



N°d'ordre NNT : 2019LYSEI075

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

Ecole Doctorale N° 162
Mécanique, Énergétique, Génie civil et Acoustique

Spécialité/ discipline de doctorat :
Mécanique - Génie Mécanique - Génie Civil

Soutenue publiquement le 07/10/2019, par :

Jie WANG

**Simulation macro-méso de la mise en
forme de renforts tissés interlocks**

Devant le jury composé de :

BUENO, Marie-Ange	Professeur (Université de Haute-Alsace)	Rapporteur
ALLAOUI, Samir	Professeur (URCA)	Rapporteur
DUREISSEIX, David	Professeur (INSA-LYON)	Examineur
WANG, Peng	Maître de Conférences HDR (ENSAIT)	Examineur
BOISSE, Philippe	Professeur (INSA-LYON)	Directeur de thèse
HAMILA, Nahiene	Maître de Conférences HDR (INSA-LYON)	Co-directeur de thèse

Département FEDORA – INSA Lyon - Ecoles Doctorales – Quinquennal 2016-2020

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	CHIMIE DE LYON http://www.edchimie-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage secretariat@edchimie-lyon.fr INSA : R. GOURDON	M. Stéphane DANIELE Institut de recherches sur la catalyse et l'environnement de Lyon IRCELYON-UMR 5256 Équipe CDFA 2 Avenue Albert EINSTEIN 69 626 Villeurbanne CEDEX directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	ÉLECTRONIQUE, ÉLECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE http://edeea.ec-lyon.fr Sec. : M.C. HAVGOUDOUKIAN ecole-doctorale.eea@ec-lyon.fr	M. Gérard SCORLETTI École Centrale de Lyon 36 Avenue Guy DE COLLONGUE 69 134 Écully Tél : 04.72.18.60.97 Fax 04.78.43.37.17 gerard.scorletti@ec-lyon.fr
E2M2	ÉVOLUTION, ÉCOSYSTÈME, MICROBIOLOGIE, MODÉLISATION http://e2m2.universite-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 INSA : H. CHARLES secretariat.e2m2@univ-lyon1.fr	M. Philippe NORMAND UMR 5557 Lab. d'Ecologie Microbienne Université Claude Bernard Lyon 1 Bâtiment Mendel 43, boulevard du 11 Novembre 1918 69 622 Villeurbanne CEDEX philippe.normand@univ-lyon1.fr
EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTÉ http://www.ediss-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 INSA : M. LAGARDE secretariat.ediss@univ-lyon1.fr	Mme Emmanuelle CANET-SOULAS INSERM U1060, CarMeN lab, Univ. Lyon 1 Bâtiment IMBL 11 Avenue Jean CAPELLE INSA de Lyon 69 621 Villeurbanne Tél : 04.72.68.49.09 Fax : 04.72.68.49.16 emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr
INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES http://edinfomaths.universite-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage Tél : 04.72.43.80.46 infomaths@univ-lyon1.fr	M. Luca ZAMBONI Bât. Braconnier 43 Boulevard du 11 novembre 1918 69 622 Villeurbanne CEDEX Tél : 04.26.23.45.52 zamboni@maths.univ-lyon1.fr
Matériaux	MATÉRIAUX DE LYON http://ed34.universite-lyon.fr Sec. : Stéphanie CAUVIN Tél : 04.72.43.71.70 Bât. Direction ed.materiaux@insa-lyon.fr	M. Jean-Yves BUFFIÈRE INSA de Lyon MATEIS - Bât. Saint-Exupéry 7 Avenue Jean CAPELLE 69 621 Villeurbanne CEDEX Tél : 04.72.43.71.70 Fax : 04.72.43.85.28 jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr
MEGA	MÉCANIQUE, ÉNERGÉTIQUE, GÉNIE CIVIL, ACOUSTIQUE http://edmega.universite-lyon.fr Sec. : Stéphanie CAUVIN Tél : 04.72.43.71.70 Bât. Direction mega@insa-lyon.fr	M. Jocelyn BONJOUR INSA de Lyon Laboratoire CETHIL Bâtiment Sadi-Carnot 9, rue de la Physique 69 621 Villeurbanne CEDEX jocelyn.bonjour@insa-lyon.fr
ScSo	ScSo* http://ed483.univ-lyon2.fr Sec. : Véronique GUICHARD INSA : J.Y. TOUSSAINT Tél : 04.78.69.72.76 veronique.cervantes@univ-lyon2.fr	M. Christian MONTES Université Lyon 2 86 Rue Pasteur 69 365 Lyon CEDEX 07 christian.montes@univ-lyon2.fr

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

Résumé

Simulation macro-méso de la mise en forme de renforts tissés interlocks

L'étape de mise en forme dans le procédé RTM est importante car elle influence fortement le comportement mécanique du composite en service. Pour mieux prédire l'apparition de défauts éventuels des matériaux composites, les méthodes numériques sont de plus en plus développées compte tenu de la durée et du coût des essais. Déformations et orientations des mèches à l'échelle mésoscopiques sont essentielles pour simuler l'écoulement de la résine dans l'étape d'injection. Etant donné le nombre d'éléments et les interactions complexes, il est difficile d'effectuer les simulations de formage pour toute la pièce du renfort à l'échelle mésoscopique.

La présente thèse consiste à développer une méthode multiéchelle qui permet de relier les simulations macroscopiques des renforts et les modélisations mésoscopiques de VER (volume élémentaire représentatif) lors de la mise en forme. D'abord, les simulations numériques macroscopiques pour trois renforts tissés différents sont réalisées à l'aide d'une loi de comportement hyperélastique, par la méthode des éléments finis avec un schéma explicite dynamique. Ensuite, les modélisations géométriques de VER à l'échelle mésoscopique sont reconstituées sur la base des images de tomographie X. Les champs de déplacements-déformations mésoscopiques des renforts tissés sont déterminés à partir des résultats macroscopiques et de la position des mèches. Pour prendre en compte les effets locaux de glissements des mèches, deux approches de simulations mésoscopiques de VER sont développées. Finalement, les résultats numériques mésoscopiques sont comparés avec ceux expérimentaux.

Mots clés : renforts textiles de composites, mise en forme, simulation macro-méso, méthode par éléments finis, comportement hyperélastique, microtomographie, modélisation mésoscopique

Abstract

Macro-meso simulation of the forming process of interlock woven reinforcements

The forming stage in the RTM process is crucial because it strongly influences the mechanical behavior of composites in service. In order to better predict the appearance of possible defects of composite materials, numerical simulations are increasingly developed taking into account the duration and the cost of experiences. Deformations and orientations of yarns at the mesoscopic scale are essential to simulate the resin flow in the stage of injection. Given the number of elements and their complex interactions, it is difficult to conduct the shaping simulations for the entire reinforcement at this mesoscopic scale.

This present thesis consists in developing a multiscale method that allows linking the macroscopic simulations of reinforcements and the mesoscopic modellings of RVE (representative volume element) during the forming process. Firstly, the numerical simulations for three different woven reinforcements at the macroscopic scale are carried out using an anisotropic hyperelastic constitutive law, by the finite element method with a dynamic explicit scheme. Then, the geometrical modelling of RVE at the mesoscopic scale are reconstituted based on the tomographic images. The mesoscopic displacement-deformation fields of woven reinforcements are determined from the macroscopic results and the position of the yarns. In order to take into consideration sliding effects of yarns, two approaches of mesoscopic simulations of RVE are developed. Finally, the mesoscopic numerical results are compared with the experimental results.

Keywords: composite textile reinforcements, forming process, macro-meso simulation, finite element method, hyperelastic behavior, micro tomography, mesoscopic modelling

Table des matières

Résumé	i
Abstract	ii
Table des matières	iii
Table des figures	vi
Liste des tableaux	xi
Introduction	1
Chapitre 1 Présentation des renforts tissés de matériaux composites	3
1.1 Contexte de l'étude général.....	5
1.2 Les matériaux composites et les procédés	7
1.2.1 Structure à l'échelle microscopique – les fibres	7
1.2.2 Structure à l'échelle mésoscopique – les mèches	9
1.2.3 Structure à l'échelle macroscopique – les renforts tissés.....	10
1.2.4 Les trois renforts interlocks étudiés	13
1.2.5 Les procédés de mise en forme.....	15
1.3 Comportement mécanique des matériaux composites	18
1.3.1 Comportement mécanique des mèches	19
1.3.2 Comportement mécanique des renforts tissés.....	22
1.4 Simulations de la mise en forme des renforts de composites	33
1.4.1 Simulations à l'échelle microscopique	33
1.4.2 Simulations à l'échelle mésoscopique	34
1.4.3 Simulations à l'échelle macroscopique	38
Bilan du chapitre 1	42
Chapitre 2 Simulations macroscopiques de la mise en forme de renforts tissés	43
2.1 Cinématique des milieux continus en grandes transformations.....	45
2.1.1 Description du mouvement mécanique	45
2.1.2 Expression des déformations.....	46
2.1.3 Expression des contraintes.....	47
2.2 Loi de comportement hyperélastique	49
2.2.1 Choix de la loi de comportement	49
2.2.2 Hyperélasticité des renforts tissés interlocks	50
2.3 Essais et identifications des paramètres matériaux	57
2.3.1 Élongation dans les directions de chaîne et de trame.....	57
2.3.2 Compression transverse	57

2.3.3	<i>Cisaillement dans le plan</i>	59
2.3.4	<i>Cisaillement transverse dans les directions de chaîne et de trame</i>	64
2.3.5	<i>Rigidité locale de flexion</i>	67
2.4	Outil numérique de simulation - PlasFib	69
2.5	Essais et simulations : flexion trois points et emboutissage hémisphérique.....	71
2.5.1	<i>Analyses expérimentaux et numériques sur Interlock I</i>	71
2.5.2	<i>Analyses expérimentaux et numériques sur Interlock II</i>	74
2.5.3	<i>Analyses expérimentaux et numériques sur Interlock III</i>	78
	Bilan du chapitre 2	81
Chapitre 3	Analyses mésoscopiques du renfort tissé par méthode de transfert macro-méso	83
3.1	Simulation mésoscopique de la pièce dans les littératures	85
3.2	Méthode de transfert macro-méso développée	88
3.2.1	<i>Génération de maillage du renfort non-déformé basée sur Volume élémentaire représentatif (VER)</i>	88
3.2.2	<i>Connaissances d'élément isoparamétrique</i>	90
3.2.3	<i>Méthode de transfert macro-méso à partir des analyses macroscopiques</i>	92
3.2.4	<i>Post-traitement par les invariants physiques</i>	96
3.3	Modélisation géométrique du VER à partir d'images de tomographie X	100
3.3.1	<i>La technique tomographie</i>	100
3.3.2	<i>Modélisation géométrique du VER des renforts interlocks</i>	101
3.4	Analyses mésoscopiques à partir des simulations macroscopiques des renforts interlocks.....	107
3.4.1	<i>Déformations mésoscopiques pour le renfort Interlock I</i>	107
3.4.2	<i>Déformations mésoscopiques pour le renfort Interlock II</i>	112
3.4.3	<i>Déformations mésoscopiques pour le renfort Interlock III</i>	115
	Bilan du chapitre 3	120
Chapitre 4	Analyses mésoscopiques locales et comparaisons avec expériences	121
4.1	Techniques de résolution d'élongation excessive des mèches	123
4.1.1	<i>Mis en évidence du phénomène d'élongation excessive</i>	123
4.1.2	<i>Deux solutions proposées : Méso direct et Méso via macro</i>	125
4.2	Simulations mésoscopiques dans le cas de flexion.....	131
4.2.1	<i>Implémentation dans le logiciel Abaqus</i>	131
4.2.2	<i>Résultats des simulations mésoscopiques sur Interlock I</i>	133
4.2.3	<i>Résultats des simulations mésoscopiques sur Interlock II</i>	135
4.3	L'essai de la flexion et les comparaisons.....	139
4.3.1	<i>Essais et résultats à l'échelle mésoscopique</i>	139
4.3.2	<i>Comparaisons entre simulations et expériences</i>	141

Bilan du chapitre 4	142
Conclusions et perspectives	143
Bibliographies	145

Table des figures

Figure 1-1 Procédé d'assemblage des mèches de fibres en verre [DAL08]	8
Figure 1-2 Procédé de fabrication des fibres de carbone ex-PAN [DUP 08].....	9
Figure 1-3 Schéma d'un métier à tisser [FLO 13].....	10
Figure 1-4 Différents motifs de tissage en 2D : (a)Taffetas (b)Sergé 2x2 (c)Satin de 8 [CHA 11a]	11
Figure 1-5 Définition d'embuvage d'une mèche.....	12
Figure 1-6 Armures de renforts 3D [GU 02].....	12
Figure 1-7 Structure d'interlock générique (Interlock-I) et son tomographie	13
Figure 1-8 Coupes de la direction de trame (gauche) et de chaîne (droite).....	14
Figure 1-9 Structure du renfort 3D orthogonal (Interlock-II) et son tomographie	14
Figure 1-10 Interlock couche à couche sergé 3×3 (Interlock-III) et son tomographie [AZE 17].....	15
Figure 1-11 Schéma de principe du processus RTM (Resin Transfer Moulding).....	16
Figure 1-12 Schéma du processus d'infusion sous vide [NAO 14]	17
Figure 1-13 Les différentes échelles étudiées d'un renfort tissé	18
Figure 1-14 Comportement en tension de mèches de verre (a) et de carbone (b) [DUM03a]	19
Figure 1-15 Vue en coupe (par tomographie X) d'une section transverse de la mèche [BAD 08b].....	20
Figure 1-16 Déformations en distorsion de la mèche (dans le plan transverse).....	21
Figure 1-17 Déformations en cisaillement longitudinal de la mèche	21
Figure 1-18 Vues des mécanismes dans la flexion d'une mèche	22
Figure 1-19 Validation de l'hypothèse de non-glissement relatif entre les mèches [BOI 95].....	23
Figure 1-20 Deux phénomènes lors de la traction uniaxiale pour le taffetas de verre [BUE 98].....	24
Figure 1-21 L'essais de traction biaxiale des renforts tissés [BUE 98].....	25
Figure 1-22 Courbes expérimentales de traction biaxiale correspondant à divers coefficients k [BUE98]	25
Figure 1-23 Essai de compression transverse sur un renfort interlock (Interlock-II).....	26
Figure 1-24 Courbe d'écrasement sur un interlock épais (Interlock-III).....	26
Figure 1-25 Mécanisme de cisaillement d'un renfort tissé épais [LUY 09a].....	27
Figure 1-26 Cinématique et dispositif expérimental de Picture Frame Test (PFT) [CHA 11a].....	28
Figure 1-27 Cinématique et dispositif expérimental du bias extension test [CHA 11a]	29
Figure 1-28 Essai de cisaillement transverse sur tissé épais étudié (Interlock-III)	30
Figure 1-29 Principe d'identification de la rigidité de flexion	31
Figure 1-30 Dispositif de flexion proposé par de Bilbao [BIL 10]	31
Figure 1-31 Essai de flexion trois points sur un interlock étudié (Interlock-III).....	32
Figure 1-32 Modèle de maille élémentaire en cisaillement à l'échelle microscopique [DUR 10]	34
Figure 1-33 Modélisation analytique à l'échelle mésoscopique [KAW73a, KAW73b].....	35

