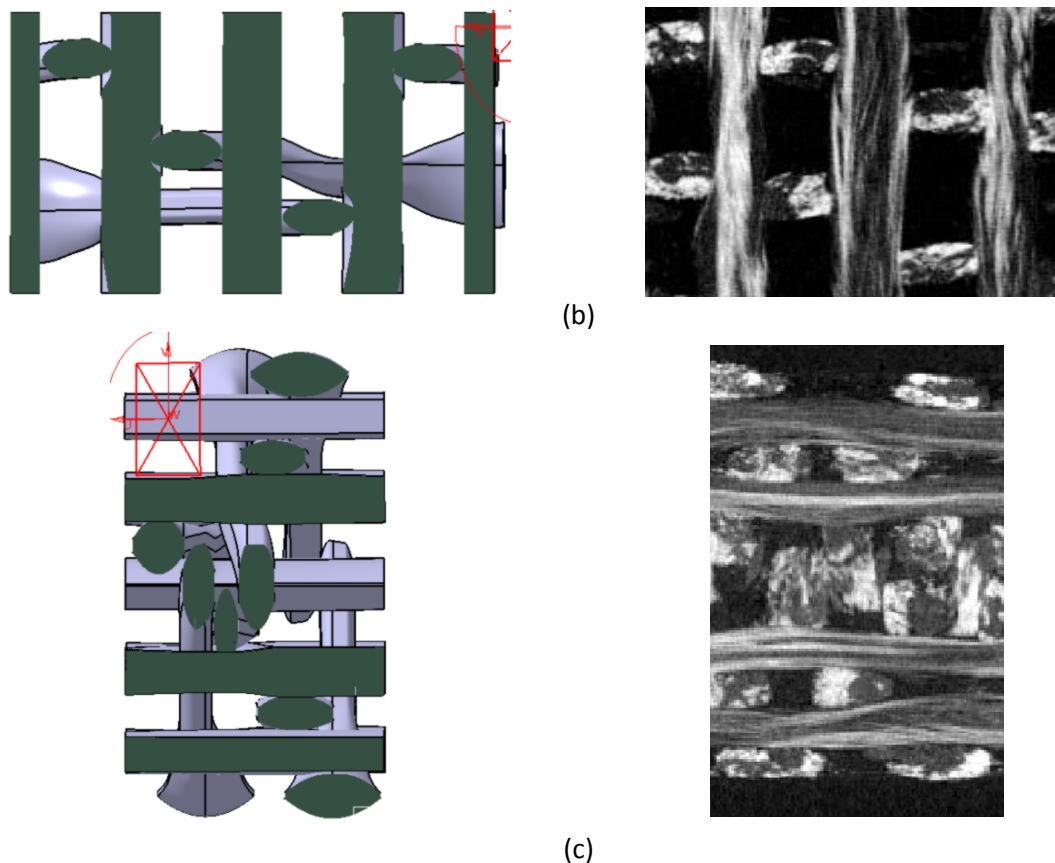


Figure 3.41. Coupes du modèle CAO obtenu pour le quart de maille élémentaire *a.* Perpendiculairement à la direction trame, *b.* Perpendiculairement à l'épaisseur, *c.* Perpendiculairement à la direction chaîne.

Le décalage des *binders* et des mèches de chaîne dans le modèle CAO est visible sur les Figure 3.41.a et b. Les coupes montrent une bonne représentativité globale du modèle. Toutefois, dans certaines zones l'aire des sections des mèches de chaîne et des *binders* est inférieure à l'aire réelle. Ceci est particulièrement marqué et visible sur la Figure 3.41.c entre les couches de trame 2t et 4t (partie centrale du tissu). La très forte proximité des mèches, les très nombreux contacts et la forme réelle chaotique des sections rendent en effet très délicate l'obtention d'un modèle représentatif à cet endroit. Le raffinement de la géométrie dans ces zones (rajout de sections supplémentaires, prise en compte de nouvelles formes de section) est envisageable, mais au prix d'un effort considérable. Des pistes seront proposées dans le dernier chapitre pour résoudre en partie ce problème.

Les simulations qui seront réalisées dans la suite le seront sur ce quart de maille élémentaire pour garder des temps de calcul raisonnables.

3.6.Bilan du chapitre

La structure interne d'un des tissus 3D (tissu B) de mèches coméelées de l'étude a été analysée en détails. La très forte désorganisation, les variations significatives de forme des sections de mèches et les très nombreux contacts intervenant entre mèches du même réseau et mèches de réseaux transverses ont été mis en évidence. Au vu des résultats de cette analyse, les limitations du logiciel GeoFab pour la modélisation de ce type de tissu ont été détaillées. Des solutions permettant d'améliorer la représentativité des modèles obtenus ont été proposées et leur implémentabilité a été testée. Les

modifications qui devront, à terme, être apportées au logiciel pour pouvoir les mettre en œuvre de manière ergonomique et automatique ont été identifiées.

La mise en donnée étant extrêmement lourde, un modèle géométrique se cantonnant à la représentation d'une sous partie (un quart) représentative de la maille élémentaire globale du tissu a été créé. Un modèle globalement représentatif de la structure réelle du tissu a été obtenu. Dans certaines zones, notamment la partie centrale du tissu où la structure de celui-ci est très chaotique, des simplifications restent toutefois nécessaires pour obtenir une géométrie cohérente. Cette géométrie sera utilisée dans le chapitre suivant pour réaliser des simulations à l'échelle mésoscopique.

Chapitre 4 : Simulations à l'échelle mésoscopique

Il est nécessaire, pour pouvoir réaliser des simulations en utilisant le modèle CAO généré dans le chapitre précédent, d'importer la géométrie obtenue et de la mailler dans un logiciel de simulation élément finis. La loi de comportement des mèches doit ensuite être déterminée et implémentée. Ces différents points sont abordés dans ce chapitre. Des simulations, dont les résultats sont comparés avec les résultats expérimentaux de caractérisation du tissu, sont alors réalisées.

Sommaire

4.1. Loi de comportement	128
4.1.1. Forme générale de la loi de comportement	128
4.1.2. Comportement en traction	129
4.1.2.1. Modélisation du comportement en traction des mèches comélee	129
4.1.2.1.1. Phase de comportement non linéaire initiale	130
4.1.2.1.2. Module d'Young	134
4.1.2.1.3. Mécanismes de rupture	138
4.1.2.1.3.1. Sollicitation quasi statique	138
4.1.2.1.3.2. Influence de la vitesse de déformation	138
4.1.2.1.3.3. Modélisation de la rupture	139
4.1.2.1.4. Identification des paramètres et implémentation	142
4.1.2.2. Modélisation et implémentation du comportement transverse	144
4.1.3. Comportement en compaction	146
4.2. Simulations	148
4.2.1. Maillage de la maille élémentaire	148
4.2.2. Gestion des contacts	149
4.2.3. Résultats des simulations	149
4.2.4. Perspectives	151
4.3. Bilan du chapitre	153

4.1. Loi de comportement

Pour réaliser les simulations, il est nécessaire de définir un modèle de comportement des mèches comélées. Le modèle doit permettre de retranscrire, dans le cadre des simulations à l'échelle mésoscopique où les mèches sont représentées par des solides homogènes, le comportement mécanique des mèches comélées qui a été caractérisé expérimentalement dans le Chapitre 2.

4.1.1. Forme générale de la loi de comportement

Dans le cadre des simulations, la loi de comportement hypoélastique développée au LaMCoS de L'INSA de Lyon, est utilisée [HAG04-BAD09]. Cette loi de comportement peut s'écrire sous la forme [WEN13] :

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} d\epsilon_{kl} \quad (4.1)$$

Avec $d\sigma_{ij}$ et $d\epsilon_{kl}$ les incréments de contrainte et de déformation. La forme du tenseur de comportement C doit être choisie de manière à permettre de reproduire le comportement mécanique des mèches comélées.

En première approche, comme dans le cas des *rovings*, le comportement des mèches comélées sera supposé isotrope transverse. Au vu des résultats des essais sur mèches, il est de plus fait l'hypothèse qu'une traction dans la direction des fibres provoque une réduction de la section transverse de la mèche. À l'inverse une compaction locale de la mèche ne conduit pas à un allongement dans la direction des fibres, mais conduit par contre à un écrasement latéral. Un tenseur de comportement de la forme suivante est donc considéré :

$$[C] = \begin{bmatrix} C_{1111} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ C_{2211} & C_{2222} & C_{2233} & 0 & 0 & 0 \\ C_{2211} & C_{2233} & C_{2222} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{2222} - C_{2233} & 0 & 0 \\ & & & & C_{1212} & 0 \\ & & & & & C_{1212} \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

La direction 1 est la direction de la mèche, 2 et 3 sont les directions transverses.

De manière équivalente le tenseur des souplesses a la forme :

$$[S] = \begin{bmatrix} S_{1111} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ S_{2211} & S_{2222} & S_{2233} & 0 & 0 & 0 \\ S_{2211} & S_{2233} & S_{2222} & 0 & 0 & 0 \\ & & & S_{2222} - S_{2233} & 0 & 0 \\ & & & & S_{1212} & 0 \\ & & & & & S_{1212} \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

Avec les relations :

$$C_{1111} = \frac{1}{S_{1111}} \quad (4.4)$$

$$C_{1212} = \frac{1}{S_{1212}} \quad (4.5)$$

$$C_{2222} - C_{2233} = \frac{1}{S_{2222} - S_{2233}} \quad (4.6)$$

$$C_{2211} = \frac{-S_{2211}}{S_{1111}(S_{2222} + S_{2233})} \quad (4.7)$$

$$C_{2222} = \frac{S_{2222}}{S_{2222}^2 - S_{2233}^2} \quad (4.8)$$

$$C_{2233} = \frac{S_{2233}}{S_{2233}^2 - S_{2222}^2} \quad (4.9)$$

Il est ensuite nécessaire d'identifier les différents coefficients, ce qui est l'objet des sections suivantes.

4.1.2. Comportement en traction

4.1.2.1. Modélisation du comportement en traction des mèches comé-lée

Comme mentionné dans la section 1.7.1.1.6, peu de résultats existent dans la littérature sur la modélisation du comportement en traction des mèches comé-lées. Dans [TOR11], un modèle a été proposé pour estimer le module d'Young d'une mèche comé-lée, mais aucun modèle permettant de décrire l'intégralité du comportement en traction n'a pu être trouvé. Il nous faut donc proposer un modèle. Dans la suite, les grandeurs propres aux mèches comé-lées sont notées avec un indice GFPP, celles propres aux fibres de verre avec un indice GF et enfin celles propres au polypropylène avec un indice PP. Comme pour les essais, on s'intéresse seulement au comportement des mèches comé-lées jusqu'à la rupture des fibres de verre : si cette rupture intervient au cours du procédé de mise en forme, elle constitue en effet un défaut rédhibitoire. Pour rappel, le comportement typique en traction d'une mèche comé-lée dans cette phase est représenté sur la Figure 4.1. Les essais ont par ailleurs montré que dans ce cadre les déformations restent inférieures à 3 %.

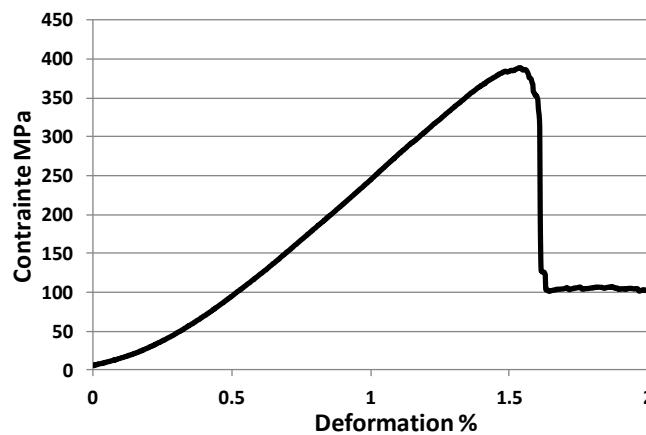


Figure 4.1. Comportement typique en traction d'une mèche comé-lée

4.1.2.1.1. Phase de comportement non linéaire initiale

Afin d'établir le modèle, plusieurs étapes seront nécessaires. Le premier objectif est de modéliser la phase de comportement non linéaire initiale. La contribution principale à la rigidité de la mèche pendant la phase initiale de comportement en traction peut être attribuée aux fibres de verre car :

- Leur module (73 GPa) est de loin supérieur à celui du polypropylène ($< 2 \text{ GPa}$) ;
- La suralimentation utilisée pour le verre (2 %) est inférieure à celle utilisée pour le polypropylène (5 %). Le désalignement moyen des fibres de verre par rapport à la direction longitudinale de la mèche est donc inférieur à celui des fibres de polypropylène.

Au vu des longueurs de mèche utilisées pour les essais (200 et 500 mm) l'hypothèse est faite que la sur-longueur des fibres est la même pour chaque type de fibre dans les mèches (et qu'elle correspond donc, en moyenne, à la suralimentation de 2 % pour le verre et de 5 % pour le PP).

L'origine du comportement non linéaire est à chercher dans l'effet de la structure de la mèche. Comme détaillé dans la partie 1.7.1.1.4, la structure de la mèche comélée est composée de nœuds et de sections ouvertes. Plusieurs phénomènes peuvent expliquer le comportement non linéaire initial :

- Il peut être observé sur la Figure 1.16 que dans les sections ouvertes, certaines fibres sont quasiment droites alors que d'autres sont plus fortement ondulées. Dans [TOR11] l'hypothèse est faite que l'intégralité de la suralimentation de verre est consommée dans les nœuds et donc que les fibres de verre sont droites dans les sections ouvertes. La suralimentation de PP est-elle consommée à la fois dans les nœuds et les sections ouvertes. Il n'est pas possible de distinguer les fibres de PP de celles de GF sur les images, mais il est raisonnable de penser que les fibres de verre peuvent elles aussi être légèrement ondulées dans les sections ouvertes. D'autre part, une fibre qui est droite dans une section ouverte peut être ondulée dans une autre section ouverte, comme schématisé sur la Figure 4.2. Quoi qu'il en soit, la trajectoire d'une fibre peut être considérée comme étant une succession de zones droites et ondulées. Ainsi, lorsque la mèche est sollicitée en traction, si une fibre commence à entrer en tension dans une portion de sa longueur où elle est droite, mais qu'elle n'est pas en tension dans une zone où elle est ondulée, un glissement de la fibre et une réorganisation de la structure se produisent. Bien sûr ce mécanisme est étroitement lié à l'entrelacement des fibres dans les nœuds et au frottement entre fibres ;
- D'autre part, la structure de la mèche dans les nœuds peut être rapprochée de celle observée dans les mèches twistées [TOR11]. Comme mentionné dans la section 1.7.1.1.3, les mèches *twistées* présentent une phase de comportement non linéaire initiale plus marquée que les *rovings* à cause de la réorganisation de leur structure au cours de la sollicitation en traction (diminution de la section et augmentation de la fraction volumique de fibre).

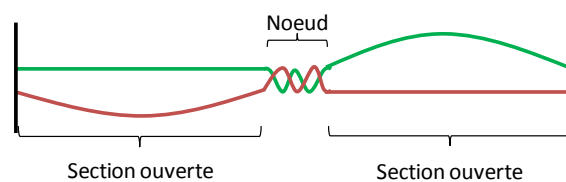


Figure 4.2. Représentation schématique de la structure d'une mèche comélée.

Les résultats des essais cycliques montrant une déformation permanente et une phase de comportement non linéaire moins marquée après une première mise en tension de la mèche tendent à confirmer ces hypothèses de réorganisation de la structure interne de la mèche. La réduction marquée de la section de la mèche dans les sections ouvertes au fur et à mesure que les fibres entrent en tension lors de la phase de comportement non linéaire initiale, ainsi que la réduction de section dans les zones de nœud, là aussi plus marquée dans la phase de comportement non linéaire, vont aussi dans ce sens.

Dans [CHU06] un modèle décrivant l'effet de la mise en tension différée de filaments lors de la sollicitation en traction d'un *roving* a été proposé et validé, l'origine de cette mise en tension différée étant une sur-longueur des filaments par rapport à la longueur de la mèche. La fraction de sur-longueur du filament i étant noté θ_i , quand un *roving* de longueur L est soumis à un déplacement u , la déformation de la fibre i peut s'écrire :

$$\varepsilon_i = \frac{u - \theta_i L}{(1 + \theta_i)L} = \frac{e - \theta_i}{1 + \theta_i} \quad (4.10)$$

Avec $e = \frac{u}{L}$ la déformation de la mèche. Ce qui revient simplement à dire que le filament, de longueur $(1 + \theta_i)L$ ne se déforme que lorsque le déplacement imposé à la mèche $u = eL$ dépasse la valeur de sur-longueur $\theta_i L$.

En supposant un comportement linéaire élastique des fibres de module E et un grand nombre de fibres dans la mèche, le comportement contrainte déformation du *roving* peut s'écrire :

$$\sigma_{11} = \sigma_\theta(e) = E \int_\theta \frac{e - \theta}{1 + \theta} dG_\theta(\theta) \quad (4.11)$$

Avec $G_\theta(\theta)$ la densité cumulée d'activation rendant compte de l'évolution de la fraction de fibres entrées en tension dans la mèche.

Les différents mécanismes décrits précédemment pour expliquer la phase de comportement non linéaire initiale peuvent être considérés comme agissant de manière équivalente à une mise en tension différée des fibres. Il est donc intéressant de tester si le modèle utilisé pour les *rovings* peut décrire le comportement des mèches comélées.

Dans la suite, le module d'Young de la mèche comélée sera noté E_{GFPP} . L'estimation de sa valeur sera discutée dans la section suivante.

Il est clair que prédire la forme de $G_\theta(\theta)$ en se basant sur l'étude de la structure des mèches comélées est inenvisageable. Cependant elle peut être extraite des résultats expérimentaux en traçant la dérivée normée de la courbe contrainte-déformation sur laquelle une forme prédéfinie de $G_\theta(\theta)$ est interpolée. C'est ce qui a été fait en utilisant la courbe de comportement moyenne des mèches obtenue dans la configuration d'essai $200 \text{ mm} - 2 \text{ mm/min}$ avec les mèches avant tissage (voir sur la Figure 4.3).