Figure 1-34 Les exemples de modélisation d'un renfort 3D : (a) WiseTex [LOM 00] (b) TexGen [SHE 07].....	36
Figure 1-35 Des points de contrôle pour un sergé 3x2 [HIV05]	36
Figure 1-36 Modélisation d'un interlock par traitement d'une microtomographie [NAO 15].....	37
Figure 1-37 Deux types de CER dans une même armure [BAD 07]	37
Figure 1-38 Méthode du filet : détermination de la position du point C [BOI 04].....	39
Figure 1-39 Modélisation d'une particule O connectée à ses quatre voisins (a) avec modélisation de l'élongation (b), du cisaillement (c) et (d), et de la flexion (e) [SZE 05].....	39
Figure 1-40 Résultats expérimentaux et numériques d'un emboutissage de type double dôme sur un tissu 2D [KHA 10].....	40
Figure 1-41 Résultats expérimentaux et numériques d'un emboutissage hémisphérique de renfort épais interlock [CHA 12].....	40
Figure 1-42 Approche semi-discrète discrète pour interlocks a)[ALL 11] b) [LUY 09b]	41
Figure 2-1 Configuration initiale C_0 et configuration actuelle déformée C_t	45
Figure 2-2 Définition du vecteur contrainte	48
Figure 2-3 Modes de déformation des renforts interlocks.....	52
Figure 2-4 a) Zones d'intégration dans l'élément hexaédrique b) Calcul des courbures à partir d'éléments S3 voisins [MAT 15].....	56
Figure 2-5 Dispositif expérimental utilisé et la courbe imposée effort/déplacement	57
Figure 2-6 Identification expérimentale et numérique en compression transverse (Interlock II)	59
Figure 2-7 Identification expérimentale et numérique en compression transverse (Interlock III)	59
Figure 2-8 Eprouvette déformée en cisaillement dans le plan et la courbe imposée effort/déplacement	60
Figure 2-9 La relation de couple surfacique / angle de cisaillement (Interlock II)	61
Figure 2-10 Identification expérimentale et numérique en cisaillement dans le plan (Interlock II)	63
Figure 2-11 Identification expérimentale et numérique en cisaillement dans le plan (Interlock III)	63
Figure 2-12 Dispositif utilisé et l'éprouvette en cisaillement transverse dans la direction chaîne.....	64
Figure 2-13 Les courbes effort/déplacement imposée par la machine (chaîne et trame)	64
Figure 2-14 Identification expérimentale et numérique en cisaillement transverse (Interlock II)	66
Figure 2-15 Identification expérimentale et numérique en cisaillement transverse (Interlock III)	66
Figure 2-16 Points choisis sur la ligne moyenne de l'éprouvette.....	67
Figure 2-17 Lignes moyennes de déplacements différents lors de l'essai de flexion trois points.....	68
Figure 2-18 Les éprouvettes déformées en flexion dans le sens a) chaîne et b) trame [ORL 12]	71
Figure 2-19 Angle de cisaillement transverse de l'éprouvette initiale et déformée en flexion	72
Figure 2-20 Les lignes moyennes obtenues par simulation et expérimentalement	73

Figure 2-21 Schéma [CHA 11a]et protocole expérimental d’emboutissage hémisphérique.....	73
Figure 2-22 Comparaison d’angle de cisaillement dans le plan entre l’expérience et la simulation.....	74
Figure 2-23 L’éprouvette d’Interlock II en flexion avec une flèche de 30 mm	74
Figure 2-24 Angle de cisaillement transverse de l’éprouvette initiale et déformée en flexion	75
Figure 2-25 Comparaison des lignes moyennes expérimentales et simulées sur Interlock II	75
Figure 2-26 L’éprouvette non déformée avec des marqueurs	76
Figure 2-27 Protocole expérimental d’emboutissage utilisé pour Interlock II	76
Figure 2-28 Vues de dessus de l’éprouvette déformée expérimentalement et par simulation	77
Figure 2-29 Comparaison les formes finales obtenue par simulation et expérimentalement.....	77
Figure 2-30 L’éprouvette d’Interlock III en flexion avec une flèche de 0mm et 30 mm	78
Figure 2-31 Comparaison d’angle de cisaillement transverse entre l’expérience et la simulation.....	78
Figure 2-32 Comparaison de la ligne moyenne entre l’expérience et la simulation	79
Figure 2-33 Angle de cisaillement de l’éprouvette déformée (vues de dessus et de dessous)	79
Figure 2-34 Compression de l’éprouvette déformé d’emboutissage.....	80
Figure 3-1 a) Discrétisation de l’élément fini semi-discret et b) simulation de drapage avec élément S3 [HAM 09].....	85
Figure 3-2 a) Élément hexaédriques spécifiques avec ses mèches b) résultat par simulation d’emboutissage hémisphérique [LUY 09b].....	86
Figure 3-3 Simulation mésoscopique avec des éléments de coques du renfort [GAT 10].....	86
Figure 3-4 MMZ simulation de drapage pour le moule de boîte [IWA 19]	87
Figure 3-5 Les 4 ensembles de nœuds sur les frontières du VER.....	88
Figure 3-6 Schéma de répétition du VER suivant X.....	89
Figure 3-7 Schéma de répétition du VER suivant X et Y	90
Figure 3-8 Élément réel et élément de référence.....	91
Figure 3-9 Superposition des structures aux échelles mésoscopique et macroscopique	93
Figure 3-10 Un nœud méso appartenant à l’élément macro dans la base réelle et de référence	93
Figure 3-11 L’obtention du point d’approximation.....	94
Figure 3-12 L’algorithme de Newton-Raphson dans notre cas	95
Figure 3-13 Modes de déformation de la mèche : (a) élongation (b) compaction (c) distorsion (d) cisaillement.....	96
Figure 3-14 Définition des bases covariantes dans l’élément non-déformé et déformé.....	97
Figure 3-15 4 tests élémentaires de l’implémentation du post-traitement.....	99
Figure 3-16 Schéma de principe d’un tomographe à rayons X	100
Figure 3-17 Les positions relatives des deux réseaux dans un VER.....	102
Figure 3-18 Construction de mèche chaîne/trame à partir les tomographies	103

Figure 3-19 Modélisation géométrique du VER : a) modèle tomographique en vue 3D b) modèle géométrique sous CATIA c) modèle maillé par des éléments hexaédriques	104
Figure 3-20 Renfort tissé interlock orthogonal segmenté et son modèle géométrique maillé [NAO 15]	105
Figure 3-21 Modélisation géométrique du VER : a) modèle tomographique en vue 3D b) modèle géométrique sous CATIA c) modèle maillé dans Abaqus [AZE 17]	106
Figure 3-22 Géométrie mésoscopique du renfort suivant le sens chaîne : a) initial et b) déformé	107
Figure 3-23 Géométrie mésoscopique du renfort suivant le sens trame : a) initial et b) déformé.....	108
Figure 3-24 Comparaison des angles de cisaillement des résultats :	
a) macroscopique b) mésoscopique.....	109
Figure 3-25 Visualisations des invariants physiques associés aux 4 modes de déformation des mèches du renfort Interlock I en flexion (chaîne)	110
Figure 3-26 Visualisations des invariants physiques associés aux 4 modes de déformation des mèches du renfort Interlock I en flexion (trame).....	110
Figure 3-27 Géométrie mésoscopique d'emboutissage du renfort: a) initial et b) déformé	111
Figure 3-28 Visualisations sur les invariants physiques associés aux 4 modes de déformation	112
Figure 3-29 Coupes des sections de mèches dans les configurations initiale et déformée.....	112
Figure 3-30 Post-traitements de la flexion trois points du renfort Interlock II.....	113
Figure 3-31 Déformations des mèches du renfort tissé en compression et détaillées	114
Figure 3-32 Comparaison de la géométrie déformée du renfort Interlock II : a)expérimente b)simulation.....	114
Figure 3-33 Géométrie mésoscopique du renfort 3D non-déformé et déformé	115
Figure 3-34 Exemple de l'extrait d'une seule mèche	115
Figure 3-35 Coupes du renfort Interlock III dans la configurations initiale et déformée	116
Figure 3-36 Post-traitements associée aux invariants physiques lors de la flexion.....	116
Figure 3-37 Déformations des mèches du renfort Interlock III a) non-déformé b) déformé.....	117
Figure 3-38 Post-traitements des mèches associée aux invariants physiques	118
Figure 4-1 Modèle géométrique simplifié des mèches non déformées et déformées.....	123
Figure 4-2 Calcul des changements d'élongation dans modèle géométrique simplifié	124
Figure 4-3 Six zones de référence avec la même géométrie	125
Figure 4-4 Comparaison de $I_{\text{élong}}$ (mésos) et I_{ctC} (macro).....	125
Figure 4-5 Deux éléments à étudier (l'unité en mm).....	126
Figure 4-6 Schéma de transfert macro-mésos dans le cas de compression du renfort.....	127
Figure 4-7 Deux éléments imposés en compression	127
Figure 4-8 Deux éléments poutre à étudier	128

Figure 4-9 Schéma des calculs par éléments poutre.....	129
Figure 4-10 Courbes de déplacement du Nœuds 2 dans Solution I et Solution II.....	129
Figure 4-11 Courbes de déplacement par éléments C3D8 dans Solution I (Méso direct).....	130
Figure 4-12 Courbes de déplacement par éléments C3D8 dans Solution II.....	130
Figure 4-13 Position du VER à simuler dans le renfort tissé a) initial et b) déformé	133
Figure 4-14 Comparaison des résultats : avant et après simulation mésoscopique d'Interlock I (Solution I : Calcul méso direct)	134
Figure 4-15 Comparaison des résultats : avant et après simulation mésoscopique d'Interlock I (Solution II : Calcul méso via macro)	134
Figure 4-16 Courbes des énergies en fonction du temps.....	135
Figure 4-17 Position du VER à simuler dans le renfort tissé a) initial et b) déformé	136
Figure 4-18 Comparaison des résultats : avant et après simulation mésoscopique d'Interlock II (Solution I : Calcul méso direct)	136
Figure 4-19 Comparaison des résultats : avant et après simulation mésoscopique d'Interlock II (Solution II : Calcul méso via macro)	137
Figure 4-20 Les positions des dix points à observer du VER	138
Figure 4-21 Comparaison des invariants d'élongation.....	138
Figure 4-22 Coupes du renfort Interlock II dans le sens de mèche liante	139
Figure 4-23 Coupe dans le sens chaîne obtenue par le microscope	140
Figure 4-24 Détails de la coupe dans le sens chaîne	140
Figure 4-25 Coupes du VER extraites dans la même position du renfort par : a) simulation b) expérience	141
Figure 4-26 Comparaisons entre simulations et expérience : a) Solution I b) expérience c) Solution II	141

Liste des tableaux

Tableau 1-1 Compositions principales des fibres de verre dans les renforts [BER 08]	7
Tableau 1-2 Caractéristiques géométriques de la mèche en verre E	14
Tableau 2-1 Coefficients identifiés en compression transverse (Interlock II).....	59
Tableau 2-2 Coefficients identifiés en compression transverse (Interlock III)	59
Tableau 2-3 Coefficients identifiés en cisaillement dans le plan (Interlock II).....	63
Tableau 2-4 Coefficients identifiés en cisaillement dans le plan (Interlock III)	63
Tableau 2-5 Coefficients identifiés en cisaillement transverse (Interlock II).....	66
Tableau 2-6 Coefficients identifiés en cisaillement transverse (Interlock III)	66
Tableau 2-7 Coefficients identifiés en flexion (Interlock II).....	68
Tableau 2-8 Coefficients identifiés en flexion (Interlock III)	68
Tableau 3-1 Bilan sur les temps de calcul pour les trois renforts étudiés	119
Tableau 4-1 Paramètres matériaux utilisés des renforts interlocks	132

Introduction

Dans les dernières décennies, les matériaux composites qui ont un haut rapport résistance-masse ont connu une utilisation grandissante dans de nombreux domaines de haute technologie, en particulier les industries aéronautiques et aérospatiales. Les deux acteurs majeurs de l'industrie aéronautique, Airbus et Boeing, montrent un grand intérêt à chercher l'allègement des structures qui permet de diminuer la consommation de carburant pour des considérations économiques et écologiques. Ils introduisent ces matériaux en proportions de plus en plus importantes dans leurs nouvelles architectures aéronautiques augmentant la capacité de chargement et l'économie d'énergie, tel que l'A350 XWB d'Airbus dont les composites composent près de 53 % de la structure, notamment l'ensemble du fuselage, le caisson central de voilure, les ailes entières et l'empennage.

Ces matériaux composites à fibres longues ont d'excellentes caractéristiques mécaniques spécifiques par rapport aux matériaux métalliques plus traditionnels. Ils ont une très grande rigidité en tension dans la direction des fibres qui conduit à des conditions de quasi inextensibilité. La mise en forme des renforts textiles de forme complexe, même à double courbure, peut être réalisée grâce à leur faible rigidité en cisaillement associée aux glissements relatifs entre les fibres. Concernant les procédés de fabrication, on s'intéresse exclusivement au procédé RTM (Resin Transfert Molding) qui se décompose principalement en l'étape de formage et l'étape d'injection de la résine. La connaissance du comportement mécanique des renforts tissés est nécessaire pour simuler le procédé de formage qui a une influence directe sur les propriétés mécaniques des pièces finales.

Etant un matériau multiéchelle, les renforts tissés peuvent être analysés à trois échelles différentes : macroscopique, mésoscopique et microscopique. Cependant, à une seule échelle il n'est pas possible d'exprimer toutes les caractérisations du matériau composite. Les modèles mésoscopiques ou microscopiques montrent les difficultés à simuler le procédé de formage des renforts dû au nombre important des éléments et aux complexes contacts. Donc la simulation de la mise en forme des renforts tissés peut être réalisée qu'à l'échelle macroscopique pour l'instant. Afin d'analyser les déformations du renfort à l'échelle des mèches, les méthodes macro-méso sont envisageables pour éviter de calculer directement le renfort à les échelles inférieurs.

Pour effectuer les analyses mésoscopiques du renfort tissé lors de la mise en forme, la thèse consiste à développer une méthode macro-méso qui permet de relier les simulations macroscopiques des renforts interlocks et les modélisations mésoscopiques des mèches. Pour cela, la thèse consiste en quatre chapitres.

Dans le premier chapitre, une présentation générale des matériaux composites à renforts tissés aux trois échelles différentes est introduite et particulièrement les trois renforts tissés interlocks différents à étudier sont détaillés. Des connaissances en termes des mécanismes des renforts dans différents modes de déformation sont nécessaires pour réaliser les simulations numériques aux différentes échelles. Afin de simuler ces comportements mécaniques des renforts, les différentes approches de simulation seront introduites.