Les données expérimentales ne sont disponibles qu'à partir de la précharge, pour laquelle 30 % du module final a déjà été atteint. Pour les simulations, il est évidemment nécessaire de modéliser la phase de comportement avant la précharge et quelques essais de traction sur mèches ont donc été

réalisés avec des précharges plus faibles. La Figure 4.3.a permet de montrer qu'une loi exponentielle de type Weibull (voir équation 4.12) permet de bien décrire le comportement réel des mèches :

$$G_\theta(\theta) = 1 - e^{-(\theta/\lambda)^m} \quad (4.12)$$

Les paramètres de la loi identifiés dans la configuration d'essai $200 \text{ mm} - 2 \text{ mm/min}$ sont $\lambda = 0,006$ et $m = 1,9$. La validité de ce choix en ce qui concerne la phase de comportement avant la précharge a pu être confirmée sur les essais réalisés avec une précharge plus faible.

Malheureusement, l'utilisation de cette forme de $G_\theta(\theta)$ rend le calcul de l'intégrale 4.11 impossible analytiquement (voir annexe D). L'introduction d'une loi de comportement avec calcul numérique de l'intégrale conduirait à une complexité et à des temps de calcul très pénalisants. Un bon compromis entre complexité et réalisme conduit à considérer une forme linéaire de la fonction $G_\theta(\theta)$:

$$G_\theta(\theta) = \frac{\theta}{\theta_{max}} 1_{[0, \theta_{max}[}(\theta) + 1_{[\theta_{max}, \infty[}(\theta) \quad (4.13)$$

$$\text{Avec } 1_{[a, b[}(\theta) = \begin{cases} 1 & \text{si } a \leq \theta < b \\ 0 & \text{sinon} \end{cases}$$

Le paramètre θ_{max} est identifié (voir Figure 4.3.b). La valeur $\theta_{max} = 0,008$ est obtenue. Même si le recalage est moins bon, le modèle permet d'aboutir à une bonne approximation du comportement réel.

En injectant l'équation 4.13 dans l'équation 4.11, le comportement contrainte-déformation de la mèche comélee s'exprime alors [CHU06] :

$$\begin{aligned} \sigma_\theta(e) &= \frac{E_{GFPP}}{\theta_{max}} [(e + 1) \ln(1 + e) - e] & 0 \leq e \leq \theta_{max} \\ \sigma_\theta(e) &= \frac{E_{GFPP}}{\theta_{max}} [(e + 1) \ln(1 + \theta_{max}) - \theta_{max}] & e \geq \theta_{max} \end{aligned} \quad (4.14)$$

Lorsque $e \geq \theta_{max}$ le comportement modélisé est donc linéaire.

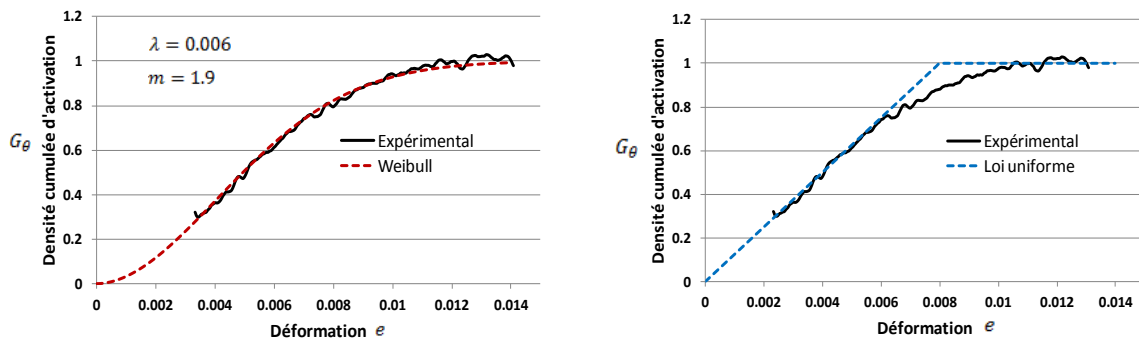


Figure 4.3. Interpolation de la densité cumulée d'activation : a. Weibull, b. Linéaire.

Sur la Figure 4.4.a, la courbe expérimentale de comportement contrainte-déformation et le comportement modélisé avec l'équation 4.14 sont représentés. Cette comparaison montre que le modèle décrit de manière correcte le comportement réel des mèches : l'écart relatif entre les valeurs de contraintes expérimentales et les valeurs calculées grâce au modèle dans la phase de comportement linéaire est de moins de 5 %.

Dans [CHU06], $G_\theta(\theta)$ est modélisé sous forme linéaire par morceaux. L'ajout de paramètres permet bien sûr de mieux décrire le comportement réel : dans l'exemple présenté sur la Figure 4.4.b, trois paramètres ont été identifiés : une valeur de θ intermédiaire, $\theta_i = 0,006$ pour laquelle $G_\theta(\theta) = 0,75$ et la valeur de θ « finale », $\theta_{max} = 0,01$ pour laquelle $G_\theta(\theta) = 1$. L'utilisation d'une forme linéaire par morceaux complexifie toutefois grandement le modèle et implique l'identification de paramètres supplémentaires. Cette deuxième voie ne sera donc pas retenue.

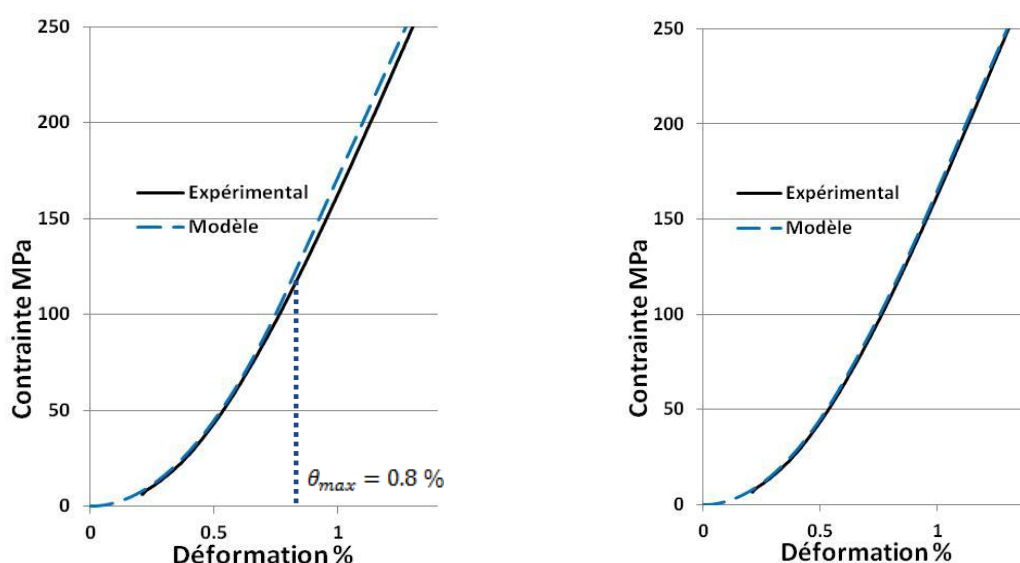


Figure 4.4. Comparaison courbe expérimentale/modèle : a. Forme linéaire (1 paramètre identifié), b. Forme linéaire par morceaux (3 paramètres identifiés).

Comme observé sur les résultats expérimentaux, la phase de comportement non linéaire initiale n'est pas influencée par la longueur d'échantillon ou la vitesse de déformation dans la gamme testée. Le paramètre θ_{max} identifié dans la configuration 200 mm - 2 mm/min pour les mèches saines (avant tissage) peut donc être utilisé dans les autres configurations d'essai. Le paramètre θ_{max} qui sera identifié sur les résultats d'essais sur mèches extraites des tissus (et dont la valeur sera inférieure à celle identifiée sur les mèches saines étant donnée la phase de comportement non linéaire initiale réduite) sera donc supposé indépendant de la longueur de mèche sollicitée et de la vitesse de déformation.

À noter que le modèle proposé suppose une valeur initiale nulle de la densité d'activation cumulée : la pente initiale de la courbe contrainte-déformation est donc nulle. Comme cela peut être observé sur la Figure 4.5, les résultats des essais réalisés avec une précharge plus faible que celle utilisée dans le cadre du Chapitre 2 sur mèches saines confirment que cette hypothèse est raisonnable. Elle semble aussi l'être pour les mèches extraites des tissus, mais ne serait plus valide pour des mèches ayant subi des mises en tension préalables significatives (dépassant la dizaine de Newtons) au vu des résultats des essais cycliques présentés dans la section 2.1.1.4.

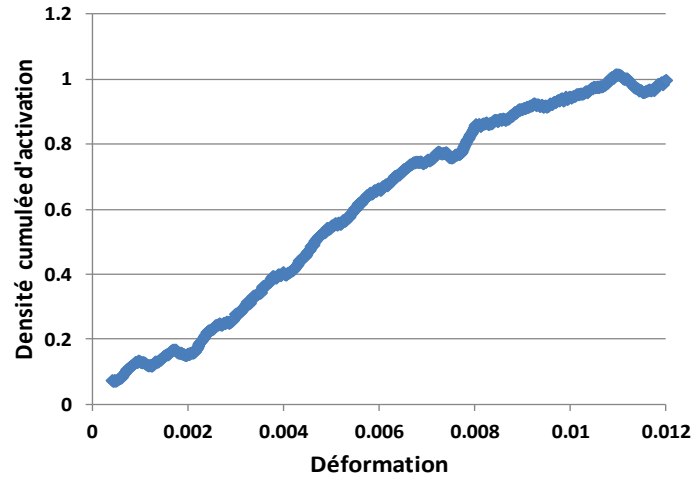


Figure 4.5 Évolution de la densité cumulée d'activation en fonction de la déformation pour un essai réalisé avec une précharge faible.

Le modèle permettant de décrire la phase de comportement non linéaire initiale étant posé, on s'intéresse maintenant au module d'Young dans la phase de comportement linéaire des mèches comélées.

4.1.2.1.2. Module d'Young

Une simple loi des mélanges permet de donner une estimation du module d'Young E_{GFPP} d'une mèche comélée au sein de laquelle toutes les fibres seraient parallèles et parfaitement alignées selon la direction de la mèche. Avec un module de 73 GPa pour la fibre de verre (obtenu expérimentalement sur les *rovings* de verre, voir section 2.1.1) et un module de $1,5 \text{ GPa}$ pour le polypropylène (valeur moyenne rencontrée dans la littérature) et connaissant les fractions volumiques des deux constituant dans la mèche (voir section 1.4), un module d'Young maximum $E_{max} \approx 38 \text{ GPa}$ devrait être observé pour une telle mèche. Le module d'Young réel mesuré est en fait plus faible que le module d'Young E_{max} , les résultats expérimentaux montrant un module de l'ordre 30 GPa . En effet, même si l'hypothèse peut être faite qu'une fois que le comportement de la mèche est linéaire les fibres de verre sont droites dans les sections ouvertes, elles restent entremêlées dans les zones de nœud. Dans [TOR11], un modèle a été proposé pour estimer le module d'Young des mèches comélées en prenant en compte l'entremêlement des fibres dans les zones de nœud. L'hypothèse est faite que dans la phase de comportement linéaire, toutes les fibres sont en tension au sein de la mèche. Il est de plus fait l'hypothèse que les fibres de verre sont droites dans les sections ouvertes. Pour décrire l'effet de l'entrelacement des fibres dans les zones de nœud, un modèle développé pour estimer le module des mèches twistées est utilisé. Le modèle mécanique correspondant est présenté sur la Figure 4.6.

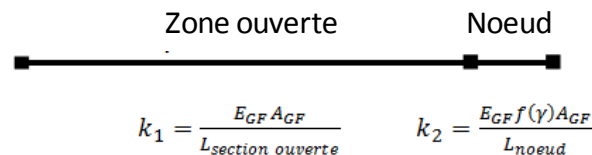


Figure 4.6. Modèle mécanique pour le calcul du module d'une mèche comélée.

Dans ce modèle, la mèche est assimilée à un assemblage de deux ressorts en série. L'influence de la présence du polypropylène sur le module de la mèche est négligée. La longueur de la mèche L est décomposée en deux parties représentatives de la longueur des zones de nœud et des sections ouvertes :

$$L = L_{section\ ouverte} + L_{noeud} = (1 - x)L + xL \quad (4.15)$$

Avec x le degré d'entrelacement de la mèche. La raideur des ressorts correspondants aux zones de nœuds (k_1) et aux sections ouvertes (k_2) est calculée connaissant la section de matière A_{GF} des fibres de verre, leur module E_{GF} et la longueur des différentes zones selon les formules présentées sur la Figure 4.6. Dans les zones de nœud, l'influence de l'entremêlement des fibres est prise en compte par le biais d'un facteur $f(\gamma)$, avec γ un angle de twist. La raideur k de la mèche est calculée simplement en exprimant la raideur de l'assemblage des ressorts en série :

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} \quad (4.16)$$

Son module d'Young est déduit par :

$$E_{GFPP} = \frac{kL}{A_{GFPP}} \quad (4.17)$$

Avec A_{GFPP} la section de matière totale dans la mèche ($A_{GFPP} = A_{GF} + A_{PP}$). Dans la construction de ce modèle, les hypothèses que toutes les fibres sont en tension dans la mèche lors de la phase de comportement linéaire et qu'aucune n'a été cassée par le procédé de comélage sont donc faites. L'expression finale du module obtenue est :

$$E_{GFPP} \approx \frac{E_{max}}{1 + x \left(\frac{1}{f(\gamma)} - 1 \right)} \quad (4.18)$$

L'équation 4.18 est une version légèrement simplifiée par rapport à celle de Torun [TOR11] qui prenait en compte l'influence de la présence du polypropylène bien qu'elle soit très faible. Dans les travaux de Torun [TOR11], l'angle γ est obtenu par :

$$\gamma = \cos^{-1} \left(\frac{1}{1 + \frac{OD_{GF}}{x}} \right) \quad (4.19)$$

Cette formule rend compte de l'hypothèse faite dans les travaux de Torun que la suralimentation en verre ($OD_{GF} = 2\%$) est intégralement consommée par twist dans les zones de nœuds. En fait, comme cela a été discuté dans la section 4.1.2.1.1, une partie de la suralimentation en verre est aussi consommée dans les zones ouvertes. Dans notre modèle, seulement une fraction de la suralimentation en verre effectivement consommée dans les zones de nœuds et notée $OD_{GF\ noeud}$ sera donc considérée dans cette formule.

De plus Torun utilise la formule développée par Gegauff [GEG07], c'est-à-dire $f(\gamma) = \cos^2(\gamma)$, pour estimer le module d'Young d'une mèche twistée en se basant sur le modèle idéalisé de mèche présenté sur la Figure 1.15. La valeur de E_{GFP} calculée avec ces hypothèses, environ 37 GPa, est à peine inférieure à la valeur de E_{max} (38 GPa). Torun explique la différence entre la valeur prédite par le modèle et la valeur réelle par l'effet de l'endommagement du comelage conduisant à la rupture de fibres. Dans notre cas néanmoins, l'observation des mèches (Figure 1.16 par exemple) montre que très peu de fibres semblent cassées au sein de la mèche avant tissage. De plus, quelques modifications simples du modèle permettent d'obtenir une valeur du module plus proche de la réalité :

- Comme détaillé dans la section 1.7.1.1.3, le modèle en $\cos^2$ peut sous-estimer de manière importante l'influence du twist sur le module : il prend en compte l'angle entre les fibres et la direction de traction, mais pas les mécanismes de réorganisation de sa structure et notamment la diminution de son diamètre au cours de la sollicitation en traction ;
- L'angle de twist dépend de sa position radiale. Le modèle en $\cos^2$, ou plus généralement les modèles estimant l'influence du twist sur le module d'une mèche, s'appliquent pour l'angle de twist α correspondant à la fibre située sur l'enveloppe extérieure de la mèche. L'angle de twist moyen θ_{moyen} des fibres au sein de la mèche est inférieur à α et peut être estimé par [MADS07] :

$$\theta_{moyen} = \alpha + \frac{\alpha}{\tan^2 \alpha} - \frac{1}{\tan \alpha} \quad (4.20)$$

L'angle γ calculé grâce à l'équation 4.19 correspond en fait à l'angle de twist moyen des fibres. L'angle utilisé dans l'équation 4.18 ne devrait donc pas être, γ mais plutôt l'angle α calculé en utilisant l'équation 4.20 avec $\theta_{moyen} = \gamma$.

La difficulté principale vient de l'évaluation précise des paramètres entrant en jeu dans le modèle. Le calcul a été fait en utilisant $x = 0,1$ (valeur utilisée dans [TOR11]) et $OD_{GF\ noeud} = 1,5\%$. La suralimentation de verre est donc considérée consommée aux $\frac{3}{4}$ dans les zones de noeud. Un angle de twist moyen de 30° est obtenu, correspondant à un angle de surface $\alpha \approx 42^\circ$. Il serait intéressant de mesurer cet angle par observation directe sur les mèches pour confirmer son ordre de grandeur.

Assez peu de résultats sont disponibles sur mèches twistées avec des angles aussi importants, mais en extrapolant les résultats des essais moyens présentés dans [RAO99], une valeur $f(\alpha) \approx 0,3$ peut être estimée. Un module E_{GFP} de 31 GPa est alors obtenu, donnant une bonne estimation du module réel des mèches.