Le deuxième chapitre consiste à mettre en œuvre les simulations numériques à l'échelle macroscopique pour ces trois renforts tissés interlocks dans le logiciel de calcul PlasFib développé par le laboratoire LaMCoS. Ceci sert de base pour la méthode multiéchelle à proposer. Suite à des notions de bases de la mécanique des milieux continus en grandes transformations, le formalisme d'une loi de comportement hyperélastique utilisée est détaillée. Différents essais

de caractérisations des renforts tissés seront présentés pour identifier les paramètres matériaux existants dans cette loi de comportement. Avec ces paramètres identifiés, les simulations numériques macroscopiques des trois renforts interlocks sont réalisées par la méthode des éléments finis à schéma explicite dynamique. En comparaison avec les résultats expérimentaux, les résultats numériques des renforts tissés montrent une bonne concordance dans les deux cas : flexion trois points et emboutissage hémisphérique.

Dans le troisième chapitre, la méthode de simulation macro-méso est développée. Les avantages de cette méthode sont d'avoir un temps de calcul raisonnable et de garder les caractérisations géométriques des mèches telles que, les formes de section transversale. Après un état de l'art des modèles macro-méso existants dans littératures, les reconstructions des Volume élémentaire représentatif (VER) basées sur les images de tomographie sont réalisées pour construire les renforts tissés au niveau des mèches. Un passage macro-méso est établi par l'intermédiaire des positions spatiales des nœuds mésoscopiques des mèches et des nœuds d'élément macroscopiques où se situent les nœuds mésoscopiques. Grâce à ce passage, on peut déterminer les champs de déplacements-déformations mésoscopiques de renforts tissés. En vue de la visualisation, les post-traitements associés à chaque mode de déformation mésoscopique sont introduits.

Le dernier chapitre est consacré à des simulations mésoscopiques locales du VER à partir des résultats obtenus par la méthode de transfert macro-méso. Le phénomène numérique d'élongation excessive des mèches dans la direction des fibres est d'abord mis en évidence. Ce phénomène provient du fait de l'absence des effets de glissement entre les mèches pendant la transformation entre macro et méso. Afin de pallier ce phénomène, deux approches sont envisagées pour prendre en compte les comportements mésoscopiques des mèches. Dans la première solution, les conditions aux limites calculées par la méthode de transfert macro-méso sont imposées sur les frontières du VER. La deuxième solution consiste à relâcher les contraintes internes des mèches en bloquant les bords du VER depuis la configuration déformée déterminée par le transfert macro-méso. Suite aux validations des tests élémentaires, les deux approches sont appliquée aux renforts interlocks. Les résultats numériques sont comparés à des résultats expérimentaux de flexion trois points.

Chapitre 1

Présentation des renforts tissés de matériaux composites

Dans ce premier chapitre, une introduction à l'étude des pièces composites à renforts tissés sera présentée. Après un contexte général sur matériaux composites, les renforts textiles seront détaillés aux trois échelles différentes: l'échelle microscopique, l'échelle mésoscopique et l'échelle macroscopique. De plus, nous décrirons les trois renforts tissés interlocks épais que nous étudierons et une brève description du procédé de fabrication des renforts tissés. Ensuite, les essais permettant de caractériser les différents modes de déformation du renfort tissé seront présentés afin d'acquérir une bonne compréhension du mécanisme de déformation des renforts. Finalement, les différentes approches de simulation, avec leurs avantages et leurs limites, permettant de simuler les comportements mécaniques de renforts tissés aux différentes échelles, seront détaillées.

Dans ce manuscrit, nous nous intéresserons aux comportements mécaniques des renforts tissés épais (interlocks) à l'échelle mésoscopique et à l'échelle macroscopique lors de la mise en forme.

Sommaire

1.1	Contexte de l'étude général.....	5
1.2	Les matériaux composites et les procédés	7
1.2.1	Structure à l'échelle microscopique – les fibres	7
1.2.1.1	Fibres de verre	7
1.2.1.2	Fibres de carbone.....	8
1.2.2	Structure à l'échelle mésoscopique – les mèches.....	9
1.2.3	Structure à l'échelle macroscopique – les renforts tissés	10
1.2.3.1	Armures 2D.....	11
1.2.3.2	Armures 2.5D : interlocks.....	12
1.2.4	Les trois renforts interlocks étudiés.....	13
1.2.5	Les procédés de mise en forme.....	15

1.2.5.1 RTM (Resin Transfer Moulding)	16
1.2.5.2 L'infusion sous vide	17
1.3 Comportement mécanique des matériaux composites	18
1.3.1 Comportement mécanique des mèches.....	19
1.3.1.1 Comportement d'une mèche en tension.....	19
1.3.1.2 Comportement d'une mèche en compaction transverse	20
1.3.1.3 Comportement d'une mèche en cisaillement.....	21
1.3.1.4 Comportement d'une mèche en flexion.....	22
1.3.2 Comportement mécanique des renforts tissés	22
1.3.2.1 L'hypothèse de non-glissement	23
1.3.2.2 Comportement d'un renfort en tension uniaxiale	23
1.3.2.3 Comportement d'un renfort en tension biaxiale	24
1.3.2.4 Comportement d'un renfort en compression transverse	25
1.3.2.5 Comportement d'un renfort en cisaillement dans le plan.....	27
1.3.2.6 Comportement d'un renfort en cisaillement transverse.....	30
1.3.2.7 Comportement d'un renfort en flexion	30
1.4 Simulations de la mise en forme	33
1.4.1 Simulations à l'échelle microscopique	33
1.4.2 Simulations à l'échelle mésoscopique	34
1.4.3 Simulations à l'échelle macroscopique	38
1.4.3.1 Approches géométriques	38
1.4.3.2 Approches mécaniques	39
Bilan du chapitre 1	42

1.1 Contexte de l'étude général

Un matériau composite est l'assemblage qui constitue en au moins deux composants de base non miscibles. Cette définition inclut un large éventail de matériaux, certains sont bio-composites naturels et utilisés depuis siècles tels que les os, le bois ou le torchis constitué de fibres végétales liées entre elles par de la terre qui peut être utilisé en construction; d'autres nous entourent tels que les pneumatiques ou le béton constitué de ciment et de gravier. Ce nouveau matériau composite possède des propriétés supérieures qui peuvent répondre à un besoin spécifique non satisfaits individuellement par ces composants de base. Parmi les propriétés majeures qu'ils offrent, on peut constater :

- La haut rapport résistance-masse avec de bonnes caractéristiques spécifiques (caractéristiques par unité de masse) et une bonne ténacité permettant un gain de poids et une grande sûreté aux structures ;
- La possibilité de réaliser des pièces de formes complexes qui permet intégrer plusieurs fonctions, ce qui peut réduire les opérations d'assemblage ;
- La bonne résistance à la fatigue permettant la création de structures avec une grande longévité ;
- La haute résistance à la corrosion, contrairement aux matériaux métalliques;
- La qualité d'amortissement des vibrations permettant, entre autres, la réduction des nuisances sonores.

Les matériaux ont différents composants et différentes manières de constitution, mais généralement, ils sont constitués de deux constituants principaux : un renfort qui confère à la pièce finale ses caractéristiques mécaniques principales, et une matrice qui transmet les efforts mécaniques au renfort et apporte la cohésion de la structure. Les propriétés du matériau composite dépendent non seulement des matériaux constituant le renfort et la matrice mais aussi de leur distribution spatiale et leur façon d'interaction.

Les matrices

Les matrices des matériaux composites développés à l'heure actuelle sont généralement divisées en deux catégories :

- Les matrices organiques: elles se présentent sous forme de résine thermoplastique, thermodurcissable ou élastomère. Elles sont largement utilisées dans les industries, que ce soit à destination de produits grand public ou de produit de haute technicité. Leurs avantages principaux sont le faible coût et la facilité de mise en œuvre du procédé de fabrication ;
- Les matrices minérales: elles sont constituées à base de céramiques, de métaux ou de graphite. Elles sont utilisées pour des applications de pointe comme les secteurs militaire et spatial et lorsque des conditions environnementales revêtent un caractère extrême (hautes températures, hygrométrie défavorable) qui est hostiles aux matrices organiques. Leurs limites sont la difficulté et la complexité du procédé de fabrication qui rendent le coût très élevé.

Les renforts

Les renforts peuvent être généralement distingués en plusieurs catégories en fonction de leur structure géométrique :

- Les renforts particuliers: ils sont généralement des inclusions granulaires (craie), lamellaire (talc, mica) ou aciculaire (wollastonite, fibres courtes), dispersées dans la matrice et sont peu utilisés pour des applications structurelles. Ce genre de renfort est peu utilisés à des fins structurelles, mais plutôt pour des produits de grande consommation ou des applications spécifiques ;
- Les renforts à fibres discontinues: la matrice est renforcée par une étape dispersée de fibres courtes dont la longueur est inférieure à cent fois leur diamètre avec ou sans orientation privilégiée. L'assemblage de fibres courtes en nappe s'appelle mât, dans lequel les fibres représentent un apport volumique d'environ 30 %. Ce type de renfort est utilisé seulement pour améliorer le comportement de la matrice et le matériau composite obtenu est alors un polymère renforcé ;
- Les renforts à fibres continues : ils sont constitués d'un assemblage de fibres continues de manière ordonnée, dont la longueur est de l'ordre de grandeur des tailles de la pièce finale. Les directions privilégiées des fibres continues déterminent les principales caractéristiques mécaniques de la pièce finale, et le comportement de la matrice est de second ordre dans ces directions. Dans ce type de renfort, la matrice sert à assurer la cohésion de l'ensemble et offrir une résistance aux sollicitations appliquées dans des directions différentes de celles des fibres.

Dans le cadre de cette thèse, nous nous intéresserons particulièrement aux renforts à fibres continues lors de la mise en forme.

1.2 Les matériaux composites et les procédés

La structure multi-matériaux et multi-échelles d'une pièce composite influence les principales caractéristiques mécaniques du produit final à renfort tissé. Dans cette section, les différentes étapes de procédé de fabrication pour renforts composites seront présentées. Une fois les fibres fabriquées, elles sont assemblées en mèches qui seront liées par tissage selon différents schémas en vue d'obtenir le renfort. Ensuite, pour fabriquer le produit final, par exemple dans le procédé du type LCM (Liquid Composite Moulding), le renfort doit être mis en forme, injecté de la résine puis cuit.

1.2.1 Structure à l'échelle microscopique – les fibres

Les fibres assemblées les mèches et les renforts peuvent être de différentes natures : carbone, verre, métaux, céramiques ou encore matériaux d'origines végétale (cellulose, lignine, lin) ou animale (collagène). Dans ce manuscrit, les tissus étudiés seront tous constitués de fibres continues de verre ou de carbone qui sont généralement utilisées dans les applications structurelles : aérospatiale, aéronautique, automobile, constructions navales, etc.

1.2.1.1 Fibres de verre

En fonction de l'utilisation du fil, plusieurs types de composition peuvent être utilisés en tant que matière première. Il y a différentes compositions du verre afin de fabriquer des filaments de verre pour des applications structurelles. Les compositions les plus utilisées sont décrites dans tableau 1-1. La composition de type E (pour Electrique) est la composition standard qui est la plus utilisée pour les matériaux composites traditionnels à matrices organiques. La composition de type C (pour résistance Chimique) est principalement utilisée dans des applications nécessitant une bonne résistance à la corrosion, spécifiquement pour les fibres d'isolation. La composition de type AR (pour Alkali Résistant) avec la présence de ZrO_2 , résiste aux attaques d'hydroxyde de calcium (chaux), ce qui permet notamment de renforcer des bétons.

Type \ Composant	Verre type E	Verre type C	Verre type AR
SiO ₂	53-55%	60-65%	61%
Al ₂ O ₃	14-15%	3.5-6%	
CaO	17-23%	14%	5%
MgO	1.0%	3%	
Na ₂ O ₃	0.8%	10%	17%
B ₂ O ₃	0-8%	5%	
Fe ₂ O ₃	0.3%	0.5%	0.3%
TiO ₂	0.5%		
ZrO ₂			10%

Tableau 1-1 Compositions principales des fibres de verre dans les renforts [BER 08]

La composition désirée est chauffée à environ 1500°C, et après filée à grande vitesse afin de former les fibres. Ce procédé permet d'obtenir des mèches silionnes (appelées également stratifils ou rovings) composées de fibres continues (par opposition aux mèches verrannes composées de fibres longues) et présentant de très bons comportements mécaniques. Le

diamètre de ces fibres est normalement compris entre 5 et 24 microns. Elles sont assemblées en mèches : chaque mèche comprend entre 1000 (1k) et 12000 (12k) fibres. La figure 1-1 illustre le procédé de fabrication des fibres de verre par filage. Dans ce procédé, le diamètre de fibre est déterminé principalement par la géométrie de la filière, la vitesse de filage et la vitesse de refroidissement. Ce type de fibres d'un coût raisonnable est généralement utilisé dans le domaine de l'automobile et du nautisme, mais pas pour des pièces structurales de l'aéronautique en raison de leurs moyennes performances mécaniques.

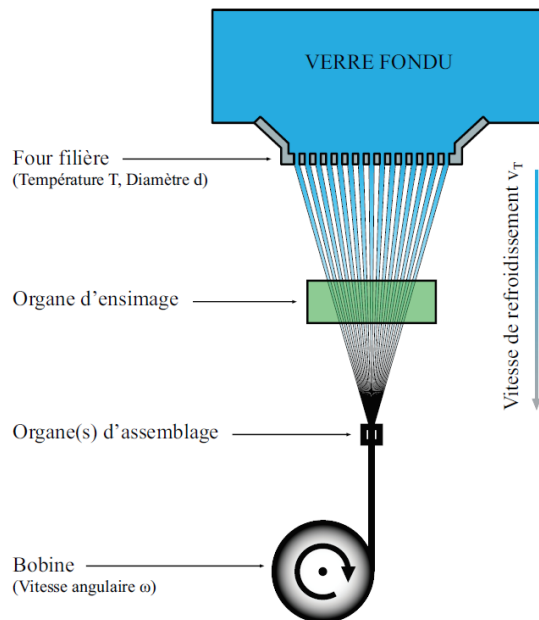


Figure 1-1 Procédé d'assemblage des mèches de fibres en verre [DAL08]

1.2.1.2 Fibres de carbone

Les fibres de carbone de l'ordre de 5 ou 7 micromètres de diamètre peuvent être obtenues par tresses d'une matière précurseur. Un procédé de carbonisation sous atmosphère inerte et à haute température permet de transformer ces tresses en fibres de carbone. Cette fabrication peut être réalisée principalement par deux manières :

- **Fibres ex-PAN** : les fibres sont obtenues par la transformation d'un précurseur en polyacrylonitrile. Ceci est le plus utilisé de nos jours ayant de bonnes propriétés mécaniques et un coût de fabrication modéré. La figure 1-2 montre les différentes étapes du procédé des fibres ex-PAN. La première étape est d'obtenir des mono filaments par filage et étirage du polymère qui sont ensuite assemblés en mèches. Après oxydation ménagée entre 200 °C et 300 °C et carbonisation sous atmosphère inerte entre 1 000 °C et 1 500 °C, des fibres de haute résistance (HR) sont obtenues. Afin d'améliorer la structure des fibres, une étape supplémentaire de graphitisation peut être effectuée à haute température (plus de 2 000 °C). Ceci permet d'augmenter les propriétés mécaniques des fibres et d'obtenir des fibres plus rigides dites haut module (HM).
- **Fibre ex-brai** : les fibres sont obtenues par filage de résidu de pétrole ou de houille. Après une carbonisation du brai à une température de 350 à 450 °C, les fibres sont carbonisées dans une atmosphère d'azote à 2 500°C afin d'augmenter la proportion de carbone. Toutefois, elles ont une rigidité de traction plus faible à cause de la difficulté de suppression des impuretés dans le brai d'origine.

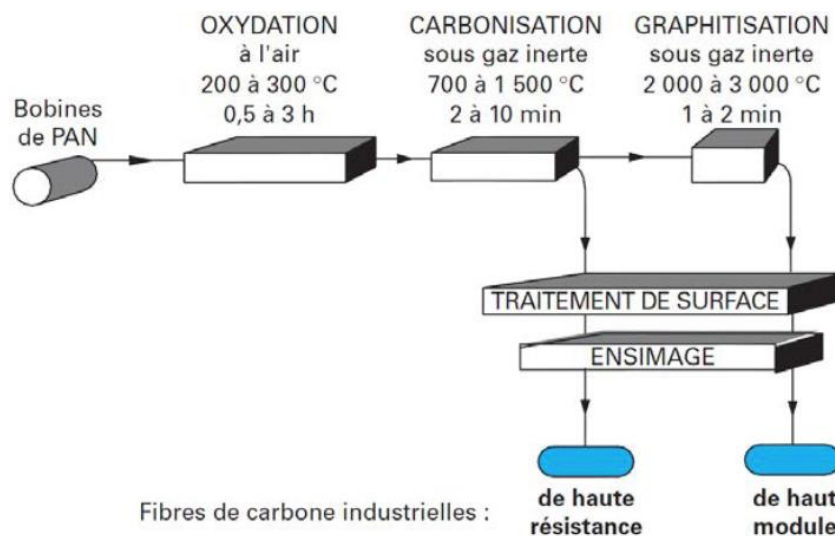


Figure 1-2 Procédé de fabrication des fibres de carbone ex-PAN [DUP 08]

Ce type de fibres permet d'obtenir des matériaux composites de bonne caractéristiques mécaniques : rigidité, résistance à la traction, compression, fissuration, etc., tout en ayant une densité faible. Mais les fibres de carbone restent relativement chères par rapport aux matériaux classiques en raison de la production très énergivore. Les matériaux composites en fibres de carbone sont utilisés principalement dans des applications de haute technologie, tels que l'industrie aéronautique et spatiale.

1.2.2 Structure à l'échelle mésoscopique – les mèches

Afin d'obtenir de nouvelles propriétés, les fibres obtenues peuvent supporter des transformations ou des traitements. Dans notre cas, pour constituer les mèches elles sont assemblées avec des traitements supplémentaires :

- Le moulinage ou le retordage confère aux fils continus une torsion pour assembler par torsion plusieurs fibres, diminuer leur section et améliorer leurs caractéristiques mécaniques ;
- La texturation permet d'apporter aux fils continus des propriétés de gonflant et d'élasticité, ainsi que le confort et l'aspect des tissus ;
- Le guipage a pour but de recouvrir un fil en amé par un enroulement en spirale avec un ou plusieurs fils simples de couverture. Cette technique est utilisée généralement avec les fils élastiques pour les applications traditionnelles (bas, collants ...), elle permet pareillement de protéger certains fils faibles comme les fibres céramiques lors des traitements de transformation des fils en surfaces textiles (tissage, tressage...).

Après être assemblées, les mèches de fibres de carbone comportent entre 3000 (3k) et 48000 (48k) fibres. Quant aux mèches de fibres de verre, elles comprennent généralement entre 1000 (1k) et 12000 (12k) fibres. L'assemblage de la mèche peut être réalisées de plusieurs de manières : les fibres peuvent être entrelacées, torsadées ou simplement juxtaposées, conférant à la mèche plus ou moins cohérence. L'ensimage qui consiste à traiter la surface des fibres influence

largement la cohérence de la mèche et les comportements mécaniques des matériaux [TOU 18]. Pour décrire une mèche, les grandeurs caractéristiques suivantes sont généralement utilisées :

- Nature des fibres (verre, carbone, ...) ;
- Nombre de fibres par mèche ;
- Types d'assemblage (entrelacé, torsadé, stratiforme, ...) ;
- Diamètre des fibres ;
- Masse linéique, exprimée en tex (1 tex = 1 g/km) ;
- Rigidité (en N) et résistance (en N) en tension.

1.2.3 Structure à l'échelle macroscopique – les renforts tissés

Les mèches peuvent être assemblées de plusieurs manières : tressées, tricotées ou tissées. Les structures tissées sont les plus utilisées et les plus répandues dans le domaine des matériaux composites. Dans le procédé de tissage, les fibres sont assemblées en paquets de plusieurs milliers de fibres constituant chaque mèche, puis tissées selon des différentes armures complexes. Dans ce manuscrit, les renforts étudiés sont les assemblages de mèches de verre ou de carbone obtenus par tissage.

Les tissages peuvent être distingués en 2D (surfaciques), 3D (tridimensionnels) ou 2.5D (interlocks). Les premiers sont un entrecroisement rectiligne et orthogonal de deux réseaux de mèches (la chaîne et la trame). On appelle le type d'agencement l'armure du renfort. Pour les tissages 2D, les tissus bidimensionnels sont réalisés par entrelacement de mèches de chaîne et de mèches de trame. Pour le cas 3D, une troisième direction de mèche est ajoutée dans l'épaisseur du renfort. Finalement, les tissages nommés 2.5D se trouvent à la frontière entre tissés 2D et 3D. Des mèches de chaîne cherchent dans les couches inférieures et supérieures une ou plusieurs mèches de trame pour lier ensemble les couches différentes. Le procédé de tissage 2.5D permet d'obtenir des tissés très épais (plusieurs dizaines de cm). Par rapport aux empilements de renforts 2D ou aux plis unidirectionnels (NCF: Non-Crimp Fabric), ceci apporte un avantage considérable de la résistance au délaminage.

Une armure tissée peut être obtenue à partir d'un métier à tisser, de la même manière que les textiles d'habillement. Figure 1-3 montre le procédé de tissage par certaines parties spécifiques du métier : l'ouverture de foule qui peut séparer les mèches de chaîne en deux parties grâce aux lisses créant l'espace nécessaire à l'insertion d'une trame, le coup de peigne qui permet de tasser les mèches de trame puis la répétition de ces trois jusqu'à complétion du renfort entier.

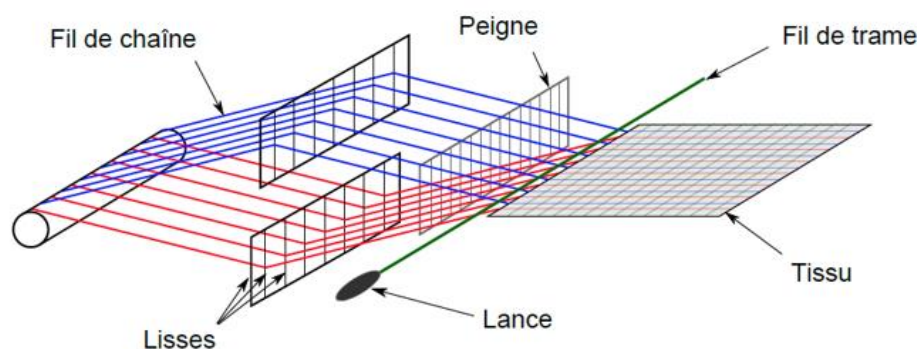


Figure 1-3 Schéma d'un métier à tisser [FLO 13]

Dans l'étude suivante, seules les armures 2.5D seront étudiées. Mais comme ces tissus sont généralement dérivés d'armure classiques 2D, les tissages de renfort 2D seront détaillés en premier lieu, ensuite les armures 2.5D seront présentées particulièrement.

1.1.1.1 Armures 2D

Les armures de tissages sont très variables, la figure 1-4 représente les trois catégories principales :

- La toile ou taffetas : elle présente la séquence la plus simple. Chaque mèche de trame traverse successivement en dessus puis en dessous d'une mèche de chaîne (figure 1-4-a). L'entrelacement des mèches apporte à la toile une forte rigidité relativement et une faible déformabilité.
- Le sergé $m \times n$: chaque mèche de trame traverse successivement en dessus de m puis en dessous de n mèches de chaîne (figure 1-4-b). Les points de liage consécutifs où les mèches de trame passent en dessous d'une mèche de chaîne forment une diagonale. Les tissus avec différentes rigidités en cisaillement peuvent être obtenus par la variation des paramètres m et n .
- Le satin n de décrochement m : chaque mèche de trame traverse en dessus de $(n-1)$ puis sous une mèche de chaîne (figure 1-4-c). Les points de liage successifs sont disséminés de manière à amoindrir l'effet de diagonale et leurs positions sont définies par le décrochement m . Cette armure disposant d'une faible rigidité en cisaillement est très souple et plate.

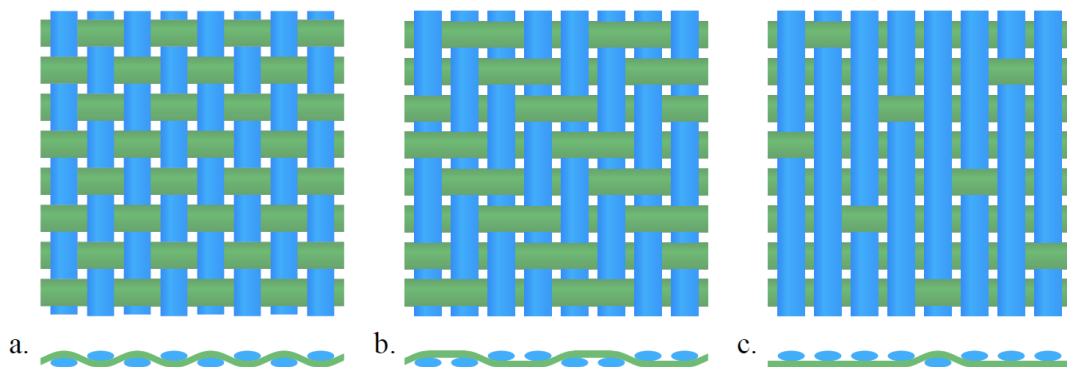


Figure 1-4 Différents motifs de tissage en 2D : (a)Taffetas (b)Sergé 2x2 (c)Satin de 8 [CHA 11a]

Le type d'armure n'est pas anodin. La grande diversité de renforts tissés aux caractéristiques spécifiques dans chaque direction est accessible au moyen de la combinaison de ces trois types d'armures avec une variété de géométries et de matériaux possibles pour la mèche. De plus, les mèches de chaîne et de trame ne comportent pas toujours le même nombre de fibres et ne sont pas toujours de même section. On parle de tissu équilibré, quand les deux réseaux sont identiques ou très semblables. Généralement, un tissu peut être caractérisé par :

- Les types de mèches ;
- L'armure qui caractérise le mode d'entrecroisement des mèches de chaîne et de trame ;
- La disposition relative des mèches de chaîne et des mèches de trame ;
- L'embuvage qui indique la différence relative entre la longueur du tissu dans une direction et la longueur d'une mèche dans cette même direction. Différentes études [BUE 98, BOI 01, LOM 05, HIV 08] ont pu prouver l'influence importante de

l'embuvage pour les comportements mécaniques des renforts tissés. L'embuvage, exprimé en %, est donné par le figure 1-5 :

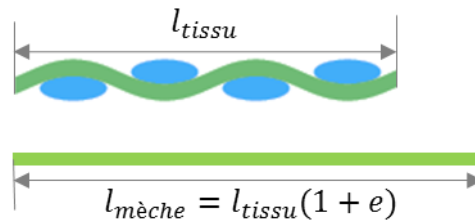


Figure 1-5 Définition d'embuvage d'une mèche

La préforme en armure 2D peut attendre une épaisseur de quelques millimètres (entre 1mm et 4mm). Les pièces finales ont les propriétés mécaniques excellentes et une faible rigidité en cisaillement dans le plan qui permet de créer les préformes composites en formes complexes tel que la forme à double courbure. Il est aussi possible de produire des pièces de grande épaisseur (> 100mm) par la superposition de ces armures 2D. Ces matériaux sont très sensibles au délaminage qui se propage sans obstacle et peut conduire à une ruine de la structure. De plus, l'empilement des différentes couches souvent réalisé à la main, conduit à des temps de fabrication prohibitifs.

1.1.1.2 Armures 2.5D : interlocks

Afin de pallier aux problèmes mentionnés précédents des armures 2D, des renforts tissés épais ont été conçus dans les études des interlocks [BRI05, LOM00, MOU99, TON02]. Ces renforts en armure 2.5D (ou interlocks) peuvent être considérés comme la combinaison de différentes couches assemblées au cours de l'étape de tissage. Les mèches de trame traversent plusieurs couches de mèches de chaîne dans le sens d'épaisseur du matériau tissé. Le tissé obtenu peut alors atteindre de grandes épaisseurs (plusieurs dizaines de centimètres), permettant d'éviter l'effet du délaminage (cisaillement transverse dans son épaisseur longitudinalement) qui peut apparaître dans les matériaux multicouches indépendantes.

Ces assemblages 2.5D sont réalisés par certains métiers à tisser qui permettent pareillement de modifier le motif de tissage au sein d'une même préforme de façon à optimiser les propriétés mécaniques de la pièce en fonction des applications actuelles. Ce type de matériau, très onéreux, est réservé principalement aux applications de pointe de l'aéronautique et de l'aérospatiale. Cependant, à épaisseur égale, les temps de mise en œuvre et le coût des matériaux sont plus attractifs pour les tissage 2.5D comparativement aux stratifiés.