Les résultats présentés dans les deux paragraphes précédents permettent d'expliquer la variabilité du comportement en traction des mèches comelées observée sur les résultats expérimentaux : le comelage conduit à des variations des valeurs de suralimentation, du degré d'entrelacement x et de la répartition de suralimentation d'un échantillon à l'autre et par conséquent à une variabilité de la taille de la zone de comportement non linéaire et du module des mèches. Il est d'ailleurs intéressant de noter que les résultats expérimentaux montrent une corrélation entre la taille de la zone de comportement non linéaire et le module des mèches comelées (voir Figure 4.7) : plus la taille de la phase de comportement non linéaire initiale est faible, plus le module de la mèche est important. Ces résultats sont en accord avec les hypothèses qui ont été faites dans le cadre du modèle. En effet, en se limitant

(pour simplifier) au cas d'une variation de la valeur de suralimentation entre deux échantillons, la section 4.1.2.1.1 a permis de montrer que la phase de comportement non linéaire initiale était la conséquence directe de l'ondulation des fibres dans la mèche et donc de la suralimentation. La valeur de θ_{max} (équation 4.13) et par conséquent la taille de la phase de comportement non linéaire initiale augmente donc avec la suralimentation. Les équations 4.18 et 4.19 permettent quant à elles de montrer que plus la suralimentation est importante, plus le module des mèches coméleées est faible. Ces deux observations expliquent donc la tendance observée sur la Figure 4.7.

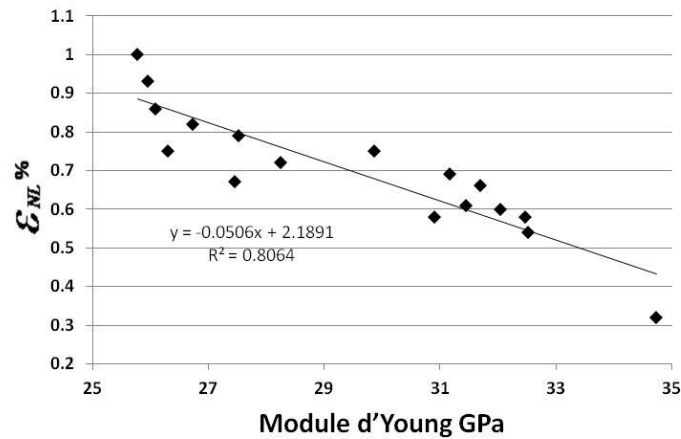


Figure 4.7. Corrélation entre la taille de la phase de comportement non linéaire et le module d'Young (configuration d'essai 200 mm – 2mm/min).

L'effet de l'endommagement et de la rupture de fibres lors du tissage (pour les mèches de trame particulièrement) peut être pris en compte dans le calcul du module par l'ajout d'un facteur d'endommagement. L'évaluation de cet endommagement autrement qu'expérimentalement semble toutefois délicate.

De plus, les essais cycliques sur mèche présentés au Chapitre 2 ont montré que le module initial lors de la décharge, effectuée dans la phase de comportement linéaire, était proche de 38 GPa, c'est-à-dire la valeur de E_{max} . Cette valeur est cohérente avec les hypothèses faites précédemment à plusieurs niveaux. En effet, lors de la charge dans la phase de comportement linéaire, et d'après les hypothèses du modèle présenté, la valeur inférieure du module réel des mèches par rapport à E_{max} est la conséquence du désalignement des fibres avec la direction de traction dans les zones de nœud et de la réorganisation de la structure de ces nœuds tout au long de la sollicitation en traction, conduisant à la diminution continue du diamètre de la mèche. L'analyse des résultats expérimentaux montre que, lorsque la décharge est amorcée, le diamètre de la mèche dans les zones de nœud reste initialement relativement constant. On peut donc faire l'hypothèse que seule l'influence du désalignement des fibres avec la direction de traction joue alors un rôle. L'influence de ce désalignement sur le module peut être estimée par le modèle de Gegauff ($f(\gamma) = \cos^2(\gamma)$), qui comme cela a déjà été mentionné, ne rend compte que d'une faible diminution du module calculé par rapport à E_{max} . Cela explique pourquoi le module initial observé à la décharge est proche de E_{max} et confirme au passage les hypothèses faites dans le modèle pour le calcul du module : pas ou très peu de fibres cassées par le procédé de comélage, toutes les fibres de verre sont en tension dans la mèche dans la phase de comportement linéaire.

Le modèle proposé permet de décrire le comportement des mèches coméleées jusqu'à la phase de comportement linéaire. La phase de rupture des mèches doit maintenant être considérée.

4.1.2.1.3. Mécanismes de rupture

4.1.2.1.3.1. Sollicitation quasi statique

Aucun modèle permettant d'estimer les efforts à rupture des mèches coméleées n'a été trouvé dans la littérature. En se basant sur l'analyse bibliographique présentée dans le Chapitre 1, les tendances observées sur les essais peuvent être en partie expliquées. Comme mentionné dans la section 1.7.1.1.3, le twist peut conduire à une augmentation des efforts à rupture des mèches pour des angles modérés comparé à des mèches équivalentes non twistées. Cependant, au-delà de 15° la mèche twistée devient en général moins résistante que la non twistée. L'angle de twist au niveau des zones de nœud calculé dans la section précédente est bien supérieur à 15°. Donc, en négligeant l'influence de la présence du polypropylène, dans des conditions de chargement quasi statique, les mèches coméleées devraient casser dans les zones de nœud pour des valeurs d'effort moins importantes que les *rovings* de verre, ce qui est confirmé expérimentalement. Comme le montrent ces mêmes essais, la rupture brutale des mèches coméleées est d'ailleurs plus proche de celle observée sur les mèches twistées que l'adoucissement progressif observé sur les *rovings*. Par ailleurs, les résultats expérimentaux présentés sur la Figure 4.8 montrent que les mèches ayant des modules importants, donc avec moins de nœuds ou des nœuds conduisant à des angles de twist moins importants des fibres, sont aussi les mèches qui cassent pour les valeurs d'efforts les plus élevées. Nous pouvons conclure qu'une rupture anticipée brutale dans les zones de nœud sera le mode de ruine privilégiée de la mèche coméleée.

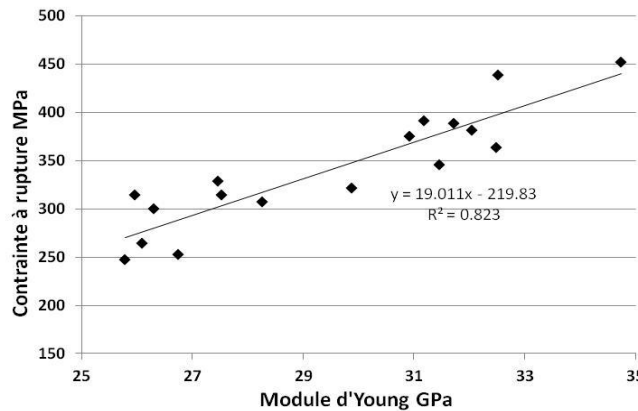


Figure 4.8. Corrélation contrainte à rupture-module d'Young (configuration d'essai 200 mm – 2mm/min).

4.1.2.1.3.2. Influence de la vitesse de déformation

Le modèle mécanique présenté sur la Figure 4.6 montre que la présence des nœuds conduit à une inhomogénéité des déformations dans les mèches coméleées. En effet, si la mèche est soumise à une vitesse de déplacement en traction $\dot{u}$, les vitesses de déplacement dans les sections ouvertes (indice 1) et les zones de nœud (indice 2) seront :

$$\dot{u}_1 = \frac{\dot{u}k_2}{k_1 + k_2} \approx 0,73\dot{u}$$

Et

$$\dot{u}_2 = \frac{\dot{u}k_1}{k_1 + k_2} \approx 0,27\dot{u}$$

Les vitesses de déformation de la mèche correspondantes dans ces zones sont donc (dans la suite la vitesse de déformation de la mèche est notée $\dot{e}$ et la vitesse de déformation des fibres $\dot{\epsilon}$) :

$$\dot{\epsilon}_1 = \frac{\dot{u}_1}{L_1} \approx \frac{0,67\dot{u}}{0,9L} \approx 0,81\dot{e}$$

Et

$$\dot{\epsilon}_2 = \frac{\dot{u}_2}{L_2} \approx \frac{0,27\dot{u}}{0,1L} \approx 2,7\dot{e}$$

Dans les sections ouvertes, les fibres étant droites (quand le comportement est linéaire), la vitesse de déformation des fibres dans ces zones est :

$$\dot{\epsilon}_1 = \dot{\epsilon}_2 = 0,81\dot{e}$$

Dans les zones de noeud, il faut prendre en compte le twist des fibres qui implique :

$$\dot{\epsilon}_2(\theta) = \dot{\epsilon}_2 \cos^2(\theta)$$

Avec θ l'angle de twist [RAO99].

En prenant en compte l'angle de twist moyen des fibres (30°), la vitesse de déformation moyenne des fibres dans les zones de nœud sera $\dot{\epsilon}_2 \approx 2\dot{e}$. Ainsi, comme le confirment les résultats expérimentaux, quand la vitesse de déformation $\dot{e}$ à laquelle est soumise la mèche est augmentée, la ténacité de la mèche comélée augmente plus rapidement que celle du *roving* de verre. Ceci est dû au fait que, dans les zones de nœuds, là où la mèche est la moins résistante, la vitesse de déformation des fibres augmente de manière plus importante. De ce fait, quand des vitesses de déformation importantes sont atteintes, la mèche pourrait commencer à casser préférentiellement dans les zones ouvertes et non dans les zones de nœud. Les phénomènes de fragmentation (voir section 1.7.1.1.3) ou bien l'influence de la présence du PP, pourraient alors expliquer les constatations expérimentales montrant que la contrainte à rupture de la mèche comélée peut alors devenir plus importante que celle du *roving* de verre.

4.1.2.1.3.3. Modélisation de la rupture

Le modèle décrit dans la section 4.1.2.1.1 permet une bonne description du comportement de la mèche jusqu'à la phase de comportement linéaire. Dans des conditions d'essai quasi statique, une fois cette phase de comportement linéaire atteinte, il est possible de considérer que ce modèle est suffisant et que la mèche casse brutalement une fois la valeur de l'effort limite atteinte et qu'une partie de la charge est ensuite reprise par le polypropylène. La Figure 4.9 montre en effet une correspondance acceptable avec les essais.

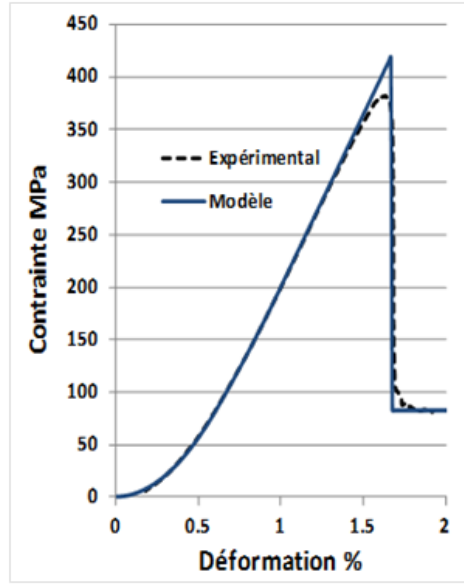


Figure 4.9. Modélisation de la rupture d'une mèche comélée.

Ce modèle n'est cependant pas totalement satisfaisant, car il ne décrit pas très fidèlement le comportement de la mèche au niveau du pic d'effort. Il n'est pas non plus adapté en dehors du cadre quasi statique puisque, avec les vitesses de déformation les plus élevées, une perte de linéarité prononcée apparaît avant la rupture (voir Figure 2.7). De plus étant donnée la forte dispersion de comportement observée entre échantillons, il est préférable de modéliser le comportement moyen des mèches comélées, tel que présenté sur la Figure 2.7, ce qui conduit ici encore à considérer une perte progressive de linéarité.

Il est pour cela possible de se baser sur les résultats utilisés pour la modélisation du comportement des *rovings*. Le modèle de Weibull, présenté dans la section 1.7.1.1.2, permet de décrire le comportement d'un ensemble de fibres parallèles qui n'interagissent pas entre elles. Le comportement du *roving* n'est alors que le comportement moyen des fibres qui le composent. Si un tel modèle est appliqué non pas à un assemblage de fibres, mais à un assemblage de mèches, il permet de la même manière de rendre compte de leur comportement moyen. Bien sûr, le modèle n'est pas applicable tel quel puisque contrairement aux fibres, le comportement des mèches n'est pas linéaire élastique fragile. Le modèle a donc été légèrement modifié et la formule suivante est proposée pour décrire le comportement moyen des mèches comélées :

$$\sigma(e) \approx \sigma_{\theta}(e) \exp^{-L\left(\frac{e}{e_0}\right)^m} + \sigma_{PP} \left(1 - \exp^{-L\left(\frac{e}{e_0}\right)^m}\right) \quad (4.21)$$

$\sigma_{\theta}(e)$ correspond à l'expression développée dans l'équation 4.14 qui permet de décrire le comportement des mèches comélées jusqu'à la phase de comportement linéaire. e_0 et m sont les paramètres de la loi de Weibull et sont liés ici aux valeurs et à la variabilité de la déformation à rupture des mèches comélées. La deuxième partie de l'équation rend compte du fait qu'une partie de l'effort est repris par le PP quand une mèche comélée casse. e_0 et m sont identifiés de manière à reproduire les résultats expérimentaux. Ces paramètres ont été identifiés dans la configuration d'essai 200 mm – 2 mm/min. Les valeurs $\sigma_{PP} = 100 \text{ MPa}$, $e_0 = 0,0164$ et $m = 17$ ont été obtenues et permettent une description très correcte du comportement moyen des mèches comélées comme illustré Figure 4.10.

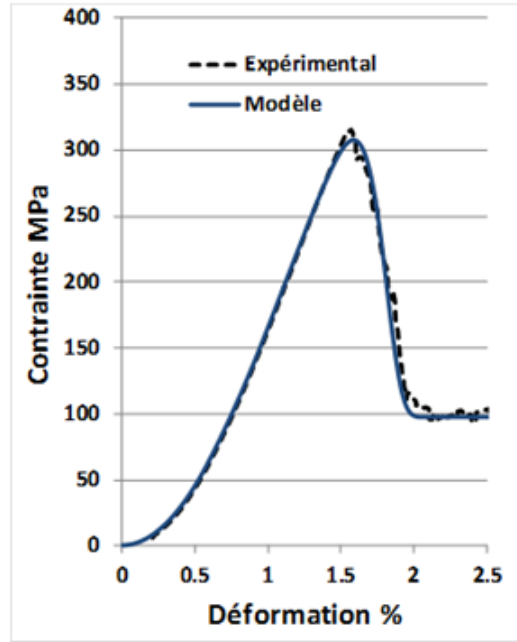


Figure 4.10. Modélisation du comportement moyen des mèches.

En supposant que e_0 et m ne dépendent pas de L , le modèle rend compte d'une diminution de la résistance à rupture de 7 % entre les longueurs 200 mm et 500 mm, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux (diminution de 6 % observée) dans les conditions de chargement quasi statiques (voir section 2.1.1.3). La valeur de e_0 dépend de la vitesse de déformation pour traduire l'augmentation des efforts à rupture des mèches. De plus, e_0 et m dépendent également de la santé initiale des mèches. Les valeurs de e_0 et m seront en effet plus faibles pour les mèches endommagées par le procédé de tissage puisqu'elles présentent des efforts à rupture plus faibles et une plus grande dispersion de leurs propriétés. L'identification des paramètres e_0 et m doit donc tenir compte de tous ces paramètres.

Remarques :

- Il s'avère que ce modèle est en fait aussi adapté pour décrire le comportement d'une mèche seule en considérant cette fois-ci un modèle de Weibull bimodal avec donc 2 jeux de paramètres (e_0, m_0) et (e_1, m_1) :

$$\sigma(e) \approx \sigma_\theta(e) \exp^{-L\left\{\left(\frac{e}{e_0}\right)^{m_0} + \left(\frac{e}{e_1}\right)^{m_1}\right\}} + \sigma_{PP} \left(1 - \exp^{-L\left\{\left(\frac{e}{e_0}\right)^{m_0} + \left(\frac{e}{e_1}\right)^{m_1}\right\}}\right) \quad (4.22)$$

Le premier jeu de paramètres permet de décrire la perte progressive de linéarité avant la rupture aux vitesses de déformation élevées, le deuxième reproduit la rupture (la valeur de m_1 est donc très élevée, typiquement supérieure à 100). Les quatre paramètres ont été identifiés sur un résultat d'essai de traction (longueur 200 mm, vitesse 200 mm/min) et permettent une description très fidèle du comportement (voir Figure 4.11).

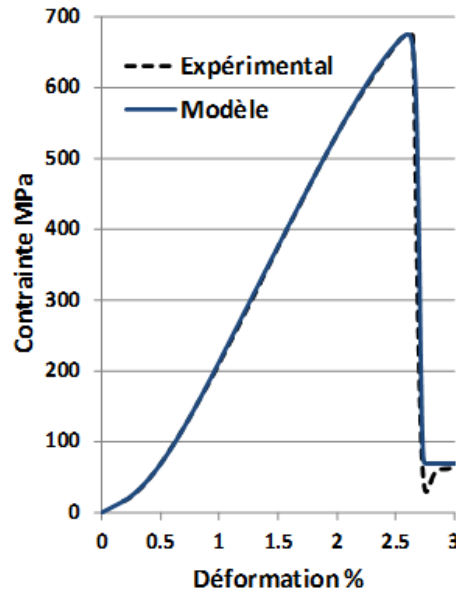


Figure 4.11. Modélisation du comportement d'une mèche seule.

- Le modèle proposé semble par ailleurs aussi adapté à la description du comportement en traction uniaxiale des tissus dans les directions trame et chaines, les valeurs de θ_{max} et de module utilisé prenant alors intrinsèquement en compte l'effet de l'embuvage des mèches au sein du tissu.

4.1.2.1.4. Identification des paramètres et implémentation

Le modèle proposé dans le paragraphe précédent permet de décrire le comportement moyen des mèches coméleées jusqu'à la phase de rupture de la fibre de verre.