Selon les façons de superposition de différents plans de mèches, les formes des armures du renfort sont variées. Les différents agencements de renforts montrés dans la figure 1-6 ont une forte influence sur les propriétés en tension de ces renforts tissés:

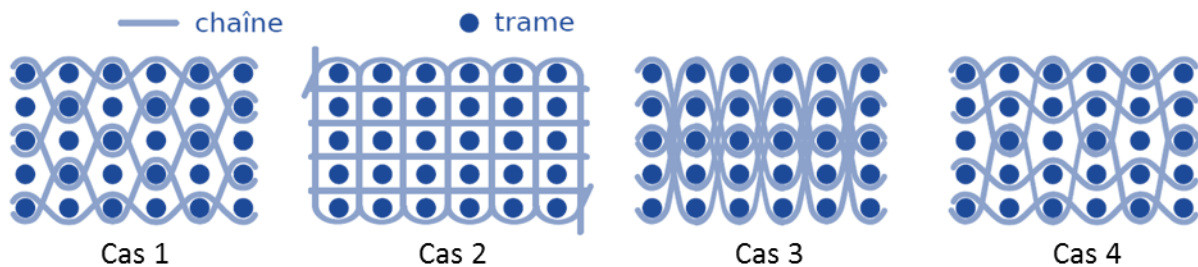


Figure 1-6 Armures de renforts 3D [GU 02]

- Cas 1 : les mèches de chaîne relient deux plans l'un avec l'autre ;
- Cas 2 : les mèches de chaîne traversent toute l'épaisseur du renfort pour relier toutes les plans dans cette direction ;
- Cas 3 : les mèches de chaîne relient plusieurs plans en suivant la même trajectoire ;
- Cas 4 : les mèches de chaîne relient plusieurs plans de manière aléatoire.

1.2.4 Les trois renforts interlocks étudiés

Trois types différents de renfort interlock sont envisagés dans les travaux de thèse. Ils sont des renforts tissés 3D constitués en fibres de verre ou en fibres de carbone. Les mèches de chaîne peuvent lier plusieurs couches de tissu superposées. Cela permet de s'affranchir des problèmes de délaminage rencontrés par l'empilage de couches simples. Nous les introduisons ici pour illustrer cette section traitant des caractéristiques et de la composition des renforts tissés.

- **Interlock-I** : Le premier renfort sec utilisé est un tissé interlock de carbone dont le tissage est multidirectionnel. Ce tissu étudié est un interlock de type ply-to-ply dit « générale » conçu par Snecma du groupe Safran : il s'agit d'un renfort fabriqué spécialement pour que les laboratoires puissent développer et publier des méthodes d'essai et de simulation. La figure 1-7 montre la structure de la maille élémentaire du renfort obtenue par tomographie X. On constate que cette armure des renforts interlocks est constituée de deux réseaux de mèches : les mèches de chaîne et les mèches de trame. Dans cette maille élémentaire de renfort, 51% de la masse est constituée par les mèches de chaîne et 49% pour les mèches de trame. Alors on peut dire ce renfort quasiment équilibré en masse. Par rapport aux embuvages des mèches, ils ne sont pas identiques selon les images de coupes dans la direction de chaîne et la direction de trame (figure 1-8). Donc ce renfort est déséquilibré en propriété mécanique. Son épaisseur est d'environ 15 millimètres. Ce type de matériaux a été étudié sur ses comportements mécaniques et certains essais associés ont été réalisés dans des thèses précédentes [CHA 11a, ORL 12, MAT 14].

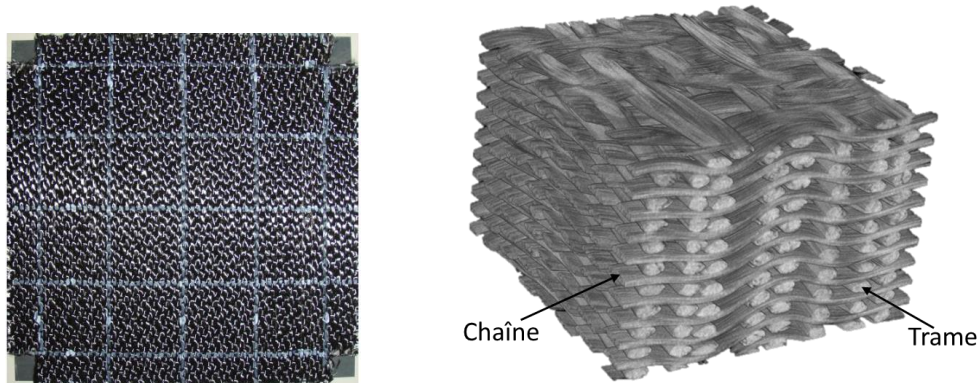


Figure 1-7 Structure d'interlock générique (Interlock-I) et son tomographie

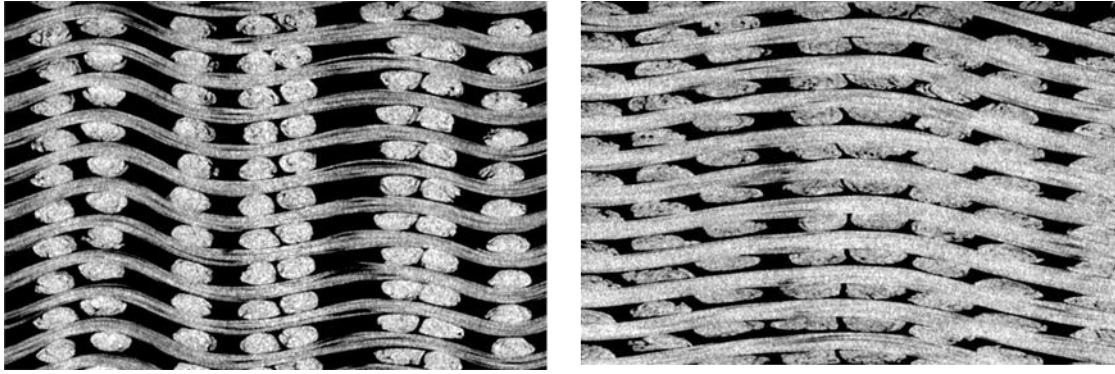


Figure 1-8 Coupes de la direction de trame (gauche) et de chaîne (droite)

- **Interlock-II** : Le deuxième renfort est un tissé 3D orthogonal interlock (Numtiss) constitué de mèches non retordues, dites « roving », en verre E de titrage 900 Tex (densité :16 fils/cm). Les caractéristiques géométriques de la mèche en verre E sont présentées dans tableau 1-2 [VIL 14]. Dans la cellule élémentaire représentative (CER), ce tissé multidirectionnel contient trois couches de chaînes et quatre couches de trames non intercalées entre elles. En plus un liant orthogonal englobant les chaînes et trames est présent dans la direction d'épaisseur. La figure 1-9 montre la structure de ce tissé 3D orthogonal et son CER obtenues par tomographie X.

Densité en masse (roving)	900 tex (g/km)
Diamètre du filament	15 μm
Force à rupture	121.9 N
Densité surfacique	2722 g/m^2
Epaisseur	3.2 mm
Nombre fils/mèche	2000

Tableau 1-2 Caractéristiques géométriques de la mèche en verre E

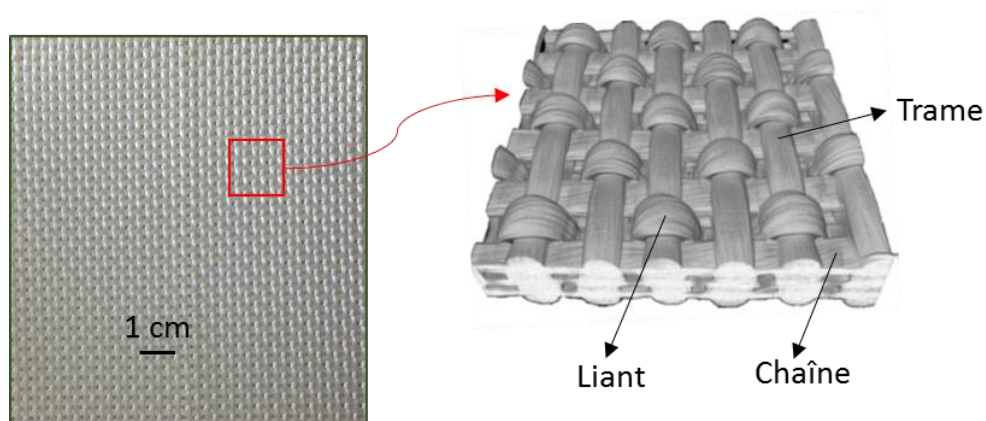


Figure 1-9 Structure du renfort 3D orthogonal (Interlock-II) et son tomographie

- **Interlock-III** : Le troisième tissé étudié est un renfort angle interlock couche-à-couche (Angle Interlock Binding Layer) en fibres de carbone, dont l'épaisseur est

d'environ 15 millimètres. Dans cet interlock binding layer sergé 3×3 présenté dans la figure 1-10, les mèches de chaîne assemblent deux couches de trame successives entre elles. En répétant cette démarche dans la direction de l'épaisseur du renfort on obtient une structure monobloc avec une périodicité tridimensionnelle. Ce renfort est fortement déséquilibré, avec des mèches de trame en 48K et des mèches de chaîne en 12K. Les vues dans le volume d'image suivant le sens de chaîne et le sens de trame permettent d'identifier l'amplitude de l'embuvage. A noter que l'embuvage des mèches de chaîne est évidemment plus large que celui des mèches de trame. Donc ce type de renfort est fortement déséquilibré. Le sens trame est deux fois plus dense que le sens chaîne.

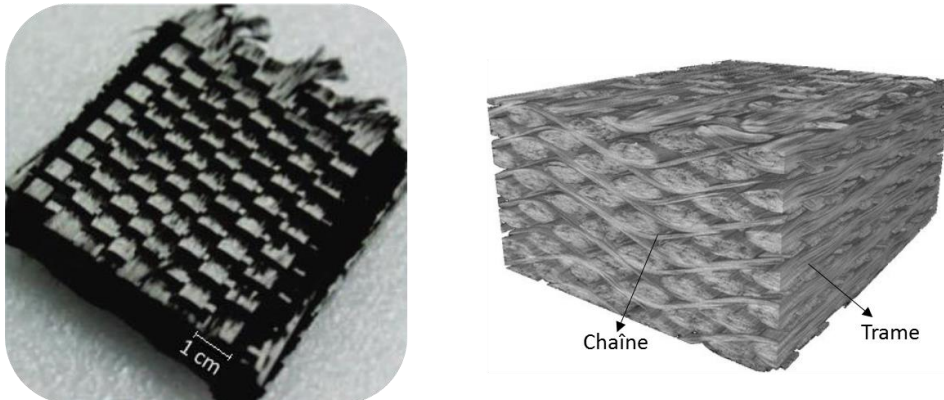


Figure 1-10 Interlock couche à couche sergé 3×3 (Interlock-III) et son tomographie [AZE 17]

Dans la suite de ce manuscrit, on va nommer Interlock-I, Interlock-II et Interlock-III pour les trois différentes architectures du renfort respectivement.

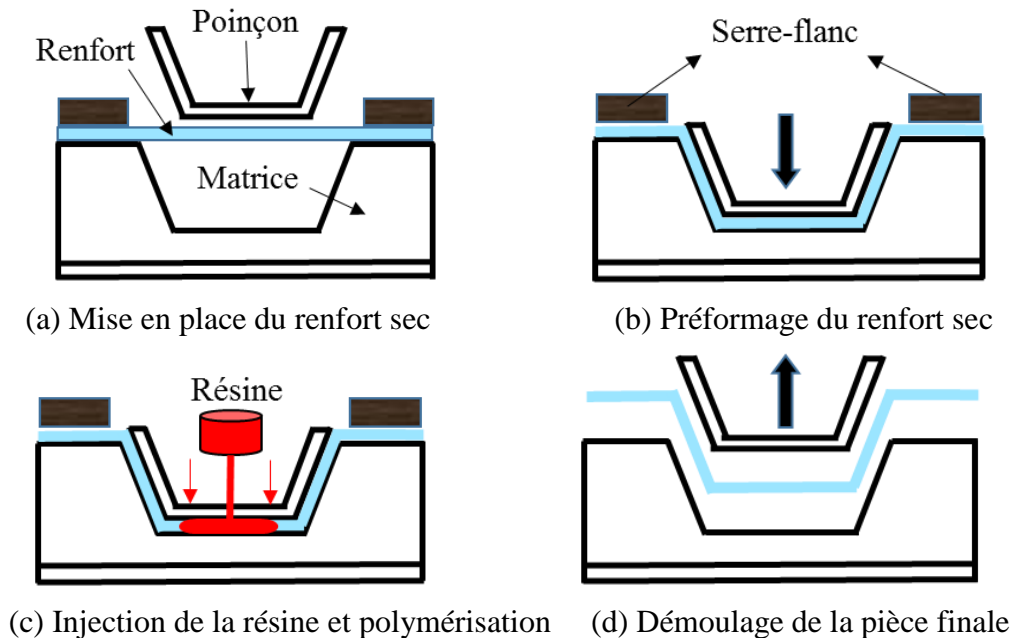
1.2.5 Les procédés de mise en forme

Les procédés de mise en forme des matériaux composites sont assez nombreux et variés [BER 99, GAY 05] pour répondre à l'utilisation croissante de ces matériaux. Le choix du type de procédé de fabrication dépend des composants du renfort et de la matrice, des coûts de production et de la productivité requise, ainsi que de l'importance de la série à effectuer. Nous nous intéresserons uniquement aux procédés de mise en forme par moulage.

Les procédés de type LCM (Liquid Composite Moulding) permettent de mettre en forme les matériaux composites à renforts tissés et à matrice polymère. Parmi ces procédés, le RTM (Resin Transfer Moulding, [POT 99]) et l'infusion sous vide sont les plus utilisés. Le principe de ces procédés est de mettre en forme le renfort sec, ensuite d'injecter la résine pour solidifier la structure à géométrie non développable. Le procédé d'ajout de résine est l'opération qui diffère entre l'infusion sous vide et le RTM, ce qui sera décrites brièvement par la suite. Ces procédés sont appelés « procédés moule fermé » : la résine n'est pas en contact direct avec l'environnement ambiante. Ceci permet notamment un contrôle strict des composés organiques volatiles émis lors de la fabrication des matériaux composites. Le fait de mettre en forme le renfort permet d'obtenir une pièce composite finale très proche de la pièce désirée grâce aux mécanismes de déformations des renforts, principalement le cisaillement plan et la flexion, et donc de minimiser les étapes d'usinage et ainsi les coûts. Nous allons donner une description simplifiée de deux procédés courants : le RTM et l'infusion sous vide.

1.2.5.1 RTM (Resin Transfer Moulding)

Le procédé Resin Transfer Moulding (RTM) auquel nous nous intéresserons dans ce manuscrit est largement utilisé pour la fabrication de pièces en composite à renforts tissés [RUD 97, POT 99, PAR 00]. Le processus de fabrication se décompose en trois étapes, comme illustré dans la figure 1-11.