Le modèle mécanique permettant d'estimer le module d'Young de la mèche coméleée montre par ailleurs que, au moins dans la phase de comportement linéaire, la déformation n'est pas homogène le long de la mèche. Toutefois dans le cadre des simulations, la déformation sera supposée homogène le long de la mèche. Il faudrait sinon pouvoir localiser, pour chaque mèche, la position des nœuds et sections ouvertes le long de sa trajectoire et implémenter leur comportement spécifique, ou introduire une approche de la localisation probabiliste qui ne sera pas à l'étude dans cette thèse.

Conformément à la discussion de la section 2.2.1.3, en première approche, la longueur L à considérer dans l'équation 4.21, (longueur devant être choisie pour les mèches au sein du tissu égale à la longueur critique relative à leur comportement dans l'environnement tissé) sera choisie égale à la longueur globale de la mèche.

Les paramètres concernant la phase de comportement non linéaire initiale sont identifiés directement sur les courbes expérimentales moyennes. Pour les mèches de trame et les mèches dans la direction chaîne (mèches de chaîne et *binders*) une valeur $\theta_{max} \approx 0,007$ est obtenue. Comme l'ont montré les résultats expérimentaux, dans le sens chaîne, le module des mèches est $E_{GFPP} \approx 29 \text{ GPa}$, dans le sens trame on a $E_{GFPP} \approx 24 \text{ GPa}$, le module ayant été réduit par l'endommagement de tissage qui a conduit à la rupture de fibres. De plus on rappelle que les valeurs de E_{GFPP} et θ_{max} varient très peu

avec la vitesse de déformation et avec la longueur de mèche sollicitée. Elles seront donc supposées constantes dans la suite.

Dans un premier temps on ne considère que le comportement jusqu'à la phase linéaire. Les problématiques liées à la rupture seront discutées dans la suite. En utilisant les résultats de la section 4.1.2.1.1 et en prenant en compte la section du modèle géométrique (module apparent), l'évolution des contraintes en fonction des déformations s'écrit sous la forme :

$$\begin{aligned} \sigma_{11} &= \frac{E_{GFPP} V_f}{\theta_{max}} [(\varepsilon_{11} + 1) \ln(1 + \varepsilon_{11}) - \varepsilon_{11}] & 0 \leq \varepsilon_{11} \leq \theta_{max} \\ \sigma_{11} &= \frac{E_{GFPP} V_f}{\theta_{max}} [(\varepsilon_{11} + 1) \ln(1 + \theta_{max}) - \theta_{max}] & \varepsilon_{11} \geq \theta_{max} \end{aligned} \quad (4.23)$$

Avec $V_f = \frac{S_{mat}}{S_{mèche}}$ la fraction volumique de fibre dans la mèche. On rappelle que la section de matière dans les mèches coméleées est $S_{mat} = 0,231 \text{ mm}^2$. $S_{mèche}$ est la section du modèle géométrique de la mèche.

L'équation 4.23 permet de calculer l'évolution des incréments de contrainte $d\sigma_{11}$ en fonction des incréments de déformations $d\varepsilon_{11}$ et donc d'obtenir la forme de S_{1111} . Cette loi de comportement a été implémentée dans le cadre de la loi hypoélastique présentée précédemment [BAD08-WEN13]. Les détails concernant le fonctionnement de la VUMAT Abaqus/Explicit® utilisée à cet effet sont disponibles dans [BAD08].

Une simulation d'un essai de traction sur un modèle de mèche a été réalisée pour valider l'implémentation du comportement en traction (voir Figure 4.12).

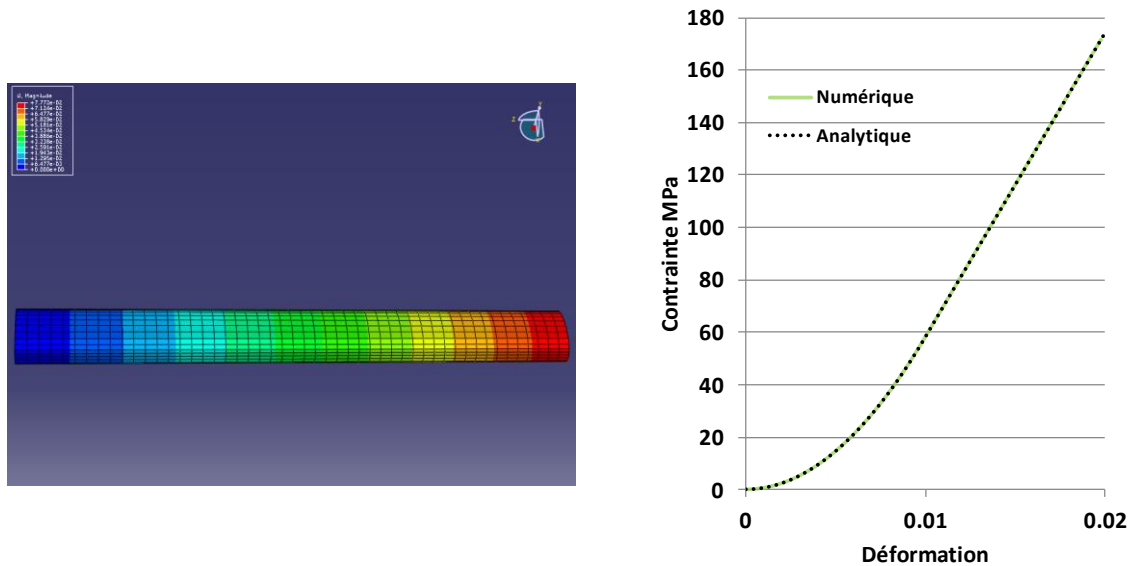


Figure 4.12. Validation du comportement en traction jusqu'à la phase de comportement linéaire.

Le résultat de la simulation est bien conforme au comportement implémenté.

Le comportement à rupture moyen des mèches modélisé dans le paragraphe précédent a aussi été implémenté. La comparaison entre le modèle (équation 4.21) et les résultats de la simulation sont présentés Figure 4.13.

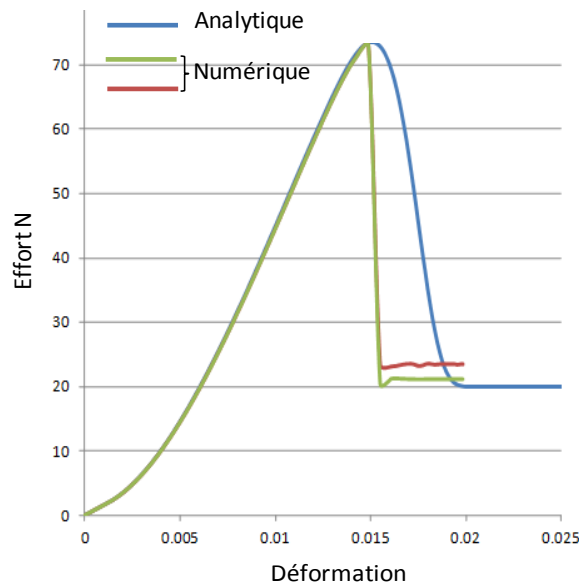


Figure 4.13. Validation du comportement à la rupture.

Jusqu'au pic d'effort, les résultats de la simulation sont cohérents avec le modèle implémenté, mais, au-delà de celui-ci les résultats divergent. Ceci est dû au phénomène de localisation découlant de la méthode de résolution numérique. Une description détaillée de l'origine de ce phénomène peut être trouvée dans les travaux de Le Mauff [LeM12]. Il est possible de supprimer ce phénomène en utilisant des limiteurs de localisation tels que les modèles non locaux ou les modèles à taux limité ou à effet retard [LeM12]. L'utilisation de ces limiteurs peut toutefois augmenter sensiblement les temps de calcul. De plus, il est à noter que lorsque le pic d'effort est atteint, une part non négligeable (au moins 5 %) des mèches ont déjà rompu (le calcul peut être effectué en utilisant les équations présentées dans la section 1.7.1.1.2). Ainsi, si l'objectif n'est pas d'étudier la ruine du renfort comme dans le cas de la mise en forme où on cherchera à éviter ce phénomène, il est dans un premier temps inutile de faire appel à ces méthodes.

4.1.2.2. Modélisation et implémentation du comportement transverse

Comme l'ont montré les résultats expérimentaux, le comportement de la mèche analysé suite aux essais fait apparaître une relation entre tension et dimension de la section. Un couplage entre comportement transverse et longitudinal doit donc être implémenté. Dans la phase de comportement non linéaire initiale, l'évolution du diamètre de la mèche est différente dans les zones de nœud et dans les sections ouvertes. Dans les sections ouvertes, la mise en tension progressive des fibres conduit à un défoisonnement de la structure de la mèche et à un alignement des fibres. Une rapide diminution du diamètre est alors observée. Dans les zones de nœud la diminution du diamètre de la mèche est une conséquence de l'entrelacement des fibres. Lorsque la phase de comportement linéaire est atteinte, le diamètre est quasi homogène le long de la mèche. Il continue toutefois à diminuer, bien que de manière moins prononcée qu'au cours de la phase de comportement non linéaire initiale.

La difficulté principale dans l'utilisation de ces résultats vient du fait que, comme l'a montré l'analyse des tomographies dans le Chapitre 3, les nombreux contacts entre mèches dans le tissu conduisent à une faible variation de l'aire de leur section par rapport aux dispersions constatées avant tissage. Ainsi, dans le tissu, l'aire de la section des mèches est donc initialement quasi constante et proche de

celle des zones de noeud. Pour estimer la réduction de diamètre des mèches au sein des tissus lorsqu'elles seront sollicitées en tension, il semble donc préférable d'utiliser les résultats expérimentaux obtenus dans les zones de noeud.

Dans le cadre de la loi de comportement hypoélastique, au vu des résultats expérimentaux et de l'état de l'art sur l'étude du comportement des ensembles de fibres [TOL98], on peut supposer, dans ces zones de noeud, une évolution du rapport entre incréments de déformation longitudinale et transversale dépendant principalement de la fraction volumique de fibres. En effet, plus le diamètre de la mèche diminue (donc plus la fraction volumique de fibre augmente), moins il diminue rapidement avec la déformation longitudinale.

On peut de plus supposer, en première approximation, que ce rapport va tendre vers le coefficient de Poisson du matériau constitutif lorsque la fraction volumique de fibres V_f va s'approcher de 1, même si peu d'informations existent sur cette limite. Dans le cadre de la loi hypoélastique on pourra donc exprimer le rapport entre les coefficients S_{2211} et S_{1111} sous la forme :

$$\frac{S_{2211}}{S_{1111}} = -\frac{\nu_{GFPP}}{V_f^\alpha} \quad (4.24)$$

Pour la mèche comélée on peut estimer le coefficient de Poisson par une loi des mélanges :

$$\nu_{GFPP} = \nu_{GF}V_{GF} + \nu_{PP}V_{PP} \quad (4.25)$$

Avec ν_{GF} et ν_{PP} les coefficients de Poisson des fibres de verre et de polypropylène et V_{GF} et V_{PP} leurs fractions volumiques respectives dans la mèche. On rappelle que dans la mèche comélée on a $V_{GF} \approx V_{PP} \approx 0,5$. Les valeurs du coefficient de Poisson de ces deux matériaux sont d'après la littérature, $\nu_{GF} \approx 0,25$ et $\nu_{PP} \approx 0,4$. On obtient donc $\nu \approx 0,33$.

Les résultats présentés sur la Figure 2.14 permettent d'estimer un premier ordre de grandeur de α en calculant l'évolution du rapport entre incréments de déformation longitudinale et transversale en fonction de la fraction volumique de fibres. Cette dernière est calculée en supposant la mèche circulaire et connaissant la section de matière dans celle-ci. La valeur $\alpha \approx 3,5$ est obtenue. Il faudrait toutefois pour l'estimer de manière plus précise procéder à une étude plus approfondie du comportement transverse des mèches.

Cet aspect du comportement des mèches comélées a aussi été implémenté dans la VUMAT. La Figure 4.14 montre un exemple de résultat d'une simulation d'un essai de traction sur la mèche avec prise en compte du comportement transverse.

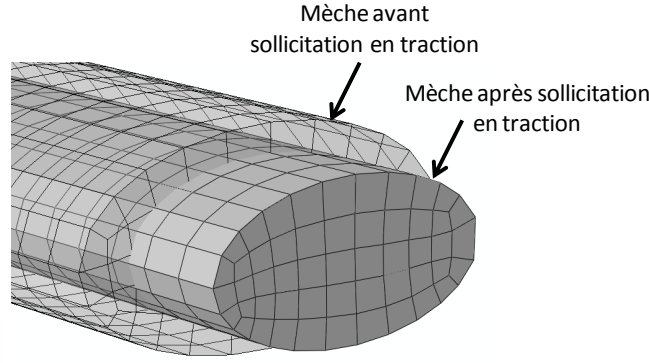


Figure 4.14. Essai de traction sur mèche montrant la réduction de la section transverse.

4.1.3. Comportement en compaction

Les résultats des essais de compaction présentés dans le Chapitre 2 ont permis de montrer que le comportement en compaction des mèches coméleées était typique de celui des milieux fibreux. Une loi puissance reliant l'évolution des contraintes de compaction à la fraction volumique de fibre proposée par [WEN13] et basée sur les travaux de Toll sera par conséquent réutilisée. Dans le cadre de ce modèle, la contrainte de compaction est écrite en fonction de la fraction volumique de fibres sous la forme (dans le cas d'une compaction dans la direction 3) :

$$\sigma_{33} = -K_c(V_f^\gamma - V_{f0}^\gamma) \quad (4.26)$$

Dans le cadre de la loi hypoélastique, le rapport entre incréments de déformations dans les directions 2 et 3 en compaction (rendant compte de l'étalement transverse) peut quant à lui s'écrire sous la forme [WEN13] :

$$\frac{d\varepsilon_{22}}{d\varepsilon_{33}} = -\nu_{GFPP} V_f^{n-1} \quad (4.27)$$

Comme pour la réduction de section transverse lors de la sollicitation en traction, l'hypothèse est faite que l'étalement en compaction dépend principalement de la fraction volumique de fibres et tend vers le coefficient de Poisson du matériau lorsque la fraction volumique de fibre tend vers 1. Les détails concernant le calcul des coefficients de la loi hypoélastique découlant des équations 4.26 et 4.27 peuvent être trouvés dans [WEN13].

Pour reproduire le comportement des mèches coméleées, il est ainsi nécessaire d'identifier trois paramètres : K_c , γ et n . Comme discuté dans la section 2.1.2, la structure des mèches coméleées n'a pas rendu possible la mesure de l'étalement transverse pendant la compaction. En première approximation la valeur de n identifiée par Wendling [WEN13] sur des *rovings*, c'est-à-dire $n = 2,4$, sera réutilisée. Il est clair qu'une étude de ce comportement pour les mèches coméleées serait nécessaire pour affiner cette valeur, mais les protocoles actuels du laboratoire ne le permettent pas pour l'instant. De plus, l'ordre de grandeur de la valeur peut être supposé correct, notamment dans les zones ouvertes où les fibres sont globalement orientées parallèlement comme dans les *rovings*.

Les valeurs de K_c et γ doivent ensuite être identifiées de manière à reproduire le comportement en compaction des mèches coméleées caractérisé dans le Chapitre 2. Comme discuté dans ce même

chapitre, il apparaît pour cela que l'utilisation d'une méthode d'identification inverse se basant sur la simulation d'un essai de compaction sur mèche de forme cylindrique soit la plus appropriée.

Les essais réalisés par l'université de Gand sur de faibles longueurs d'échantillons ont permis de mettre en évidence la variabilité du comportement en compaction des mèches coméleées selon les zones compactées (zones de nœud ou des zones ouvertes comme représenté sur la Figure 2.17). Les résultats de ces essais ne peuvent toutefois pas être utilisés pour identifier le comportement de la mèche dans ces différentes zones. En effet, seul un nombre très restreint d'essais a été effectué et les efforts maximaux atteints sont extrêmement faibles. D'autre part, seul le déplacement à partir de la première mesure de l'effort est connu et pas le diamètre initial de la zone de la mèche compactée. Les résultats des essais de compaction réalisés dans le cadre de ces travaux sur des longueurs plus importantes de mèche (Figure 2.15) et montrant une bonne répétabilité sont donc utilisés dans la suite. L'analyse de ces résultats dans la section 2.1.2 a permis de montrer que les efforts mesurés au cours de ces essais proviennent majoritairement de la compaction des zones de nœuds. En conséquence, les efforts de compaction mesurés grâce à ces essais ont été ramenés en termes d'effort par unité de longueur de ces zones de nœuds. Pour cela, l'hypothèse a été faite, comme pour la modélisation en traction du comportement des mèches, que ces zones de nœud représentaient en moyenne 1/10 de la longueur totale des mèches. Une simulation de compaction sur un modèle de mèche cylindrique de 0,8 mm de diamètre, diamètre typique de la mèche coméleée dans les zones de nœud, a alors été réalisée et les coefficients K_c et γ ont été ajustés de manière à reproduire le résultat force/déplacement expérimental (voir Figure 4.15). La valeur de V_{f0} a été choisie égale à la fraction volumique de fibre initiale c'est-à-dire. $V_{f0} \approx 0,46$.

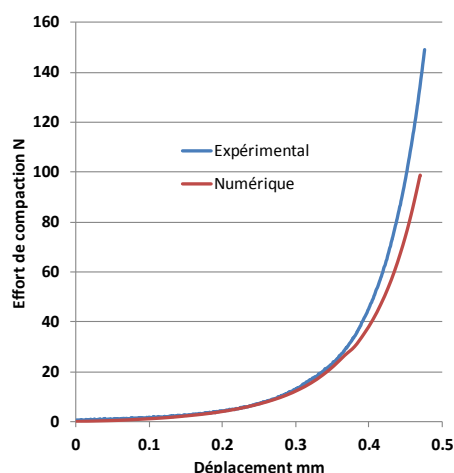
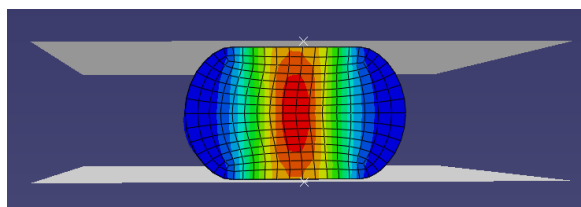


Figure 4.15. Identification des paramètres en compaction.