- La première étape (dite de préformage), après la mise en place du renfort sec sur le moule (figure 1-11(a)), a pour but d'appuyer le renfort sur la forme de la pièce finale par une force externe (figure 1-11(b)) : le tissu est déposé puis embouti dans un moule par l'intermédiaire d'un poinçon et d'une matrice. L'avantage de ce procédé est de disposer de deux parties rigides qui permettent de mieux contrôler l'épaisseur de la pièce pendant la mise en forme et d'obtenir un bon état de surface des deux côtés. Des serre flancs sont généralement utilisés pour limiter l'apparition de plis sur le tissu pendant l'emboutissage ;
- Une fois le renfort mis en forme dans la forme désirée, la résine liquide est alors injectée à basse pression dans ce renfort (figure 1-11(c)). La pression doit être suffisante pour l'écoulement de la résine dans tout l'espace à l'intérieur de la cavité du moule, mais la pression ne doit pas être trop élevée pour provoquer un endommagement de la fibre. L'ensemble est ensuite chauffé afin de polymériser la résine ;
- Finalement, après la consolidation de la résine, la pièce est démoulée.

Le procédé RTM est utilisé généralement pour la fabrication des pièces des formes complexes en moyenne et grande série. Il permet de maîtriser le taux volumique de fibre, la qualité de surface, la conception de géométries complexes et des rythmes de fabrication. Cependant, ce procédé n'est pas totalement maîtrisé pour des formes complexes ou de grandes tailles. Ces éléments mènent aujourd'hui les industriels des secteurs aéronautiques et automobiles à porter un grand intérêt au développement et à la recherche associée au procédé.

L'obtention de la pièce composite finie passe par deux étapes clés du processus : la phase de mise en forme avec des problèmes mécaniques et la phase d'infiltration avec des problèmes de fluide. Ces travaux dans le cadre de la thèse s'intéressent particulièrement aux problèmes mécaniques lors de la mise en forme. La capacité du renfort à épouser des géométries complexes (double courbure, angle vif...) a une influence majeure sur la qualité de l'imprégnation de la résine et donc sur les caractéristiques mécaniques principales de la pièce finale. Pendant ce procédé de mise en forme du renfort tissé, plusieurs défauts mécaniques peuvent se produire :

- Les ruptures de fibres, lorsque la tension dans les mèches devient trop élevée ;
- Les flambements locaux lorsque les mèches sont sollicitées en compression longitudinale ;
- L'apparition de plis qui se produit par une compression ou un cisaillement trop élevé [PRO 97, BOI 11] ;
- La présence de zones sans mèches générées par un taux volumique de fibres trop faible ou trop important localement ou de zones sèches où la résine n'a pas pu imprégner le renfort, conduisant à une baisse des propriétés mécaniques ou une perte de cohésion.

La perméabilité est un paramètre très important pour prévenir l'apparition des défauts pendant l'étape d'injection. L'étude de la mise en forme qui donne des résultats à calculer la perméabilité est essentielle pour vérifier la faisabilité d'un processus de fabrication d'un produit composite par RTM. Les qualités mécaniques du produit final sont fortement associées à cette étape. Dans ce procédé RTM, la suite d'étude de la mise en forme se trouve dans ce manuscrit.

1.2.5.2 L'infusion sous vide

Le procédé d'infusion sous vide est également utilisé pour la réalisation des composites tissés. Illustré dans la figure 1-12, le renfort tissé sec à consolider est posé entre un moule et une membrane imperméable en infusion sous vide. En évacuant cette zone, la pompe appuiera le renfort contre le moule à l'aide de la membrane et de l'écoulement de la résine. Un filet de drain en matériau poreux est placé à proximité du renfort permettant d'évacuer toutes les poches d'air et puis faciliter la distribution de la résine. Ce processus est plus facile à mettre en œuvre que le RTM présenté dans la section dernière. Il est efficace pour la réalisation de pièces de grande et petite taille. Par contre, le contrôle de l'épaisseur et l'état de surface de deux côtés, surtout le côté de la membrane est plus difficile en comparaison avec le procédé RTM.

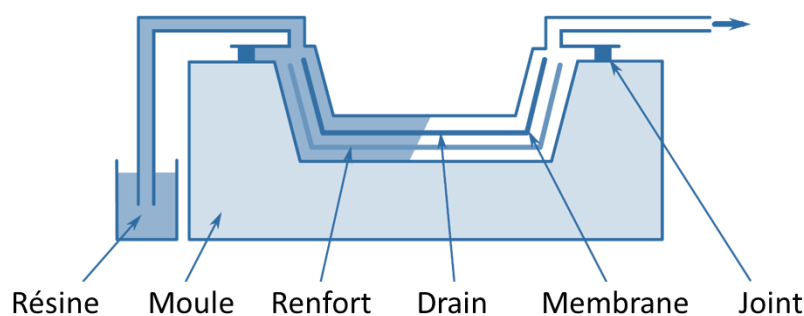


Figure 1-12 Schéma du processus d'infusion sous vide [NAO 14]

1.3 Comportement mécanique des matériaux composites

Comme déjà indiqué dans la section précédente, les renforts tissés consistent en une série de sous-ensembles (fibres et mèches) aboutissant à un matériau fondamentalement multi-échelles. Ce sont les comportements mécaniques des composants et leur interaction aux échelles inférieures qui déterminent le comportement mécanique global du renfort tissé. Pour analyser les caractérisations mécaniques de la pièce, trois échelles d'observation sont ensuite distinguées, comme illustré figure 1-13:

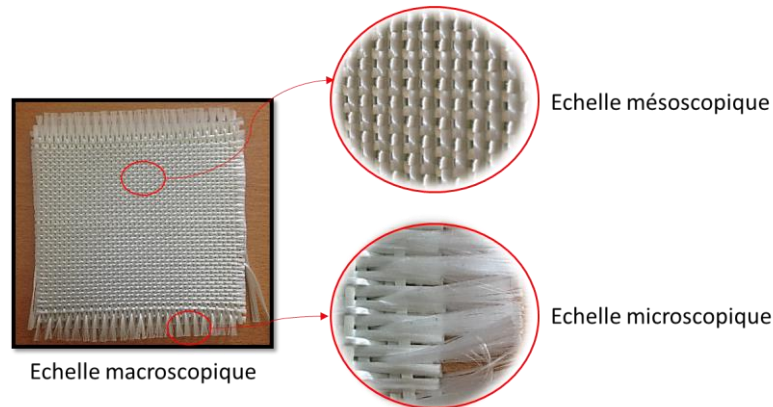


Figure 1-13 Les différentes échelles étudiées d'un renfort tissé

- L'échelle microscopique (ou de la fibre) : les fibres de l'ordre du micromètre sont les plus petits composants des renforts tissés. Le comportement mécanique de la fibre est donc simplement le comportement du matériau qui la constitue (verre ou carbone dans notre cas). Leurs propriétés mécaniques sont difficiles à caractériser en utilisant les dispositifs classiques à cause de leur petite taille et de leurs très faibles raideurs. Certains dispositifs destinés à tester les propriétés de traction de la fibre ont été proposés, tels que certaines études de [AST 14] et [KAN13].
- L'échelle mésoscopique (ou de la mèche) : les mèches sont constituées d'assemblage de milliers de fibres. On considère que la mèche est un matériau continu homogène au comportement équivalent à toutes les fibres dans cet assemblage. Les motifs de tissage sont facilement visibles à cette échelle.
- L'échelle macroscopique (ou du renfort tissé) : le renfort composite qui peut mesurer de quelques centimètres à plusieurs mètres est généralement pris comme un média continu équivalent avec des comportements mécaniques spécifiques.

Afin de pouvoir comprendre le comportement du renfort dans son ensemble, il est nécessaire de connaître les mécanismes et les comportements liés à chaque échelle. Parce que les comportements mécaniques du renfort tels que les descriptions géométriques, les interactions, et les éventuels défauts sont différents à chaque échelle. Dans la carte de cette thèse, nous nous intéressons aux comportements mécaniques à l'échelle macroscopique et à l'échelle mésoscopique. Donc dans les sections suivantes, les mécanismes connus qui régissent le comportement et les moyens de caractérisation expérimentaux associés à chaque mécanisme aux échelles macroscopique et mésoscopique seront montrés.

1.3.1 Comportement mécanique des mèches

A cette l'échelle mésoscopique, les comportements mécaniques globaux de mèche dépendent généralement du comportement mécanique des fibres et leur interaction. Les motifs surfaciques de la structure sont parfaitement visibles à l'œil, toutefois afin d'observer le renfort fibreux à cœur, à condition de ne pas endommager la structure interne du renfort, la méthode utilisée le plus efficace est la tomographie par rayons X [DES 05, BAD 08a, LAT 11, NAO 14] qui possède un grand avantage d'être non intrusive ni destructive et peut être utilisée également pendant des essais mécaniques. Dans ce manuscrit, les géométries de mèches des trois interlocks étudiés sont obtenues sur la base de données de tomographie. Certains phénomènes mécaniques de mèches ont pu être mis en évidence par l'intermédiaire d'expérimentations simples et de considérations physiques.

1.3.1.1 Comportement d'une mèche en tension

Les mèches étudiées dans ce travail de thèse sont composées d'un grand nombre de fibres en verre ou en carbone. Quand une mèche est mise en tension, toutes les fibres dans le même assemblage, qui sont pas exactement parallèles, ne se tendent pas simultanément, mais les unes après les autres. Cette tension progressive des fibres va provoquer une non-linéarité du comportement de la mèche au début de la tension. Ce phénomène montré sur figure 1-14 dépend fortement de la constitution de la mèche et de son procédé de fabrication. On peut remarquer selon les courbes d'effort en fonction de la déformation d'une mèche en verre et en carbone que le phénomène de non-linéarité est plus évident dans le cas de mèches en verre que celui de mèches en carbone.

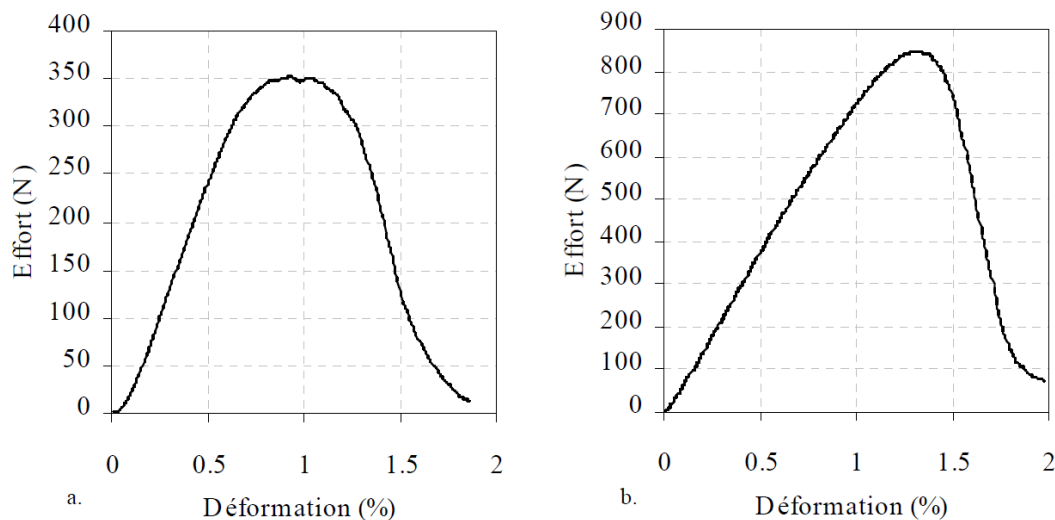


Figure 1-14 Comportement en tension de mèches de verre (a) et de carbone (b) [DUM03a]

Pour les matériaux continus classiques, l'expression de la contrainte liée à la section est très importante pour identifier le comportement mécanique. Mais dans le cas des mèches, étant constituées de fibres qui n'est pas le matériau continu exactement à l'intérieur, la notion de contrainte n'est plus adaptée. En effet, le comportement des mèches est basé sur le nombre de fibres et leur rigidité, et la surface de section n'est pas correspondante. C'est à dire, par exemple, on considère deux sections différentes de mèches possédant le même nombre de fibres, si le même effort est sollicité, les déformations obtenues sur deux sections différentes seront identiques, mais les contraintes associées à la section seront certainement différentes. Il est donc

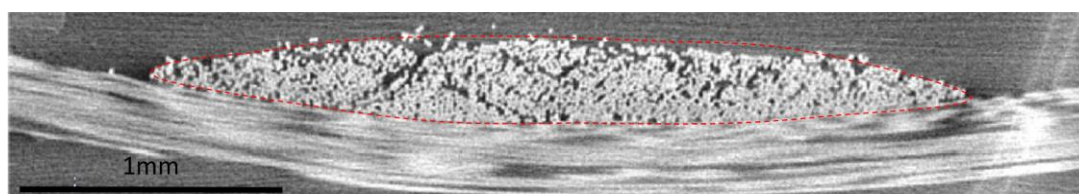
nécessaire de caractériser le comportement par une rigidité (exprimée en N), le rapport de l'effort sur la déformation, au lieu de la contrainte.

Le comportement longitudinal en compaction des mèches est totalement différent que celui en tension dans lequel les mèches ont une grande rigidité en tension. Quand la mèche est sollicitée en compaction, il est difficile d'évaluer une rigidité longitudinale, car la rigidité relativement faible en flexion va provoquer un flambement presque immédiat du fil.

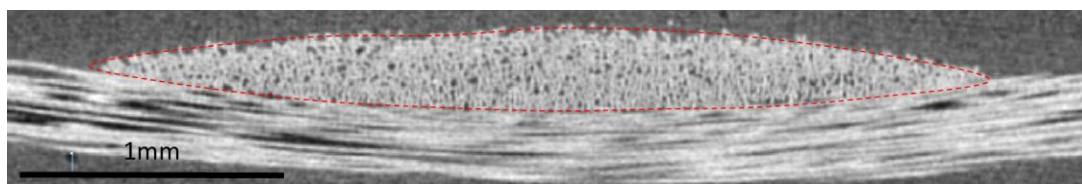
1.3.1.2 Comportement d'une mèche en compaction transverse

Quant au comportement en compaction transverse des mèches, ce n'est pas la même situation que le comportement longitudinal qui s'appuie pas sur un changement de surface de section ou une densité de fibres. Pour une mèche en compaction transverse, le comportement mécanique est associé amplement au changement d'aire de section dans le plan perpendiculaire à la direction des fibres. Lorsque la mèche est comprimée, les fibres dans cet assemblage commencent à se rapprocher et les vides sont rempli, ce qui conduit au changement de section transverse. Cela a une influence primordiale pour les études de perméabilité local, et donc de la qualité d'injection de résine dans l'étape d'injection à la suite de la mise en forme. La qualité de la modélisation de ce comportement influence directement les études de perméabilité.