Les valeurs identifiées sont $K_c = 136$ et $\gamma = 6$. La valeur de γ est donc inférieure à celle obtenue dans les travaux de Wendling sur des *rovings* ($\gamma \approx 14$). Cela peut être expliqué par le fait que les fibres ne sont pas parfaitement alignées, mais entremêlées entre elles dans les zones de nœud : les résultats des travaux de Toll montrent en effet que plus l'arrangement des fibres est désorganisé, plus la valeur de γ est faible ; les valeurs de γ étant comprises entre 7 et 15,5 pour des ensembles de fibres quasi alignées et pouvant décroître jusqu'à 2 pour des ensembles de fibres totalement désorganisées [TOL98].

Les valeurs identifiées permettent de modéliser le comportement en compaction des mèches comélées dans les zones de nœud. Il serait ensuite nécessaire d'identifier le comportement en compaction dans les zones ouvertes, ce qui permettrait de combiner les résultats obtenus sur les deux zones afin d'estimer le comportement moyen en compaction des mèches comélées. Au vu de la discussion précédente il peut être supposé que, les fibres étant globalement mieux alignées dans les zones ouvertes, des valeurs de γ plus élevées y seraient identifiées, mais aussi que les valeurs de V_{f0} pour lesquelles les efforts de compaction commenceraient à apparaître seraient supérieures. Il faudrait pour pouvoir vérifier cette hypothèse réaliser des essais de compaction sur les zones ouvertes ce qui nécessiterait le développement de protocoles d'essai spécifiques. Dans le cadre de ces travaux, en première approche, le choix a été fait de considérer que le comportement dans les zones ouvertes est proche de celui identifié dans les zones de nœud. Le triplet de valeurs $K_c = 136$, $\gamma = 6$ et $n = 2,4$ sera donc utilisé dans le cadre des simulations pour modéliser le comportement en compaction des mèches.

4.2.Simulations

4.2.1.Maillage de la maille élémentaire

Pour réaliser des simulations sur la maille élémentaire, la géométrie obtenue grâce à GeoFab est importée au format « step » dans Abaqus®. Un algorithme, permettant le maillage automatique des mèches avec des éléments hexaédriques, développé dans le cadre des travaux de Wendling [WEN13] a été utilisé. Pour réaliser le maillage, les mèches sont partitionnées en deux dans le sens de la longueur (suivant la trajectoire) puis dans le sens de la largeur au niveau de chaque section (voir Figure 4.16).

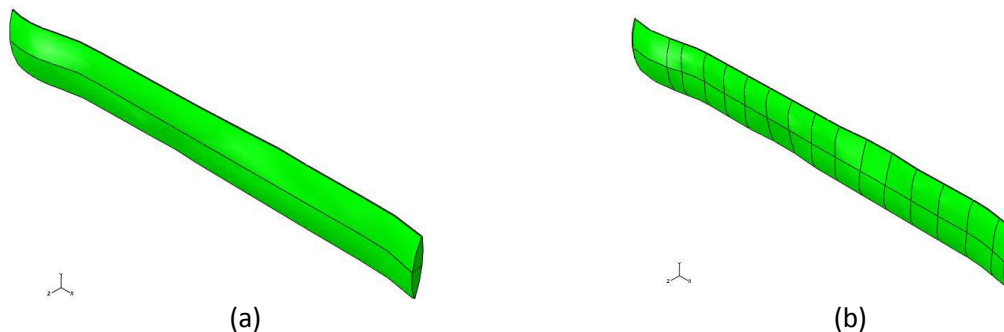


Figure 4.16. Partition des mèches pour le maillage : a. Suivant la longueur, b. Au niveau des sections [WEN13]

Les arêtes sont détectées. En fonction des données entrées par l'utilisateur (longueur des éléments voulue dans la direction de la mèche, nombre d'éléments dans la largeur et l'épaisseur), des « *mesh seed* » sont appliqués sur les arêtes. Enfin le maillage est réalisé par tronçon avec utilisation d'éléments C3D8R et de l'algorithme MEDIAL AXIS de manière à suivre le « *mesh seed* » imposé [WEN13].

Pour la maille élémentaire du tissu 3D obtenue dans le chapitre précédent, cette méthode est applicable pour les mèches de trame. Cependant, étant donné les fortes variations de la taille et de la forme des sections dans certaines zones (notamment au niveau des contacts intermédiaires avec les *binders*), il a été nécessaire de partitionner transversalement la mèche de manière plus rapprochée afin d'obtenir un maillage correct.

Le nombre d'éléments utilisés dans la largeur de chaque côté de la mèche après la partition longitudinale étant le même (pour les mèches de direction chaîne), le décalage des sections fait que la taille des éléments peut varier de manière significative. Pour résoudre ce problème, certaines mèches présentant des décalages très importants ont été maillées manuellement. Des travaux sont en cours au laboratoire PRISME dans le but de permettre, à terme, d'automatiser la méthode de maillage pour pouvoir gérer automatiquement ce problème.

Le $\frac{1}{4}$ de maille du tissu B après importation et maillage de la géométrie sous Abaqus® est visible sur la Figure 4.17.

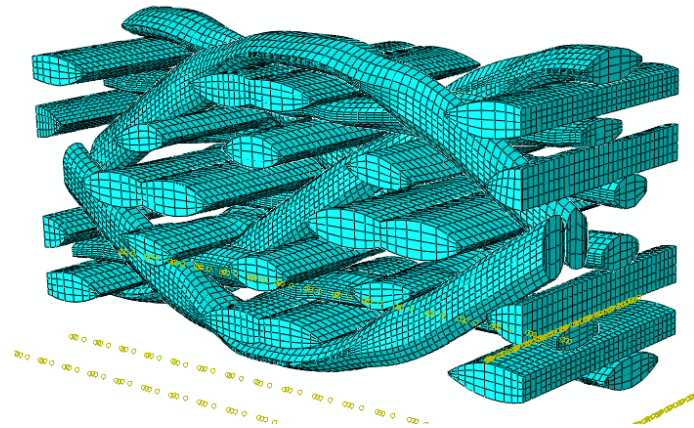


Figure 4.17. Maillage du modèle CAO du $\frac{1}{4}$ de maille élémentaire du tissu B.

Avant de réaliser les simulations, il est nécessaire d'orienter les éléments suivant les directions matérielles. Un script permettant de réaliser automatiquement cela, développé dans le cadre des travaux de Wendling [WEN13], a été utilisé.

4.2.2. Gestion des contacts

Dans les travaux de Wendling [WEN13], un algorithme a été développé pour la gestion automatique des contacts entre mèches de réseaux transverses et mèches de mêmes réseaux. Cela permet d'optimiser la gestion des contacts et d'avoir à la fois une meilleure description des contacts et une diminution des temps de calcul. Toutefois, la tortuosité et la complexité de la cellule élémentaire considérée ici conduit à une densité des contacts très élevée et au fait que, des contacts non présents initialement et difficiles à anticiper par un algorithme puissent apparaître. Ainsi, dans un premier temps, un algorithme de type *General Contact*, considérant automatiquement tous les contacts pouvant intervenir au sein du modèle a été utilisé.

4.2.3. Résultats des simulations

Des simulations d'essai de traction dans les sens trame et chaîne ont été réalisées sur la géométrie maillée présentée sur la Figure 4.17. En première approche, seul le comportement jusqu'à la phase de linéaire des mèches en traction a été considéré et la réduction de la section transverse des mèches n'a pas été prise en compte. Les paramètres identifiés en traction et compaction ont été utilisés. Pour le

frottement entre mèches, la valeur du coefficient de frottement obtenue dans la section 2.1.4 (0,21) a été prise en compte. Enfin une valeur faible de module de cisaillement a été utilisée pour rendre compte de la faible rigidité de flexion des mèches [WEN13-BAD08]. L'aire de la section des mèches utilisée pour le calcul de la fraction volumique de fibres a été choisie égale à l'aire de la section moyenne des mèches de trame pour la simulation de traction dans le sens trame et de chaîne pour la simulation de traction dans la direction chaîne.

Pour optimiser les calculs, du *mass scaling* (augmentation artificielle de la masse volumique) et un facteur d'amortissement ont été utilisés, le choix de leurs valeurs se basant notamment sur celles déjà utilisées par Wendling [WEN13].

Pour la simulation de traction dans le sens trame, des déplacements ont été imposés sur les sections aux extrémités des mèches de trame, suivant l'axe des mèches. Les mèches dans le sens transverse (*binders* et mèches de chaîne) ont été laissées libres. Pour la simulation de traction dans le sens chaîne, des déplacements ont été imposés aux extrémités des mèches de chaîne et des *binders*, dans l'alignement de leur trajectoire. Les mèches de trame ont été laissées libres.

La Figure 4.18 montre un exemple de résultat d'une simulation d'un essai de traction dans le sens trame.

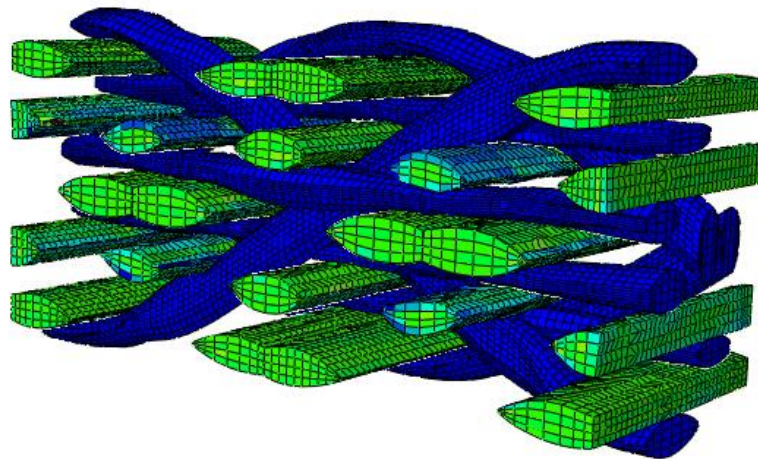


Figure 4.18. Résultat d'une simulation d'un essai de traction dans le sens trame.

Sur la Figure 4.19 sont comparés (dans les sens trame et chaîne) le comportement en traction des mèches seules qui a été implémenté, le comportement des tissus caractérisé expérimentalement (ramené en terme d'effort par mèche) et le résultat de simulation sur le quart de maille élémentaire (là aussi ramené en terme d'effort par mèche).

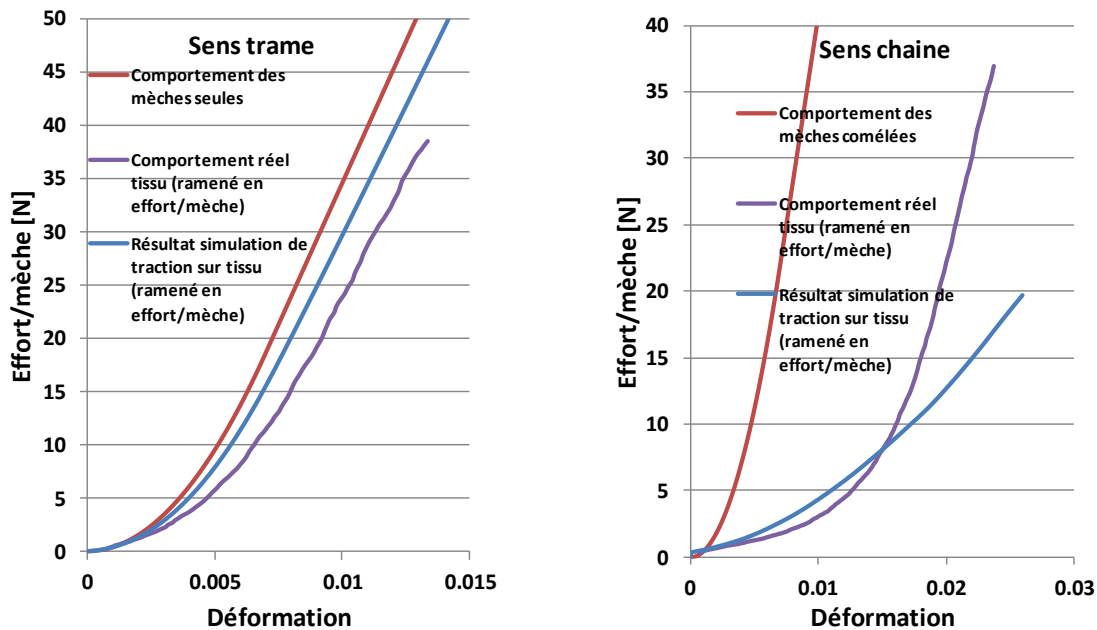


Figure 4.19. Courbe de traction, comparaison numérique/expérimental sens trame et chaîne.

Dans le sens trame, les résultats d'essais de traction sur tissus avaient montré que le comportement du tissu, ramené en termes d'effort par mèche, était très proche de celui des mèches seules. Comme on pouvait s'y attendre, les mèches de trames étant quasi droites dans le modèle CAO, les résultats de simulation vont dans le même sens et un bon accord est obtenu entre comportement réel et simulé des mèches dans le tissu. La phase de comportement non linéaire est toutefois légèrement moins marquée sur le résultat de simulation que dans la réalité.

Dans le sens chaîne, les résultats obtenus, bien qu'ils ne soient pas parfaits, sont encourageants. En effet, comme l'avaient montré les résultats expérimentaux, à cause de l'embuvage plus marqué des mèches dans cette direction, la phase de comportement non linéaire des tissus est bien plus marquée que celle des mèches. Cette tendance peut être retrouvée sur les résultats de la simulation. Toutefois, en pied de courbe les efforts sont légèrement surestimés par la simulation et au contraire sous-estimés au-delà d'une déformation de 1,5 %. Les différences entre les résultats de la simulation et les résultats expérimentaux peuvent en partie être dues au fait que seule la moitié de la longueur de la maille élémentaire dans la direction chaîne est représentée dans le modèle CAO et aussi que les sections des mèches de chaîne des couches centrales sont sous-estimées. Le fait d'avoir laissé les extrémités des mèches de trame libres dans les simulations, alors qu'on peut supposer que ce n'est pas le cas dans le tissu, peut aussi expliquer la rigidification moins importante du comportement simulé par rapport au comportement réel.

4.2.4.Perspectives

Dans le cadre de cette thèse, seules quelques simulations ont pu être réalisées du fait de l'indisponibilité prolongée des moyens de calculs. Les premiers résultats de simulation des essais de traction uniaxiale dans les sens trame et chaîne sont toutefois prometteurs. Dans la continuité de ces travaux, il serait particulièrement intéressant :

- D'affiner le choix des conditions aux bords à imposer sur le $\frac{1}{4}$ de maille ;

- D'évaluer l'effet de la prise en compte de la réduction de la section transversale des mèches en traction sur les résultats de simulations ;
- D'étudier l'influence du fait de considérer seulement $\frac{1}{4}$ de la maille élémentaire sur la représentativité des résultats ;
- De réaliser des simulations d'essai de traction biaxiale qui pourraient permettre de confirmer les premières constatations expérimentales montrant un faible comportement biaxial des tissus ;
- De réaliser d'autres simulations d'essai telles que la compaction et le cisaillement et de les comparer avec les résultats expérimentaux.

D'autres pistes d'améliorations peuvent être envisagées. En effet, comme cela a été vu dans la section 3.1, au sein de la structure réelle du tissu, l'aire des sections transverses des mèches varie légèrement avec des fractions volumiques de fibres comprises entre 60 et 80 %. D'autre part, en particulier dans la partie centrale du tissu, l'aire des sections des mèches dans le modèle CAO est inférieure à leur aire réelle. Pour ces deux raisons, il semblerait intéressant de pouvoir prendre en compte l'aire de la section locale des mèches du modèle CAO dans les simulations et non plus une aire moyenne. Des modifications ont été apportées pour permettre ceci. Le fonctionnement est le suivant :

- Après l'étape de maillage, l'aire de la section de tous les éléments du modèle dans le plan vertical est calculée en utilisant la table de connectivité et les coordonnées des nœuds de chacun des éléments ;
- L'aire de la section locale de la mèche (dans le plan vertical) est calculée en sommant l'aire de tous les éléments situés à la même coordonnée longitudinale ;
- La surface locale de la mèche au niveau de chaque élément est stockée dans un fichier ;
- Dans la VUMAT, lors de l'étape d'initialisation, ce fichier est ouvert et l'aire de la section locale de la mèche correspondant à chaque élément est stockée ;
- Pour les mèches fortement ondulées, l'aire est corrigée en prenant en compte l'angle fait entre la trajectoire de la mèche et l'horizontale.

L'aire de la section locale peut ensuite être utilisée dans la loi de comportement. Sur la Figure 4.20, un exemple montrant l'évolution de l'aire de la section le long d'une mèche prise en compte dans les calculs est représenté.

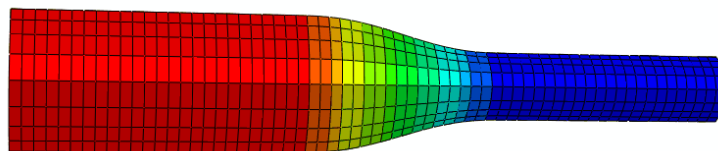


Figure 4.20. Visualisation de l'évolution de l'aire de la section le long d'une mèche.

Grâce à la prise en compte de la section locale, comme dans les travaux de Stig [STI12], il serait de plus envisageable de faire « gonfler » les mèches dans les zones où l'aire de leur section est trop faible jusqu'à obtenir la fraction volumique de fibre désirée de manière à améliorer la représentativité du modèle CAO dans ces zones.