Pendant la compaction d'une mèche, le mécanisme comprend principalement deux étapes. Figure 1-15 montre ces étapes lors de la sollicitation de tension équibiaxiale. Au début, les fibres se réorganisent de manière à combler les espaces vides dans cet assemblage de mèche. Au cours de cette phase, on observe généralement l'apparition de flexions de fibres qui apporteront un comportement élastique. Lorsque la mèche devient complètement un ensemble compact, c'est à dire qu'il n'y a pas d'espace vide à remplir par les fibres, cette réorganisation cessera progressivement. Il se produit alors une situation de blocage dans laquelle la raideur en compaction de la mèche tendra vers la raideur en compaction du matériau constituant les fibres. Ce phénomène de compaction transverse est l'un des modes de déformation privilégiés de la mèche. Mais la caractérisation expérimentale de la compaction transverse de la mèche seule est très difficile à mettre en œuvre, principalement en raison de sa petite dimension. Ce comportement en compaction est difficile à caractériser expérimentalement en raison de sa petite dimension. Dans des études précédentes qui décrivent le comportement mésoscopique de la mèche, l'identification du comportement en compaction de la mèche est généralement réalisée par une méthode inverse à partir d'un essai à l'échelle macroscopique [BAD 08a, CHA 11a, GAS 00, HAG 04, POT 08].



a) Les mèches au repos



b) Les mèches sous tension équibiaxiale

Figure 1-15 Vue en coupe (par tomographie X) d'une section transverse de la mèche [BAD 08b]

1.3.1.3 Comportement d'une mèche en cisaillement

Les mèches ont un fort comportement anisotrope dans la direction des fibres, et deux modes de déformation en cisaillement peuvent être identifiées [CHA 11a] : un cisaillement (appelé distorsion) dans le plan transverse de la mèche et un cisaillement longitudinal dans la direction des fibres, illustrés figure 1-16 et figure 1-17. L'identification directe de ces modes, ainsi que pour la compression transversale, semble difficile.

La distorsion de la mèche concerne un changement de forme de la section dans le plan transversal sans compression transversale. Pendant ce mode de déformation, les fibres glissent les unes sur les autres et se réarrangent sous une nouvelle forme en fonction de la sollicitation imposée. Ce réarrangement des fibres est fortement influencé par l'état de compactage de la mèche. Si aucune compression transversale n'est présente, ce mode de déformation est possible à générer. Au contraire, si la mèche est suffisamment comprimée, donc le comportement devient plus rigidifié, les fibres auront moins d'espace à déplacer et plus de frottement à subir lors de leur réarrangement. Alors, dans ce cas, un couplage entre distorsion et compression transversale aura lieu lors de la sollicitation et il est encore difficile de caractériser le mécanisme de ce couplage par la méthode expérimentalement directement. De plus, une faible flexion des fibres peut être détectée pendant le chargement, comme dans la déformation de compaction transversale. Figure 1-16 illustre deux déformations classiques en distorsion.

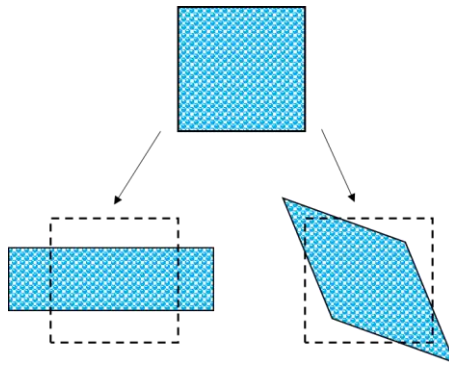


Figure 1-16 Déformations en distorsion de la mèche (dans le plan transverse)

Le cisaillement longitudinal indique une transformation de glissement des fibres dans la direction de leur alignement, comme montré sur la figure 1-17. En effet, sauf les frottements entre les fibres, la présence d'ensimage et le tournage des mèches, assurant une cohésion entre les fibres, confère également à ce mode de déformation une rigidité et une élasticité. Donc il est nécessaire de quantifier la cohésion des fibres dans la mèche pour appréhender ce comportement cisaillement longitudinal. Comme dans la déformation de distorsion, le phénomène de couplage entre cisaillement et compaction qui rigidifie la mèche de la même manière peut aussi se produire lors de la présence de compression transversale.

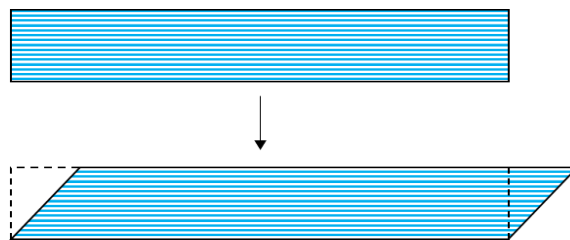


Figure 1-17 Déformations en cisaillement longitudinal de la mèche

1.3.1.4 Comportement d'une mèche en flexion

Bien qu'il soit nécessaire d'étudier le comportement en flexion d'une seule mèche quand on cherche à déterminer le comportement en flexion du renfort entier par des analyses mésoscopiques, le comportement en flexion de la mèche reste encore peu étudié actuellement en raison de leur très faible raideur en flexion et la complexité expérimentale. Il existe de nombreux phénomènes liés à la flexion de la mèche. Parmi eux, trois mécanismes de déformation sont susceptibles de se produire dans le cas de flexion, tel que la flexion trois points (figure 1-18):

- Un cisaillement longitudinal de la mèche, associé à sa propriété de quasi inextensibilité des fibres et à sa très faible résistance au cisaillement dans le direction d'alignement des fibres ;
- Une flexion des fibres de la mèche, directement associée à une variation de leurs courbures ;
- Un flambement latéral des fibres au niveau de l'appui central, directement influencé par les traitements de cohésion tels que l'ensimage, le guipage ou le tournage.

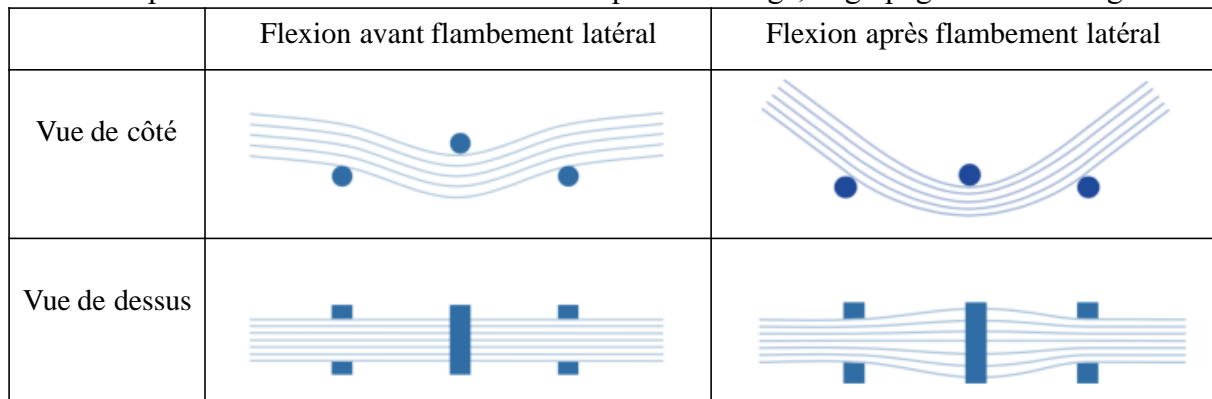


Figure 1-18 Vues des mécanismes dans la flexion d'une mèche

Le comportement de la mèche en flexion dépend donc du cisaillement longitudinal de la mèche et de la courbure des fibres au sein de la mèche. Cette influence de la courbure locale des fibres sur le comportement global des mèches permet d'expliquer que ce phénomène ne répond pas aux hypothèses d'un milieu continu classique liée au premier gradient de transformation : le comportement local étant dépendant des rotations locales au sein du milieu, la mèche est en fait un milieu micropylaire [COS09, IND08, MIN65]. Un modèle prenant en compte explicitement l'influence de la courbure sur le comportement du renfort est proposée dans [MAG01]. Des dispositifs de caractérisation de la rigidité en flexion existent, mais ils ont été développés à l'origine pour la caractérisation du comportement flexible des tissus tissés. Nous verrons à la suite que les renforts épais ont, à l'échelle macroscopique, un comportement en flexion très proche de celui de la mèche à l'échelle mésoscopique.

1.3.2 Comportement mécanique des renforts tissés

A cette échelle macroscopique, les renforts tissés, étant un assemblage de mèches entrelacé, héritent des propriétés de ses composants aux échelles inférieures. De plus, les renforts tissés possèdent des caractéristiques spécifiques à leur structure : le non-glissement entre les réseaux chaîne et trame, les changements d'embuvage, le blocage en cisaillement plan et la

rigidification en cisaillement transverse. Des essais spécifiques aux renforts tissés permettent de caractériser les modes de déformation macroscopiques et les mécanismes de déformation associés, qui sera présentés en détail dans la section suivante. Comme mentionné dans la section 1.3.1, il est difficile d'identifier le comportement de la mèche de manière expérimentale. Donc les comportements mécaniques de la mèche peuvent être parfois obtenus par la caractérisation du comportement de renfort à l'échelle macroscopique par la méthode inverse.

1.3.2.1 L'hypothèse de non-glissement

L'hypothèse classique de non-glissement relatif entre réseaux de chaîne et de trame est généralement la base pour l'étude des milieux fibreux tissés à l'échelle macroscopique. Selon cette hypothèse, le renfort peut être considéré comme un matériau continu sans glissement relatif entre les deux réseaux grâce à la présence de leurs interactions fortes. Il faut noter qu'une modélisation par la théorie des milieux continus n'est plus possible si des mouvements relatifs apparaissent, par exemple, dans certains cas de chargement et certains tissus. Dans l'étude suivante de ce manuscrit, les renforts tissés utilisés sont a priori compatibles.

Pour valider cette hypothèse, un essai d'emboutissage hémisphérique a été mis en place dans l'étude de BOISSE [BOI 95]. Cet essai est réalisé sur un renfort de taffetas de verre sur lequel des lignes droites continues ont été tracées dans les sens chaîne et trame. Une fois la mise en forme de type hémisphérique faite, un croisement des lignes aux mêmes points que dans l'état initial désigne qu'il n'y a pas eu glissement relatif entre les mèches de chaîne et trame, comme montré dans l'image après l'emboutissage (figure 1-19).

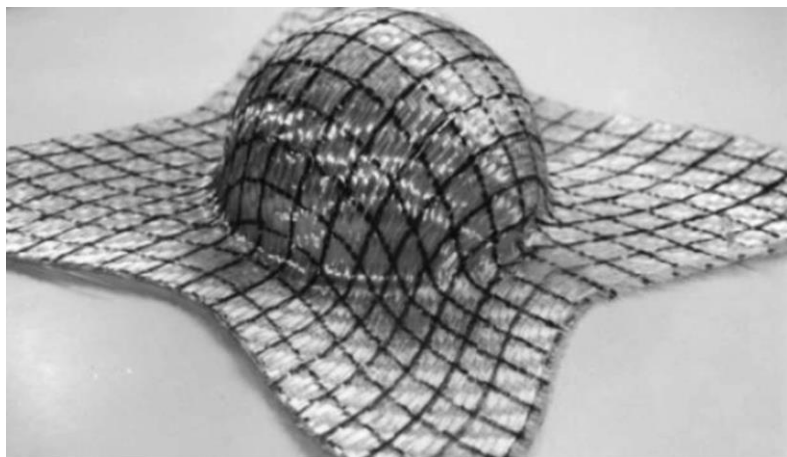


Figure 1-19 Validation de l'hypothèse de non-glissement relatif entre les mèches [BOI 95]

1.3.2.2 Comportement d'un renfort en tension uniaxiale

Lorsque le renfort tissé est sous la sollicitation en traction uniaxiale dans le sens chaîne (ou trame), deux phénomènes induits par le tissage du renfort étudié se produisent successivement, comme montré dans la figure 1-20.

- La disparition progressive de l'embuvage dans la direction de chargement, en raison de la forte augmentation de la traction de la mèche et de la flexion des mèches dans la direction orthogonale ;
- L'élongation des mèches en tension une fois l'embuvage réduit à zéro, et les mèches dans la direction chargée deviennent droites.

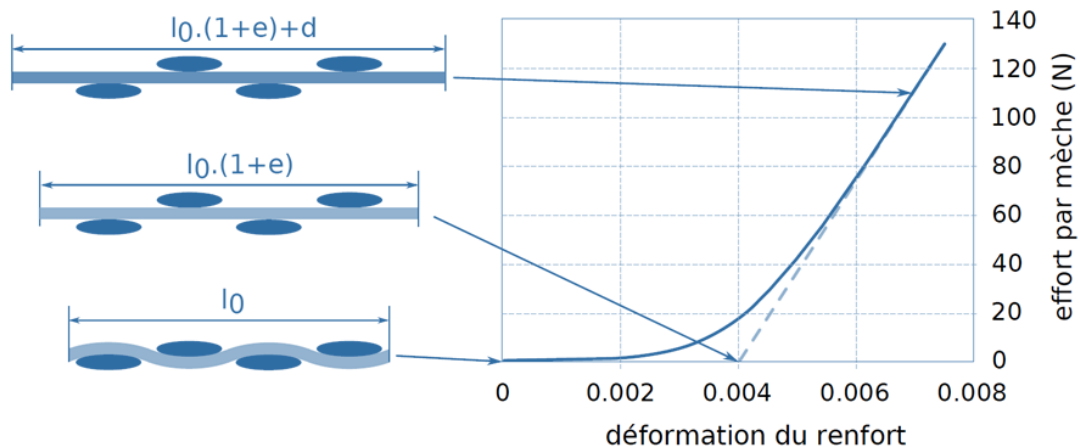


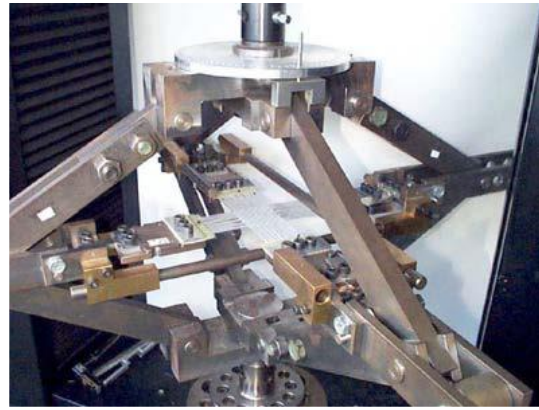
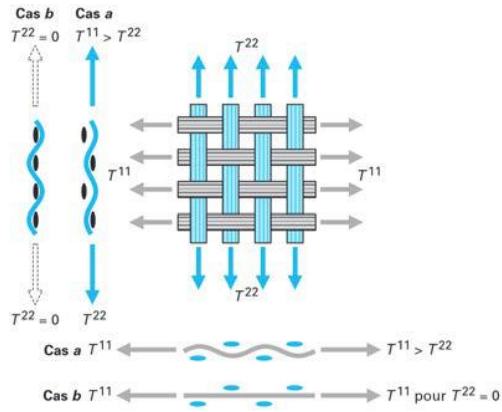
Figure 1-20 Deux phénomènes lors de la traction uniaxiale pour le taffetas de verre [BUE 98]

Selon la courbe expérimentale figure 1-20, on contraste un comportement en tension fortement non linéaire : la rigidité est très faible au début de l'essai car l'effort doit simplement réaligner les mèches dans la direction de sollicitation puis la rigidité devient largement grande, équivalant la somme des rigidités des mèches en tension.