4.3.Bilan du chapitre

En prenant en compte le comportement des fibres et l'influence de leur arrangement particulier au sein des mèches comélées, un modèle de comportement des mèches comélées, a été établi. Une version simplifiée de ce modèle, permettant d'assurer un bon compromis, a été implémentée et des premiers résultats de simulations (réalisés sur un $\frac{1}{4}$ de la maille élémentaire du tissu B) d'essais de traction encourageants ont été obtenus. La faisabilité de simulations à l'échelle mésoscopique sur un tissu 3D complexe, dense et comélé semble démontrée. Les résultats présentés dans ces travaux sont toutefois préliminaires et, comme nous l'avons vu, beaucoup de travail reste à faire pour permettre d'atteindre un niveau de maturité et de fiabilité équivalent à celui des simulations sur les tissus 2D de *rovings*.

Conclusions et perspectives

Cette thèse s'inscrit dans le cadre du projet européen 3D-LightTrans dont l'objectif est la fabrication à grande échelle et à bas coût de pièces composites haute performance. Pour parvenir à cet objectif, des semi-produits sous forme de tissus 3D de mèches coméleées ont été réalisés. Les travaux menés dans cette étude avaient pour but de caractériser le comportement mécanique de ces tissus en vue d'analyser leur formabilité et d'être en mesure de prédire leur comportement pendant les procédés de mise en forme. Le premier objectif était de caractériser le comportement de ces tissus par une approche expérimentale. Le deuxième objectif était de modéliser leur comportement par une approche numérique à l'échelle mésoscopique.

Le comportement des tissus 3D a été caractérisé expérimentalement sous différentes sollicitations mises en jeu au cours des procédés de mise en forme.

L'architecture de tissage choisie est sensée conduire à ce que les mèches de trame et de chaîne soient droites au sein des tissus. Cela laissait anticiper un comportement en traction uni-axiale des tissus, ramené en termes d'effort par mèche, proche du comportement moyen des mèches seules. Les essais ont confirmé que c'est effectivement le cas pour les deux tissus dans le sens trame. Cependant, dans le sens chaîne, les essais ont montré une phase de comportement non linéaire initiale plus marquée et un module plus faible dans la phase de comportement linéaire sur les tissus. Il apparaît que cette différence de comportement résulte de l'embuvage prononcé des mèches de chaîne au sein des tissus. Cet embuvage est la conséquence de la très forte densité de tissage dans le sens chaîne et de la présence des *binders* qui conduisent à une oscillation marquée, et qui n'était pas attendue, de la trajectoire des mèches de chaîne dans le plan horizontal.

Les résultats des essais biaxiaux montrent quant à eux un comportement biaxial faible des tissus. Le fait que le comportement en traction dans les sens trame et chaîne soit principalement la conséquence de la mise en tension des mèches de trame et de chaîne, qui ne sont pas entrelacées au sein des tissus, peut expliquer cette observation.

Les essais de cisaillement (*Bias test* et *Picture frame*) ont mis en évidence la rigidité de cisaillement élevée des tissus 3D comparé aux tissus bidimensionnels ou *interlocks*. Elle apparaît en effet supérieure d'un facteur 25 à celle observée sur l'*interlock* G1151® par exemple. Les essais de *Bias test* ont par ailleurs permis de montrer que des angles de cisaillement assez élevés, de l'ordre de 50°, pouvaient être atteints avant destruction de l'éprouvette, et ce, sans apparition de plis. Toutefois, l'apparition de glissement de mèches très tôt au cours de ces essais rend l'exploitation des résultats délicate. Les essais de *Picture frame* montrent l'apparition de plis pour des angles supérieurs à 30°. Leur apparition dans le cas du *Picture frame* est liée au fait que la taille de la zone cisailée est plus importante que sur les essais de *Bias test*.

La rigidité de cisaillement joue un rôle majeur sur l'apparition de plis. Toutefois, bien que celle-ci soit très élevée pour les tissus 3D, les plis ne se développent pas de manière prématurée au cours des essais de cisaillement. Cela peut être imputé au fait que la rigidité de flexion des tissus, jouant aussi au premier ordre sur l'apparition de plis, est également très élevée dans le cas des tissus 3D. En effet, les

essais de flexion ont permis de mettre en évidence que la rigidité de flexion des tissus 3D était, là encore, supérieure d'un facteur 25 à celle de l'*interlock* G1151®.

Les résultats des essais de frottement tissu/métal soulignent l'effet significatif de l'orientation du tissu et de la pression sur le coefficient de frottement qu'il apparait primordial de prendre en compte dans le cadre des simulations de drapage.

Un essai de mise en forme sur géométrie non développable complexe (tétraédrique) a été réalisé dans le but d'étudier la formabilité du tissu 3D en lien avec ses caractéristiques mécaniques. La cohérence du résultat de mise en forme avec le comportement mécanique du tissu observé lors des différents essais élémentaires réalisés a aussi pu être vérifiée. L'analyse des résultats de l'essai a en effet mis en évidence la non-apparition de plis sur les parties utiles de la géométrie, ce qui est cohérent avec le comportement observé au cours des essais de cisaillement au vu des angles de cisaillement modérés dans ces zones. Du fait du tissage serré, aucune boucle n'a été observée. Les résultats montrent donc que les deux types de défauts les plus fréquemment observés sur les essais de mise en forme n'apparaissent pas avec ces tissus 3D. Par contre, le tissu a été endommagé par rupture de mèches sur sa face interne. Cela peut être imputé à la faible résistance à rupture des mèches, aux efforts importants mis en jeu lors de la mise en forme de par la rigidité importante des tissus en flexion, traction et cisaillement, combiné aux rayons de courbures sévères de la forme aux endroits concernés.

Les simulations à l'échelle mésoscopique nécessitent une modélisation CAO 3D de la maille élémentaire des tissus. La structure interne de l'un des tissus développés dans le cadre du projet a été analysée grâce à des tomographies fournies par l'université de Gand. Ces images montrent que la structure interne du tissu est très désorganisée. Du fait de la forte densité de tissage, de très nombreux contacts interviennent entre mèches de mêmes réseaux et mèches de réseaux transverses. La trajectoire des mèches dans le sens chaîne est fortement 3D du fait des ondulations horizontales et verticales. Bien que l'aire des sections des mèches varie assez peu au sein du tissu (contrairement aux mèches avant tissage), la forme des sections varie significativement le long d'une même mèche. Combiné à la taille importante de la maille élémentaire (plus de 50 mèches), cette analyse laisse apparaître que l'obtention d'une géométrie CAO parfaitement représentative de la structure interne est donc difficilement envisageable. De plus, une forte variabilité de la structure du tissu d'une maille élémentaire à l'autre, et qu'il est nécessaire de prendre en compte, peut être observée. Au vu des résultats de cette analyse, les limitations principales du logiciel GeoFab, retenu pour la modélisation CAO de la maille élémentaire du tissu 3D, ont été identifiées et des solutions ont été proposées et testées dans le but d'améliorer la représentativité des géométries obtenues. Pour minimiser à la fois la lourdeur de génération de la maille CAO et les temps de calcul pour les simulations, seul un quart de la maille élémentaire a ensuite été généré. Pour prendre en compte la variabilité de la structure d'une maille élémentaire à l'autre, les paramètres moyens mesurés sur plusieurs mailles élémentaires de la structure ont été utilisés pour obtenir une géométrie statistiquement représentative. Le modèle CAO obtenu montre une bonne représentativité globale, même si dans certaines zones l'aire de la section des mèches est plus faible qu'en réalité.

Pour pouvoir réaliser les simulations, il est nécessaire de modéliser, et donc de caractériser expérimentalement le comportement des mèches comblées en traction, compaction, flexion, ainsi que le frottement entre mèches.

Les essais de traction ont permis de mettre en évidence le comportement spécifique des mèches comélées. En effet, une phase de comportement non linéaire initiale prononcée avec une augmentation progressive du module est observée. Le comportement devient ensuite quasi linéaire, puis une rupture brutale de la mèche survient. Le comportement est donc très différent de celui des *rovings* classiquement étudiés. Par ailleurs, il a été montré que la vitesse de déformation et la longueur d'échantillon avaient, dans la gamme testée, une influence significative seulement sur la résistance à rupture des mèches : diminution de la résistance à rupture avec l'augmentation de la longueur sollicitée (comme pour les *rovings*) et augmentation de la résistance à rupture avec la vitesse de déformation (phénomène aussi observé sur les *rovings* mais plus marqué sur les mèches comélées). La prise en compte de la vitesse de déformation et de l'influence de la longueur apparaît donc primordiale pour prévoir la possible rupture de mèches.

Des essais de traction, réalisés sur des mèches extraites du tissu, ont quant à eux montré l'influence significative du tissage sur leur comportement mécanique : taille de la phase de comportement non linéaire réduite de 20 % environ, réduction de la ténacité de 20 % pour les mèches de direction chaîne et de 30 % pour les mèches de trame, réduction du module pour les mèches de trame de 17 %. Il est donc fondamental dans le cadre des simulations à l'échelle mésoscopique de prendre en compte l'influence du tissage sur le comportement des mèches.

L'utilisation d'un protocole dédié a permis de mettre en évidence et de quantifier la réduction de la section transverse des mèches comélées pendant la sollicitation en traction : il a été montré que, notamment dans la phase de comportement non linéaire initiale et dans les zones ouvertes, la section de la mèche pouvait diminuer de manière significative. Là aussi le comportement est donc différent de celui des *rovings* pour lesquels il n'y a pas de diminution sensible de la section.

Un modèle, permettant de décrire le comportement en traction des mèches comélées dans le cadre des simulations à l'échelle mésoscopique, a été établi en prenant en compte le comportement des fibres et la structure spécifique des mèches comélées. La capacité de ce modèle à décrire le comportement des mèches jusqu'à la phase de rupture a été validée. Un modèle a aussi été proposé dans le but de rendre compte du comportement transverse des mèches.

Des essais de compaction sur mèches comélées ont aussi été réalisés. Les résultats obtenus montrent que la structure de la mèche influe notablement sur le comportement observé. En effet, bien que le diamètre de la mèche soit de plusieurs millimètres dans les zones ouvertes, les efforts de compaction n'augmentent sensiblement que lorsque l'écartement entre les plateaux de compaction devient inférieur au millimètre, diamètre typique des mèches étudiées dans les zones de nœud. C'est donc principalement le comportement des zones de nœud qui est observé lors de ces essais. L'analyse de leurs résultats montre que le comportement observé est typique de celui des milieux fibreux. Par ailleurs, la faible taille des mèches n'a pas rendu possible la mesure de l'écrasement latéral au cours de la compaction. Combiné à la variabilité de la structure et la forme particulière de la section des mèches (circulaire à elliptique), les résultats bruts des essais de compaction ne peuvent donc pas être utilisés tels quels pour permettre le calcul de l'évolution des contraintes de compaction en fonction de la fraction volumique de fibres. Le comportement observé étant toutefois typique de celui des milieux fibreux, le modèle reliant contrainte de compaction et fraction volumique de fibres par une loi puissance utilisé par Wendling [WEN13] et basé sur les travaux de Toll a été réutilisé. En première ap-

proche, les résultats concernant l'étalement transverse en compaction de Wendling ont aussi été repris. La simulation d'un essai de compaction sur un modèle de mèche a permis, par identification inverse, d'estimer les paramètres du modèle propres à la description du comportement des mèches dans les zones de nœud. Pour les simulations, en première approche, le comportement dans les zones ouvertes a été supposé proche de celui identifié dans les zones de nœud.

La caractérisation du comportement en flexion des mèches coméleées a aussi été rendue délicate du fait de leur structure particulière. En utilisant le modèle de Peirce, les essais réalisés ont toutefois permis d'estimer un ordre de grandeur de la rigidité de flexion des mèches et de montrer que celle-ci était très faible. Comme pour les *rovings*, un module de cisaillement faible a donc été utilisé dans les simulations. Enfin des essais de frottement mèche-mèche ont permis d'évaluer le coefficient de frottement (0,21) entre ces dernières.

Les travaux de Wendling [WEN13] ont été repris pour permettre le maillage et la réalisation de simulations par éléments finis sur le quart de maille élémentaire obtenu grâce à GeoFab. Après implémentation du comportement des mèches coméleées, les premiers résultats de simulation d'un essai de traction uni-axiale dans les sens trame et chaîne ont donné des résultats encourageants, montrant la possibilité de réaliser des simulations à l'échelle mésoscopique sur un tissu 3D de mèches coméleées à l'architecture complexe.

Les perspectives suite à ces travaux sont multiples. Concernant l'aspect expérimental, il est nécessaire d'améliorer les protocoles d'essais de compaction sur mèches, notamment pour la mesure de l'étalement des mèches en compaction.

Concernant GeoFab, les routines permettant l'automatisation de la prise en compte des solutions qui ont été proposées pour améliorer la représentativité des géométries obtenues restent à implémenter.

Il est enfin nécessaire d'identifier une stratégie dans l'optique d'obtenir des cellules élémentaires de tissus qui puissent être à la fois représentatives et gérables au niveau modélisation CAO et simulation. Il est pour cela essentiel d'identifier le niveau de détail nécessaire en faisant une étude de sensibilité des résultats des simulations.

Sur l'aspect simulation en lui-même, les routines de maillage doivent être adaptées de manière à pouvoir gérer automatiquement le maillage des mèches ayant une trajectoire fortement 3D et des variations importantes de section. Enfin, une étude doit être menée pour affiner le choix des conditions aux bords à utiliser dans les simulations sur des sous-parties de mailles élémentaires.

Bibliographie

[3DLT] Site internet du projet 3D Light-Trans. <http://www.3d-lighttrans.com/>. Consulté le 02/10/2014.

[AIM09] Aimene, Y., Vidal-Sallé, E., Hagège, B., Sidoroff, F., & Boisse, P. (2009). A hyperelastic approach for composite reinforcement large deformation analysis. *Journal of Composite materials*.

[ALA05] Alagirusamy, R., & Ogale, V. (2005). Development and characterization of GF/PET, GF/Nylon, and GF/PP commingled yarns for thermoplastic composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 18(3), 269-285.

[ALA06] Alagirusamy, R., Fanguero, R., Ogale, V., & Padaki, N. (2006). Hybrid yarns and textile preforming for thermoplastic composites. *Textile Progress*, 38(4), 1-71.

[ALL08] Allaoui, S., Launay, J., Soulat, D., & Chatel, S. (2008). Experimental tool of woven reinforcement forming. *International Journal of Material Forming*, 1(1), 815-818.

[ALL09] Allaoui, S., Hivet, G., & Billoët, J. L. (2009). Experimental analysis of the contact between layers of dry fabrics. *International Journal of Material Forming*, 2(1), 209-212.

[ALL11] Allaoui, S., Boisse, P., Chatel, S., Hamila, N., Hivet, G., Soulat, D., & Vidal-Salle, E. (2011). Experimental and numerical analyses of textile reinforcement forming of a tetrahedral shape. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 42(6), 612-622.

[ALL12] Allaoui, S., Hivet, G., Wendling, A., Ouagne, P., & Soulat, D. (2012). Influence of the dry woven fabrics meso-structure on fabric/fabric contact behaviour. *Journal of Composite Materials*, 0021998311424627.

[ALL13] Allaoui, S., Hivet, G., & Cellard, C. (2013, July). EFFECT OF INTER-PLY SLIDING ON THE APPEARANCE OF DEFECTS FOR MULTILAYERED COMPOSITE SHAPING. In *Proceeding*.

[ALL14] Allaoui, S., Hivet, G., Soulat, D., Wendling, A., Ouagne, P., & Chatel, S. (2014). Experimental preforming of highly double curved shapes with a case corner using an interlock reinforcement. *International Journal of Material Forming*, 7(2), 155-165.

[ALL14b] Allaoui, S., Cellard, C., Hivet, G. "Interply sliding effect on the quality of preforms shaped with multilayer dry fabric" *Composite Part A*, submitted, 2014.

[BAD08] Badel, P., Vidal-Sallé, E., Maire, E., & Boisse, P. (2008). Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at the mesoscopic scale. *Composites Science and Technology*, 68(12), 2433-2440.

[BAD09] Badel, P., Gauthier, S., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. (2009). Rate constitutive equations for computational analyses of textile composite reinforcement mechanical behaviour during forming. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 40(8), 997-1007.

[BAT02] Batch, G. L., Cumiskey, S., & Macosko, C. W. (2002). Compaction of fiber reinforcements. *Polymer composites*, 23(3), 307-318.

- [BAN98] Bannister, M., Herszberg, I., Nicolaidis, A., Coman, F., & Leong, K. H. (1998). The manufacture of glass/epoxy composites with multilayer woven architectures. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 29(3), 293-300.
- [BEN07] Ben Boubaker, B., Haussy, B., & Ganghoffer, J. F. (2007). Discrete models of woven structures. Macroscopic approach. *Composites Part B: Engineering*, 38(4), 498-505.
- [BER01] Bernet, N., Michaud, V., Bourban, P. E., & Manson, J. A. (2001). Commingled yarn composites for rapid processing of complex shapes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 32(11), 1613-1626.
- [BLO13] Bloom, L. D., Wang, J., & Potter, K. D. (2013). Damage progression and defect sensitivity: An experimental study of representative wrinkles in tension. *Composites Part B: Engineering*, 45(1), 449-458.
- [BOI01] Boisse, P., Gasser, A., & Hivet, G. (2001). Analyses of fabric tensile behaviour: determination of the biaxial tension-strain surfaces and their use in forming simulations. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 32(10), 1395-1414.
- [BOI04] Boisse P., Mise en forme des renforts fibreux. Techniques de l'ingénieur, 2004. AM 3734, 10 p.
- [BOI11] Boisse, P., Hamila, N., Vidal-Sallé, E., & Dumont, F. (2011). Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. Influence of tensile, in-plane shear and bending stiffnesses. *Composites Science and Technology*, 71(5), 683-692.
- [BRA96] Brandt, J., Drechsler, K., & Arendts, F. J. (1996). Mechanical performance of composites based on various three-dimensional woven-fibre preforms. *Composites Science and Technology*, 56(3), 381-386.
- [BRE05] Bretagne, N., Valle, V., & Dupré, J. C. (2005). Development of the marks tracking technique for strain field and volume variation measurements. *NDT & E International*, 38(4), 290-298.
- [CAO08] Cao, J., Akkerman, R., Boisse, P., Chen, J., Cheng, H. S., De Graaf, E. F., ... & Zhu, B. (2008). Characterization of mechanical behavior of woven fabrics: experimental methods and benchmark results. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(6), 1037-1053.
- [CAR12] Carvelli, V., Pazmino, J., Lomov, S. V., & Verpoest, I. (2012). Deformability of a non-crimp 3D orthogonal weave E-glass composite reinforcement. *Composites Science and Technology*, 73, 9-18.
- [CHE01] Chen, B., Cheng, A. D., & Chou, T. W. (2001). A nonlinear compaction model for fibrous preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 32(5), 701-707.
- [CHE06] Chen, Z. R., Ye, L., & Kruckenberg, T. (2006). A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. Part I: Single layer. *Composites science and technology*, 66(16), 3254-3262.
- [CHA11] Charmetant, A., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. (2011). Hyperelastic modelling for mesoscopic analyses of composite reinforcements. *Composites Science and Technology*, 71(14), 1623-1631.
- [CHI84] Chi, Z., Chou, T. W., & Shen, G. (1984). Determination of single fibre strength distribution from fibre bundle testings. *Journal of materials science*, 19(10), 3319-3324.

- [CHU06] Chudoba, R., Vořechovský, M., & Konrad, M. (2006). Stochastic modeling of multi-filament yarns. I. Random properties within the cross-section and size effect. *International Journal of Solids and Structures*, 43(3), 413-434.
- [CHU07] Chudoba, R., Vořechovský, M., Eckers, V., & Gries, T. (2007). Effect of twist, fineness, loading rate and length on tensile behavior of multifilament yarns (a multivariate study). *Textile Research Journal*, 77(11), 880-891.
- [COM07] Comas-Cardona, S., Le Grogne, P., Binetruy, C., & Krawczak, P. (2007). Unidirectional compression of fibre reinforcements. Part 1: A non-linear elastic-plastic behaviour. *Composites science and technology*, 67(3), 507-514.
- [COR13] Cornelissen, B., Rietman, B., & Akkerman, R. (2013). Frictional behaviour of high performance fibrous tows: Friction experiments. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 44, 95-104.
- [COR14] Cornelissen, B., Sachs, U., Rietman, B., & Akkerman, R. (2014). Dry friction characterisation of carbon fibre tow and satin weave fabric for composite applications. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 56, 127-135.
- [CRE06] Creech, G., & Pickett, A. K. (2006). Meso-modelling of non-crimp fabric composites for coupled drape and failure analysis. *Journal of materials science*, 41(20), 6725-6736.
- [DEB08] Bilbao, E. D. (2008). *Analyse et identification du comportement en flexion des renforts fibreux de composites* (Doctoral dissertation, Orléans).
- [DEB10] De Bilbao, E., Soulat, D., Hivet, G., & Gasser, A. (2010). Experimental study of bending behaviour of reinforcements. *Experimental Mechanics*, 50(3), 333-351.
- [DES05] Desplentere, F., Lomov, S. V., Woerdeman, D. L., Verpoest, I., Wevers, M., & Bogdanovich, A. (2005). Micro-CT characterization of variability in 3D textile architecture. *Composites Science and Technology*, 65(13), 1920-1930.
- [DUO08] Duong, A. V. (2008). *Etude expérimentale du comportement mécanique de renforts composites tissés lors de la mise en forme sur géométries non développables* (Doctoral dissertation).
- [DUR10] Durville, D. (2010). Simulation of the mechanical behaviour of woven fabrics at the scale of fibers. *International journal of material forming*, 3(2), 1241-1251.
- [ELH11] El-Hajjar, R. F., & Petersen, D. R. (2011). Gaussian function characterization of unnotched tension behavior in a carbon/epoxy composite containing localized fiber waviness. *Composite Structures*, 93(9), 2400-2408.
- [FAZ12] Fazeli, M., Kleicke, R., Cherif, C., & Van Paepegem, W. (2012). High-performance lightweight multifunctional composites based on 3D-shaped multilayered woven fabrics. In *4th world conference on 3D fabrics and their applications* (pp. 1-12).
- [FER13] Ferretti, M., Madeo, A., dell'Isola, F., & Boisse, P. (2013). Modeling the onset of shear boundary layers in fibrous composite reinforcements by second-gradient theory. *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik*, 1-26.
- [GAS00] Gasser, A., Boisse, P., & Hanklar, S. (2000). Mechanical behaviour of dry fabric reinforcements. 3D simulations versus biaxial tests. *Computational materials science*, 17(1), 7-20.

- [GAT10] Gatouillat, S., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. (2011). Approche mésoscopique pour la mise en forme des renforts tissés de composites. *Comptes-rendus des 17èmes Journées Nationales sur les Composites (JNC17)*.
- [GEG07] Gegauff, C. (1907). Strength and elasticity of cotton threads. *C. Bull Soc Ind Mulhouse* 1907, 77, 153.
- [GER13] Gereke, T., Döbrich, O., Hübner, M., & Cherif, C. (2013). Experimental and computational composite textile reinforcement forming: A review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 46, 1-10.
- [GOD86] Goda, K., & Fukunaga, H. (1986). The evaluation of the strength distribution of silicon carbide and alumina fibres by a multi-modal Weibull distribution. *Journal of Materials Science*, 21(12), 4475-4480.
- [GU02] Gu, H., & Zhili, Z. (2002). Tensile behavior of 3D woven composites by using different fabric structures. *Materials & design*, 23(7), 671-674.
- [GUE89] Guéron, V. A., Chou, T. W., & Gillespie Jr, J. W. (1989). Toughness properties of a three-dimensional carbon-epoxy composite. *Journal of materials science*, 24(11), 4168-4175.
- [HAR04] Harrison, P., Clifford, M. J., & Long, A. C. (2004). Shear characterisation of viscous woven textile composites: a comparison between picture frame and bias extension experiments. *Composites Science and Technology*, 64(10), 1453-1465.
- [HIL95] Hill, R. B. A. N. T. U., & Okoroafor, E. U. (1995). Weibull statistics of fibre bundle failure using mechanical and acoustic emission testing: the influence of interfibre friction. *Composites*, 26(10), 699-705.
- [HIL98] Hild, F. (1998). *Endommagement, rupture et changements d'échelles dans les matériaux hétérogènes* (Pierre et Marie Curie-Paris VI). Mémoire d'habilitation à diriger des recherches. Soutenue le 10 juin 1998.
- [HIV03] Hivet, G. (2002). *Modélisation mésoscopique pour le comportement bi-axial et la mise en forme des renforts de composites tissés* (Doctoral dissertation, LMSP, Orléans).
- [HIV11] Hivet, G., & Duong, A. V. (2011). A contribution to the analysis of the intrinsic shear behavior of fabrics. *Journal of Composite Materials*, 45(6), 695-716.
- [HIV12] Hivet, G., Allaoui, S., Cam, B. T., Ouagne, P., & Soulat, D. (2012). Design and potentiality of an apparatus for measuring yarn/yarn and fabric/fabric friction. *Experimental mechanics*, 52(8), 1123-1136.
- [ISO2062] ISO 2062. Textiles- Yarns from packages -Determination of single-end breaking force and elongation at break.
- [ISO3341] ISO 3341. Textile glass--Yarns--Determination of breaking force and breaking elongation.
- [JEG12] Jeguirim, S. E. G., Fontaine, S., Wagner-Kocher, C., Moustaghfir, N., & Durville, D. (2012). Transverse compression behavior of polyamide 6.6 rovings: Experimental study. *Textile Research Journal*, 82(1), 77-87.

- [KAR10] Karahan, M., Lomov, S. V., Bogdanovich, A. E., Mungalov, D., & Verpoest, I. (2010). Internal geometry evaluation of non-crimp 3D orthogonal woven carbon fabric composite. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 41(9), 1301-1311.
- [KRA12] Kravaev, P., Stolyarov, O., Seide, G., & Gries, T. (2012). Influence of process parameters on filament distribution and blending quality in commingled yarns used for thermoplastic composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 0892705712446167.
- [KRU08] Kruckenberg, T., Ye, L., & Paton, R. (2008). Static and vibration compaction and microstructure analysis on plain-woven textile fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(3), 488-502.
- [LAT11] Latil, P., Orgéas, L., Geindreau, C., Dumont, P. J. J., & Rolland du Roscoat, S. (2011). Towards the 3D in situ characterisation of deformation micro-mechanisms within a compressed bundle of fibres. *Composites Science and Technology*, 71(4), 480-488.
- [LAU08] Launay, J., Hivet, G., Duong, A. V., & Boisse, P. (2008). Experimental analysis of the influence of tensions on in plane shear behaviour of woven composite reinforcements. *Composites science and technology*, 68(2), 506-515.
- [LEC07] Lechat, C. (2007). *Comportement mécanique de fibres et d'assemblages de fibres en polyester pour câbles d'amarrage de plates-formes offshore* (Doctoral dissertation, École Nationale Supérieure des Mines de Paris).
- [LEE02] Lee, L., Rudov-Clark, S., Mouritz, A. P., Bannister, M. K., & Herszberg, I. (2002). Effect of weaving damage on the tensile properties of three-dimensional woven composites. *Composite structures*, 57(1), 405-413.
- [LeM12] Le Mauff, C. (2013). *Sur la gestion des bandes de localisations dans les composites stratifiés avec un modèle d'endommagement à taux limité* (Doctoral dissertation, École normale supérieure de Cachan-ENS Cachan).
- [LIG13] Lightfoot, J. S., Wisnom, M. R., & Potter, K. (2013). Defects in woven preforms: Formation mechanisms and the effects of laminate design and layup protocol. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 51, 99-107.
- [LOM00] Lomov, S. V., Gusakov, A. V., Huysmans, G., Prodromou, A., & Verpoest, I. (2000). Textile geometry preprocessor for meso-mechanical models of woven composites. *Composites Science and Technology*, 60(11), 2083-2095.
- [LOM09] Lomov, S. V., Bogdanovich, A. E., Ivanov, D. S., Mungalov, D., Karahan, M., & Verpoest, I. (2009). A comparative study of tensile properties of non-crimp 3D orthogonal weave and multi-layer plain weave E-glass composites. Part 1: Materials, methods and principal results. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 40(8), 1134-1143.
- [LUC13] Lucintel. Opportunity and challenges in automotive composites industry. <http://www.lucintel.com/LucintelBrief/Lucintel-brief-Opportunity-and-Challenges-in-Automotive-Composites-Industry.pdf>. Consulté le 02/10/2014.
- [LUY09] De Luycker E., Simulation et expérimentation en mise en forme de renforts composites 3D interlock. Thèse LaMCoS, Lyon: INSA Lyon, 2009, 148 p.

- [LYN84] Ly, N. G., & Denby, E. F. (1984). Bending rigidity and hysteresis of wool worsted yarn. *Textile research journal*, 54(3), 180-187.
- [MADE07] Mäder, E., Rothe, C., & Gao, S. L. (2007). Commingled yarns of surface nanostructured glass and polypropylene filaments for effective composite properties. *Journal of materials science*, 42(19), 8062-8070.
- [MADS07] Madsen, B., Hoffmeyer, P., Thomsen, A. B., & Lilholt, H. (2007). Hemp yarn reinforced composites—I. Yarn characteristics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 38(10), 2194-2203.
- [MAN09] H. Mankodi, P. Patel. Study the effect of commingling parameters on glass/polypropylene hybrid yarns properties. *AUTEX Research Journal*, Vol. 9, No3, September 2009.
- [MOU99] Mouritz, A. P., Bannister, M. K., Falzon, P. J., & Leong, K. H. (1999). Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composites. *Composites Part A: applied science and manufacturing*, 30(12), 1445-1461.
- [NGU13] Nguyen, Q. T., Vidal-Sallé, E., Boisse, P., Park, C. H., Saouab, A., Bréard, J., & Hivet, G. (2013). Mesoscopic scale analyses of textile composite reinforcement compaction. *Composites Part B: Engineering*, 44(1), 231-241.
- [OGA10] Ogale, V., & Alagirusamy, R. (2007). Tensile properties of GF-polyester, GF-nylon, and GF-polypropylene commingled yarns. *Journal of the Textile Institute*, 98(1), 37-45.
- [ORA06] Orawattanasrikul S. Experimentelle Analyse der Scherdeformation biaxial verstärkter Mehrlagengestricke. PhD thesis, TU Dresden; 2006.
- [ORL12] Orliac J-G. Analyse et simulation du comportement anisotrope de la mise en forme de renforts tissés interlock. Thèse, INSA Lyon, soutenue le 27/11/2012.
- [OUA13] Ouagne, P., Soulat, D., Moothoo, J., Capelle, E., & Gueret, S. (2013). Complex shape forming of a flax woven fabric; analysis of the tow buckling and misalignment defect. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 51, 1-10.
- [PAN92] Pan, N. (1992). Development of a constitutive theory for short fiber yarns: Mechanics of staple yarn without slippage effect. *Textile research journal*, 62(12), 749-765.
- [PAN96] Pan, N. (1996). Analysis of woven fabric strengths: prediction of fabric strength under uniaxial and biaxial extensions. *Composites science and technology*, 56(3), 311-327.
- [PAN97] N. Pan et al. The size effects on the mechanical behavior of fibres. *Journal of materials science* 32 (1997) 2677-2685.
- [PAN00] Pan, N., & Brookstein, D. (2002). Physical properties of twisted structures. II. Industrial yarns, cords, and ropes. *Journal of Applied Polymer Science*, 83(3), 610-630.
- [PAN01] Pan, N., Hua, T., & Qiu, Y. (2001). Relationship between fiber and yarn strength. *Textile Research Journal*, 71(11), 960-964.
- [PHO79] Phoenix, S. L. (1979). Statistical theory for the strength of twisted fiber bundles with applications to yarns and cables. *Textile Research Journal*, 49(7), 407-423.

- [PIE26] Peirce, F. T. (1926). Tensile tests for cotton yarns. 'the weakest link'—Theorems on the strength of long and of composite specimens. *J. Textile Inst*, 17, T355-368.
- [PEI30] Peirce, F. T. (1930). 26—THE "HANDLE" OF CLOTH AS A MEASURABLE QUANTITY. *Journal of the Textile Institute Transactions*, 21(9), T377-T416.
- [PEI37] Peirce, F., The geometry of cloth structure. . J Text Inst 1937. 28: p. 45–96.
- [POP66] Popper, P. G. (1966). *Mechanics of bending of fiber assemblies* (Doctoral dissertation, Massachusetts Institute of Technology).
- [POT08] Potter, K., Khan, B., Wisnom, M., Bell, T., & Stevens, J. (2008). Variability, fibre waviness and misalignment in the determination of the properties of composite materials and structures. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(9), 1343-1354.
- [QUA07] Quaglini V., Corazza C., Poggi C. Experimental characterization of orthotropic technical textiles under uniaxial and biaxial loading. *Compos part A* 39 (2008) 1331-1342.
- [RAO99] Rao, Y., & Farris, R. J. (2000). A modeling and experimental study of the influence of twist on the mechanical properties of high-performance fiber yarns. *Journal of applied polymer science*, 77(9), 1938-1949.
- [REA91] Realff, M. L., Seo, M., Boyce, M. C., Schwartz, P., & Backer, S. (1991). Mechanical properties of fabrics woven from yarns produced by different spinning technologies: Yarn failure as a function of gauge length. *Textile Research Journal*, 61(9), 517-530.
- [ROB98] Robitaille, F., & Gauvin, R. (1998). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results. *Polymer composites*, 19(2), 198-216.
- [R'MI97] R'Mili, M., Murat, M. Caractérisation des fibres par amélioration de l'essai sur mèche avec mesure directe de la déformation. C.R. Acad Sci. Paris, t. 324, Série II b, p. 355-364, 1997.
- [R'MI08] R'Mili, M., Moevus, M., & Godin, N. (2008). Statistical fracture of E-glass fibres using a bundle tensile test and acoustic emission monitoring. *Composites Science and Technology*, 68(7), 1800-1808.
- [R'MI11] R'Mili, M., Godin, N., & Lamon, J. (2011). Etude de la propagation sous critique dans les fibres de verre par relaxation de la charge. *Comptes-rendus des 17èmes Journées Nationales sur les Composites (JNC17)*.
- [RUD03] Rudov-Clark, S., Mouritz, A. P., Lee, L., & Bannister, M. K. (2003). Fibre damage in the manufacture of advanced three-dimensional woven composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 34(10), 963-970.
- [SAC12] Sachs, U., Fetfatsidis, K. A., Schumacher, J., Ziegmann, G., Allaoui, S., Hivet, G., ... & Akkerman, R. (2012). A friction-test benchmark with Twintex PP. *Key engineering materials*, 504, 307-312.
- [SHA12] Shah, D. U., Schubel, P. J., & Clifford, M. J. (2012). Modelling the effect of yarn twist on the tensile strength of unidirectional plant fibre yarn composites. *Journal of Composite Materials*, 0021998312440737.
- [SHE07] Sherburn, M. (2007). *Geometric and mechanical modelling of textiles* (Doctoral dissertation, University of Nottingham).

- [SID09] Siddiqui, N. A., Sham, M. L., Tang, B. Z., Munir, A., & Kim, J. K. (2009). Tensile strength of glass fibres with carbon nanotube–epoxy nanocomposite coating. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 40(10), 1606-1614.
- [SOM06] Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2006). An experimental investigation of non-elastic deformation of fibrous reinforcements in composites manufacturing. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 37(6), 858-867.
- [STI12] Stig, F., & Hallström, S. (2012). Spatial modelling of 3D-woven textiles. *Composite Structures*, 94(5), 1495-1502.
- [STO94] Stoner, E. G., Edie, D. D., & Durham, S. D. (1994). An end-effect model for the single-filament tensile test. *Journal of Materials Science*, 29(24), 6561-6574.
- [SVE98] Svensson, N., Shishoo, R., & Gilchrist, M. (1998). Manufacturing of thermoplastic composites from commingled yarns-A review. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 11(1), 22-56.
- [TOL98] Toll, S. (1998). Packing mechanics of fiber reinforcements. *Polymer Engineering & Science*, 38(8), 1337-1350.
- [TOR11] Torun A R (2011) Advanced manufacturing technology for 3D profiles woven performs. PhD Dissertation. Technische Universität Dresden.
- [TSA00] Tsai, K. H., Chiu, C. H., & Wu, T. H. (2000). Fatigue behavior of 3D multi-layer angle interlock woven composite plates. *Composites science and technology*, 60(2), 241-248.
- [VAC99] Vacher, P., Dumoulin, S., Morestin, F., & Mguil-Touchal, S. (1999). Bidimensional strain measurement using digital images. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 213(8), 811-817.
- [WAN97] Wang, J., Page, J. R., & Paton, R. (1998). Experimental investigation of the draping properties of reinforcement fabrics. *Composites Science and Technology*, 58(2), 229-237.
- [WAN99] Wang, Y., & Xia, Y. M. (1999). Experimental and theoretical study on the strain rate and temperature dependence of mechanical behaviour of Kevlar fibre. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 30(11), 1251-1257.
- [WAT85] Watson, A. S., & Smith, R. L. (1985). An examination of statistical theories for fibrous materials in the light of experimental data. *Journal of Materials Science*, 20(9), 3260-3270.
- [WEI51] W. Weibull. A statistical distribution function of wide applicability. *Journal of applied mechanics*. September, 1951.
- [WEN13] Wendling A. Simulation à l'échelle mésoscopique de la mise en forme de renforts de composites tissés. Thèse INSA Lyon, 2013.
- [WEN14] Wendling, A., Hivet, G., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. (2014). Consistent geometrical modelling of interlock fabrics. *Finite Elements in Analysis and Design*, 90, 93-105.
- [WIL08] Willems, A., Lomov, S. V., Verpoest, I., & Vandepitte, D. (2008). Optical strain fields in shear and tensile testing of textile reinforcements. *Composites Science and Technology*, 68(3), 807-819.

[ZHO03] Zhou, Y., Yang, W., Xia, Y., & Mallick, P. K. (2003). An experimental study on the tensile behavior of a unidirectional carbon fiber reinforced aluminum composite at different strain rates. *Materials Science and Engineering: A*, 362(1), 112-117.

[ZHO09] Zhou, Y., Wang, Y., Xia, Y., & Jeelani, S. (2010). Tensile behavior of carbon fiber bundles at different strain rates. *Materials Letters*, 64(3), 246-248.

[ZWA89] van der Zwaag, S. (1989). The concept of filament strength and the Weibull modulus. *ASTM J. Test. Eval.*, 17(5), 292-298.

Annexes

Annexe A. Tableau de mise en œuvre des nouvelles fonctionnalités

TJER			oui/non						
	Décalage des sections ?		oui						
	Rotation des sections ?		non						
			compris entre 0 et 1						1/2/3
	Facteur de rotation des sections		1		Type de trajectoire ?				1
			Valeur absolue en °						
	Angle seuil de rotation des sections		10						

Figure A.1. Organisation du tableau de prise en compte des nouvelles fonctionnalités dans le logiciel GEOFAB.

Annexe B. Détail de la mise en oeuvre du rajout de sections

Pour tester l'implémentabilité de l'ajout de section, le logiciel GeoFab a été modifié de telle sorte à ce que les données relatives à l'ajout de sections puissent être insérées directement dans tableau de données utilisé pour générer la géométrie CATIA (Feuille CATIA du logiciel GeoFab, voir [WEN13]). Pour permettre dans le cadre de cette étude la génération du modèle CAO du tissu B, le logiciel a été modifié pour pouvoir gérer l'ajout d'une section supplémentaire sur chaque zone de contact et d'autant de sections que voulu dans les zones libres. Ces sections peuvent être rajoutées manuellement de manière assez simple : il suffit de choisir la coordonnée longitudinale à laquelle la section supplémentaire doit être insérée. Pour pouvoir utiliser la trajectoire classique, il est nécessaire de positionner les centres des sections ajoutées au niveau de celle-ci. La hauteur des centres de sections ajoutées doit donc être calculée en fonction de leurs coordonnées longitudinales et connaissant les paramètres des droites dans les zones libres et des paraboles dans les sections de contact.

Pour insérer une section supplémentaire il faut :

- Insérer une ligne supplémentaire au niveau de la zone d'insertion de la section désirée ;
- Renommer les sections et incrémenter leur nombre total dans les cases appropriées ;
- Renseigner la coordonnée longitudinale du centre de la section. Sa coordonnée en z en découplant automatiquement (voir la suite) ;
- Renseigner tous les autres paramètres de la section (largeur, hauteur, coordonnées des points E, F...) ;
- Eventuellement indiquer le décalage de la section rajoutée dans la colonne correspondante ;
- Inscrire le chiffre 1 dans la colonne (AN) si la section est rajoutée dans une zone libre et 2 si la section est rajoutée dans une zone de contact.

La coordonnée longitudinale et la hauteur de l'antépénultième section précédant la section ajoutée sont respectivement notées $z_{C_{s-1}}$ et $x_{C_{s-1}}$.

La coordonnée longitudinale et la hauteur du centre de la section précédant la section ajoutée sont respectivement notées z_{C_s} et x_{C_s} .

La coordonnée longitudinale et la hauteur du centre de la section suivant la section ajoutée sont respectivement notées $z_{C_{s+1}}$ et $x_{C_{s+1}}$.

La coordonnée longitudinale et la hauteur du centre de la section ajoutée sont respectivement notées z_{C_i} et x_{C_i} .

Si la section est rajoutée sur une portion libre z_{C_i} est donné par :

$$z_{C_i} = \frac{z_{C_s} - z_{C_{s+1}}}{x_{C_s} - x_{C_{s+1}}} (x_{C_i} - x_{C_s}) + z_{C_s}$$

Si la section est rajoutée sur une zone de contact z_{C_i} est donné par :

$$z_{C_i} = ax_{C_i}^2 + bx_{C_i} + c$$

Avec :

$$a = -\frac{(x_{C_{s+1}} - x_{C_s}) \times \tan - z_{C_{s+1}} + z_{C_s}}{A}$$

$$b = \frac{(x_{C_{s+1}}^2 - x_{C_s}^2) \times \tan + 2x_{C_s}(z_{C_s} - z_{C_{s+1}})}{A}$$

$$c = -\frac{(x_{C_s}x_{C_{s+1}}^2 - x_{C_s}^2x_{C_{s+1}}) \times \tan - x_{C_s}^2z_{C_{s+1}} + (2x_{C_s}x_{C_{s+1}} - x_{C_{s+1}}^2)z_{C_s}}{A}$$

$$\text{Où } \tan = \frac{z_{C_{s-1}} - z_{C_s}}{x_{C_{s-1}} - x_{C_s}}$$

$$\text{Et } A = x_{C_{s+1}}^2 - 2x_{C_s}x_{C_{s+1}} + x_{C_s}^2$$

Annexe C. Détail de la mise en œuvre du décalage de sections

La prise en compte du décalage est détaillée sur l'exemple du taffetas présenté Figure 3.34. L'utilisateur écrit « oui » dans la case décalage des sections du tableau présenté en annexe A. La mèche qui a les sections décalées est ici la mèche de chaîne 11, au niveau de son contact avec la mèche de trame 21. Les modifications s'effectuent dans les tableaux T4 et T5 de mise en donnée dans lesquels sont indiquées les positions des points de contrôle (coordonnées longitudinales des centres de sections le long de la mèche). Les limites de contact décalées sont indiquées dans le tableau de mise en donnée de la mèche de trame 21 au niveau du contact avec la mèche de chaîne 11. La position du contact a ici été décalée de 0,5 mm. Pour la mèche de chaîne 11, sont indiquées 5 valeurs entre crochets au niveau du contact avec la mèche de trame 21. Les quatre premières sont respectivement l'épaisseur, la largeur et la dimension des deux *flat flange* de la mèche. La dernière correspond à la variable *decal* de décalage des sections (valant 0,5 mm ici aussi). Une fois ces actions réalisées le décalage est automatiquement géré.

T4	10	x
Abscissa of the trajectory control points		
WEFT YARN NUMBER		
Point Number	11	21
1	0	0
2	0.65	1.15
3	4.35	4.85
4	5.65	5.65
5	9.35	9.35
6	10	10

T5	10	x
Abscissa of the trajectory control points		
WARP YARN NUMBER		
Point Number	11	21
1	0	0
2	0.425	0.425
3	4.125	4.125
4	4.975;{0.363;3.7;0.05;0.05;0.5}	4.975
5	8.675;{0.363;3.7;0.05;0.05;0.5}	8.675
6	9.1	9.1

Figure A.2. Mise en œuvre du décalage

Annexe D. Modélisation du comportement en traction avec densité cumulée d'activation sous forme exponentielle

Pour simplifier, θ restant petit, on peut écrire :

$$\sigma_{\theta}(e) = E_{GFPP} \int_{\theta} \frac{e - \theta}{1 + \theta} dG_{\theta}(\theta) \approx E_{GFPP} \int_{\theta} (e - \theta) dG_{\theta}(\theta)$$

Avec la densité d'activation sous forme exponentielle :

$$G(\theta) = 1 - e^{-(\theta/\lambda)^m}$$

On a donc :

$$dG_{\theta}(\theta) = \frac{m}{\lambda^m} \theta^{m-1} e^{-(\theta/\lambda)^m} d\theta$$

D'où :

$$\sigma_{\theta}(e) \approx E_{GFPP} \frac{m}{\lambda^m} \int_{\theta} (e - \theta) \theta^{m-1} e^{-(\theta/\lambda)^m} d\theta$$

Soit :

$$\sigma_{\theta}(e) \approx E_{GFPP} \frac{me}{\lambda^m} \int_{\theta} \theta^{m-1} e^{-(\theta/\lambda)^m} d\theta - E_{GFPP} \frac{m}{\lambda^m} \int_{\theta} \theta^m e^{-(\theta/\lambda)^m} d\theta$$

On effectue le calcul de la première intégrale :

$$\begin{aligned} E_{GFPP} \frac{me}{\lambda^m} \int_{\theta} \theta^{m-1} e^{-(\theta/\lambda)^m} d\theta &= E_{GFPP} \frac{me}{\lambda^m} \left[\frac{-\lambda^m}{m} e^{-(\theta/\lambda)^m} \right] = E_{GFPP} \frac{me}{\lambda^m} \frac{-\lambda^m}{m} \left(e^{-(e/\lambda)^m} - 1 \right) \\ &= E_{GFPP} e \left(1 - e^{-(e/\lambda)^m} \right) \end{aligned}$$

Pour ce qui est de la deuxième intégrale il faut calculer :

$$E_{GFPP} \frac{m}{\lambda^m} \int_{\theta} \theta^m e^{-(\theta/\lambda)^m} d\theta$$

Sous réserve que m et $u > 0$ on a $\int_{\theta} u^m e^{-u^m} du = \left[-\frac{m u e^{-u^m} + \Gamma(\frac{1}{m}, u^m)}{m^2} \right]$

Avec $\Gamma(a, b)$, fonction gamma incomplète.

On rappelle que l'expression de la fonction gamma est : $\Gamma(a) = \int_0^{\infty} x^{a-1} e^{-x} dx$

L'expression de la fonction gamma incomplète supérieure est $\Gamma(a, b) = \int_b^{\infty} x^{a-1} e^{-x} dx$

L'expression de la fonction gamma incomplète inférieure est $\gamma(a, b) = \int_0^b x^{a-1} e^{-x} dx$

On effectue le changement de variable :

$$u = \theta/\lambda, du = \frac{1}{\lambda} d\theta$$

La deuxième intégrale devient :

$$\begin{aligned} E_{GFPP} \frac{m}{\lambda^m} \int_{\theta=0}^e \theta^m e^{-(\theta/\lambda)^m} d\theta &= E_{GFPP} m \lambda \int_{u=0}^{\frac{e}{\lambda}} u^m e^{-u^m} du \\ &= E_{GFPP} m \lambda \left[-\frac{m \left(\frac{e}{\lambda}\right) e^{-(\frac{e}{\lambda})^m} + \Gamma\left(\frac{1}{m}, \left(\frac{e}{\lambda}\right)^m\right)}{m^2} + \frac{0 + \Gamma\left(\frac{1}{m}, 0\right)}{m^2} \right] \\ &= E_{GFPP} \left[\frac{-m^2 \lambda \left(\frac{e}{\lambda}\right) e^{-(\frac{e}{\lambda})^m}}{m^2} + \frac{m \lambda \left[\Gamma\left(\frac{1}{m}, 0\right) - \Gamma\left(\frac{1}{m}, \left(\frac{e}{\lambda}\right)^m\right) \right]}{m^2} \right] \\ &= -E_{GFPP} e e^{-(\frac{e}{\lambda})^m} + E_{GFPP} \frac{\lambda \left[\Gamma\left(\frac{1}{m}, 0\right) - \Gamma\left(\frac{1}{m}, \left(\frac{e}{\lambda}\right)^m\right) \right]}{m} \end{aligned}$$

D'où l'expression finale de la contrainte en fonction de la déformation :

$$\sigma_{\theta}(e) = E_{GFPP} e \left(1 - e^{-(e/\lambda)^m} \right) - \left(-E_{GFPP} e e^{-(\frac{e}{\lambda})^m} + E_{GFPP} \frac{\lambda \left[\Gamma\left(\frac{1}{m}, 0\right) - \Gamma\left(\frac{1}{m}, \left(\frac{e}{\lambda}\right)^m\right) \right]}{m} \right)$$

Soit :

$$\sigma_{\theta}(e) = E_{GFPP} \left(e - \frac{\lambda \left[\Gamma\left(\frac{1}{m}, 0\right) - \Gamma\left(\frac{1}{m}, \left(\frac{e}{\lambda}\right)^m\right) \right]}{m} \right)$$

Ou :

$$\Gamma\left(\frac{1}{m}, 0\right) = \Gamma\left(\frac{1}{m}\right)$$

Et :

$$\Gamma\left(\frac{1}{m}, \left(\frac{e}{\lambda}\right)^m\right) = \Gamma\left(\frac{1}{m}\right) - \gamma\left(\frac{1}{m}, \left(\frac{e}{\lambda}\right)^m\right)$$

Soit finalement

$$\sigma_\theta(e) = E_{GFP} \left(e - \frac{\lambda}{m} \gamma\left(\frac{1}{m}, \left(\frac{e}{\lambda}\right)^m\right) \right)$$

Avec $\gamma\left(\frac{1}{m}, \left(\frac{e}{\lambda}\right)^m\right) = \int_0^{\left(\frac{e}{\lambda}\right)^m} x^{\frac{1}{m}-1} e^{-x} dx$, non intégrable analytiquement.

Jean-Émile ROCHER

Caractérisation expérimentale et modélisation à l'échelle mésoscopique du comportement de tissus 3D de mèches coméleées.

Cette thèse s'inscrit dans le cadre du projet européen 3D-LightTrans ayant pour objectifs la fabrication à grande échelle et à bas coût de pièces composites. Pour parvenir à ces objectifs, des semi-produits sous forme de tissus 3D de mèches coméleées ont été réalisés. Le but de ces travaux est de caractériser le comportement mécanique de ces tissus en vue d'analyser leur formabilité et d'être en mesure de prédire leur comportement pendant les processus de mise en forme utilisés lors de la fabrication des pièces composites.

Le premier objectif de ces travaux était de caractériser expérimentalement le comportement mécanique des tissus 3D. Après avoir effectué un état de l'art ayant permis de définir les types et paramètres d'essais à utiliser pour la caractérisation du comportement des tissus, l'analyse des résultats de ces différents essais a permis de mettre en évidence les spécificités du comportement des tissus 3D.

Le deuxième objectif des travaux était de modéliser le comportement des tissus par une approche numérique. Le choix s'étant porté sur une approche à l'échelle mésoscopique, le comportement mécanique des mèches coméleées a été caractérisé expérimentalement. Les limitations du logiciel GeoFab quant à son utilisation pour la génération de modèles CAO de mailles élémentaires de tissus 3D ont été identifiées. Des améliorations permettant de répondre à ces limitations ont été proposées et leur faisabilité démontrée. Un modèle CAO d'une sous partie de la maille élémentaire d'un des tissus a alors été généré. Après avoir modélisé le comportement des mèches coméleées en se basant sur les résultats de leur caractérisation expérimentale, des premières simulations éléments finis ayant permis d'obtenir des résultats encourageants ont été réalisées.

Mots clés : Tissus 3D, mèches coméleées, essais, modélisation à l'échelle mésoscopique

Experimental characterization and modeling at the mesoscopic scale of the behavior of 3D fabrics of commingled yarns.

This thesis is part of the European project 3D-LightTrans whose objectives are the large scale and low-cost manufacturing of composite parts. To achieve these goals, semi-finished products in the form of 3D fabrics of commingled yarns were produced. The purpose of this work is to characterize the mechanical behavior of these fabrics in order to investigate their formability and be able to predict their behavior during the forming processes used for the manufacturing of composite parts.

The first objective of the work was to characterize experimentally the 3D fabrics mechanical behavior. A state of the art was realized in order to define the types and test parameters to use. The analysis of these test results allowed to highlight the specific 3D fabrics mechanical behaviour.

The second objective of the work was to model the fabrics behavior using a numerical method. A mesoscopic scale approach having been selected, experimental characterization of the commingled yarns mechanical behavior was necessary. Then, GeoFab software limitations on its use for the generation of CAD models of 3D fabrics unit cells were identified. Improvements to address these limitations have been proposed and their feasibility was demonstrated. A CAD model of a sub part of one of the fabrics unit cell was then generated. After having modeled the commingled yarns behaviour using experimental results, finite element simulations were performed on fabric CAD model and first encouraging results were obtained.

Keywords: 3D fabrics, commingled yarns, testing, mesoscale modeling



Laboratoire PRISME
8 rue Léonard de Vinci
45072 Orléans