Pendant la tension uniaxiale du renfort tissé, la diminution progressive de l'embuvage provoque une forte augmentation de l'embuvage dans la direction orthogonale. Cela conduit à un phénomène d'avalement de la longueur du tissé dans cette direction orthogonale, qui est en effet en contradiction avec l'hypothèse de non-glissement entre les deux réseaux chaîne et trame. Néanmoins, les renforts tissés utilisés dans ce manuscrit présentent un faible embuvage de l'ordre de 1%, ce qui nous permet de négliger le phénomène d'avalement dans la sens orthogonale.

1.3.2.3 Comportement d'un renfort en tension biaxiale

Comme montré dans la section 1.3.2.2, dans le cas de tension uniaxiale, la traction des mèches a une influence importante sur l'embuvage dans cette direction et dans la direction orthogonale. Alors il est intéressant d'étudier les comportements mécaniques en tension biaxiale. La traction simultanée de deux directions orthogonales est dans le but de soumettre les deux directions de mèche à une contrainte de traction non nécessairement identique. On définit le coefficient de traction biaxiale k par le ratio de déformation dans la direction orthogonale ε_{orth} et celle dans la direction étudiée $\varepsilon_{étu}$. C'est à dire, ce coefficient $k = 1$ signifie une sollicitation identique des deux réseaux, et alors la déformation dans la direction étudiée est deux fois plus faible que celle de l'autre direction, ce qui est défini par $k = 2$. Les essais de traction biaxiale ont été réalisés avec des dispositifs spécifiques qui permettent de contrôler efficacement les deux directions étudiées et régler facilement ce coefficient de traction biaxiale k dans plusieurs études [BUE 01, KAW 73a, WIL 08]. Par exemple, la figure 1-21 montre la cinématique et le dispositif expérimental de traction biaxiale.



(a) Cinématique

(b) Dispositif expérimental

Figure 1-21 L'essais de traction biaxiale des renforts tissés [BUE 98]

La figure 1-22 illustre le comportement non linéaire de la traction biaxiale pour un taffetas de verre à l'aide d'un groupe de courbes à divers coefficients de traction biaxiale k . Cependant, la mise en œuvre de ces essais est difficile pour les renforts tissés, surtout les tissus épais. Parce qu'il faut assurer que tous les mèches de chaîne ou de trame commencent à se tendre en même temps sur toute l'épaisseur. Cette opération est extrêmement délicate et à l'heure actuel n'est pas facilement envisageable.

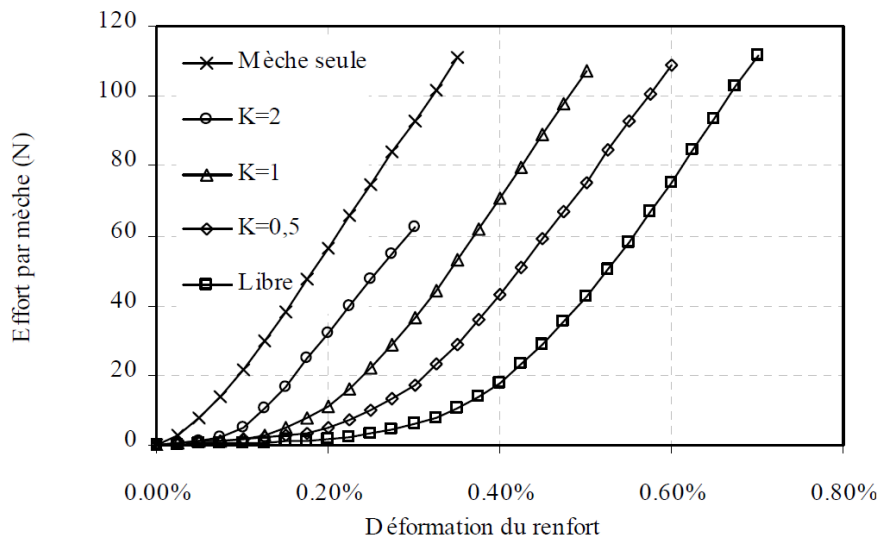


Figure 1-22 Courbes expérimentales de traction biaxiale correspondant à divers coefficients k [BUE98]

1.3.2.4 Comportement d'un renfort en compression transverse

Le comportement du renfort en compression dans le plan transverse a une forte influence sur la qualité de l'étape de la mise en forme et de l'étape d'injection de la résine pendant le procédé RTM. En effet, lors de la mise en forme du renfort sec, la densité de fibre et le rapport performances mécaniques/masse de la pièce vont augmenter au cours de l'écrasement du renfort. Et l'augmentation de la densité de fibre influence directement la perméabilité du renfort et donc l'écoulement de la résine dans l'étape d'injection [BIC 97, GRU 04].



Figure 1-23 Essai de compression transverse sur un renfort interlock (Interlock-II)

Comme montré dans la figure 1-23, une éprouvette du renfort tissé épais étudié (Interlock-I) est mise en place entre les deux plateaux parallèles du dispositif, et écrasée progressivement par une pression du plateau supérieur. Le comportement en compression transverse d'un renfort épais est relativement facile à caractériser expérimentalement. Plusieurs écrasements successifs de la même pièce ont été réalisés par [CHA 11a] mettant en évidence l'influence de l'histoire de la déformation sur le comportement du renfort. Si on ne considère que le premier écrasement, on peut noter que ce comportement en compression est un phénomène non-linéaire. Au début d'écrasement où les mèches se réarrangent de façon à minimiser les vides dans le renfort, la rigidité initiale est très faible. Et puis la rigidité augmente largement lorsque la densité de fibres devient assez grande.

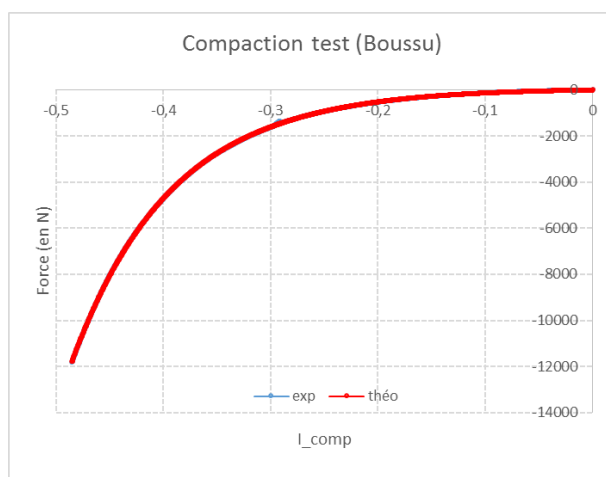


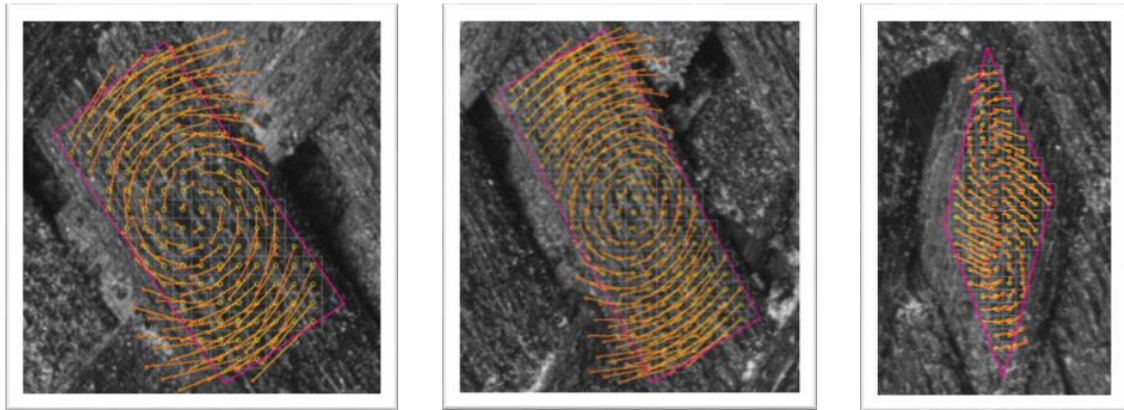
Figure 1-24 Courbe d'écrasement sur un interlock épais (Interlock-III)

Le comportement en compression dans la direction des mèches des renforts tissés, est difficile à caractériser en raison d'une forte tendance à flamber lors de la présence de petite déformation. Cependant, dans la thèse de [AZE 17], cet essai a été réalisé sur des renforts tissés grâce à une grande épaisseur du renfort étudié (Interlock-III). Le dispositif utilisé est le même que l'essai en compression transverse. Les résultats indiquent qu'un flambement apparaît assez rapidement (à environ 2% de déformation), ce qui suffit pour déterminer la raideur à l'origine. Au cours du procédé de tissage, le tissage influence directement les comportements des mèches en compression transverse et aussi dans la direction des mèches.

1.3.2.5 Comportement d'un renfort en cisaillement dans le plan

Le formage de renfort tissé avec une géométrie complexe et non développable à double courbure, est possible à réaliser grâce à la faible rigidité en cisaillement. Ce mode de déformation est en fait majeur lors de la mise en forme. Il est donc essentiel de caractériser ce comportement en cisaillement dans le plan pour l'étude de la déformabilité et l'angle de blocage en cisaillement associée à la perméabilité du renfort.

Le comportement en cisaillement du renfort est hautement non linéaire car différents mécanismes de déformation sont impliqués. Du point de vue cinématique, ceux-ci peuvent être classés en trois étapes comme indiqué sur la figure 1-25 :



(a) Rotation

(b) Rotation et compression

(c) Compression

Figure 1-25 Mécanisme de cisaillement d'un renfort tissé épais [LUY 09a]

- Rotation (figure 1-25a): les deux réseaux de mèches pivotent les uns sur les autres en un mouvement relatif de rotation pure avec un faible effort, ce qui est en adéquation avec l'hypothèse de non-glissement entre mèches. La raideur est ici générée principalement par le frottement des mèches les unes sur les autres ;
- Rotation et compression (figure 1-25b): les interstices se comblerent au fur et à mesure que l'angle de cisaillement augmente, et une compression transverse des mèches est présente ;
- Compression (figure 1-25c): la compression transverse augmente progressivement jusqu'à ce qu'elle soit le seul mode de déformation.

Tous les interstices ne se remplissent pas simultanément, ce qui entraîne un raidissement progressif. Une fois les interstices remplis, le phénomène de blocage en cisaillement apparaît, pour lequel le tissage du matériau joue un rôle fondamental. La distance moyenne entre les mèches conditionne la liberté de mouvement : plus le volume de fibre induit par l'armure est élevé, plus le verrouillage est rapide. En outre, lorsque l'angle de blocage au cisaillement est atteint, la perméabilité locale du renforcement est considérablement réduite, ce qui rend l'injection de résine plus difficile. Outre les contraintes cinématiques, le cisaillement présente également plusieurs sources de dissipation, telles que la dissipation inélastique causée par le réarrangement des fibres dans les fils et le frottement. Par conséquent, le renfort ne revient pas à sa position initiale à la fin du test, mais une déformation résiduelle persiste.

Deux tests classiques permettent d'étudier le comportement des renforts tissés en cisaillement dans le plan : Picture Frame Test et Bias Extension Test.

Picture Frame Test

Le Picture Frame Test (PFT), ou essai de cadre, permet d'effectuer un test de traction sur un cadre articulé à ses quatre coins qui va solliciter l'échantillon en déplacement. Une charge axiale en tension est appliquée au deux coins diagonaux pour induire le chargement en cisaillement pur. Le cadre placé dans une machine de traction est alors déformé en un losange illustré sur la figure 1-26. L'étude sur ce dispositif a été largement faite dans [CAO 08, HAR 04, PEN 04]. L'angle de cisaillement théorique γ peut être défini comme la variation d'angle entre les deux réseaux de mèches et exprimé en fonction du déplacement d de la machine :

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2 \cdot \arccos\left(\frac{1}{\sqrt{2}} + \frac{d}{L}\right) \quad (0.1)$$

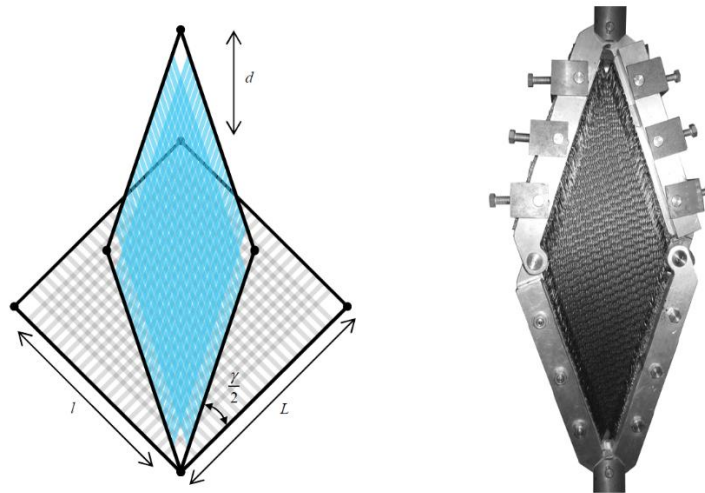


Figure 1-26 Cinématique et dispositif expérimental de Picture Frame Test (PFT) [CHA 11a]

Théoriquement, si un chargement en cisaillement pur est bien imposé sur l'échantillon, il est facile d'analyser sa cinématique. En pratique, ce type d'essai présente plusieurs difficultés. Tout d'abord, il faut assurer strictement que l'alignement initial de l'échantillon soit identique à celui du cadre [MIL 07]. En plus, lors de la mise en place de l'échantillon sur le cadre, une légère tension des mèches apparaît et influence fortement sur l'interaction entre les deux réseaux de mèches [LAU 08]. Ensuite, les mèches doivent être théoriquement en liaison pivot avec le bord du cadre, mais ce n'est pas le cas en réalité. La mèche flambe donc localement [WIL 08], créant des déformations parasites difficiles à évaluer. Ces difficultés rendent la mise en œuvre plus complexe pour les renforts tissés tridimensionnels avec une grande épaisseur.

Bias Extension Test

De nombreuses études [CAO 08] [HAR 04] ont été réalisées sur cet essai de biais extension qui est une alternative à l'essai classique de PFT. Le Bias Extension Test (BET) consiste à effectuer un test de traction sur une éprouvette rectangulaire dont les deux réseaux de chaîne et trame sont orientés de 45° par rapport au sens de la traction comme illustré sur la figure 1-27. Similaire au PFT, l'angle de cisaillement théorique γ peut être exprimée comme :

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2 \cdot \arccos\left(\frac{\sqrt{2}}{2} \left(1 + \frac{d}{(L-l)}\right)\right) \quad (0.2)$$

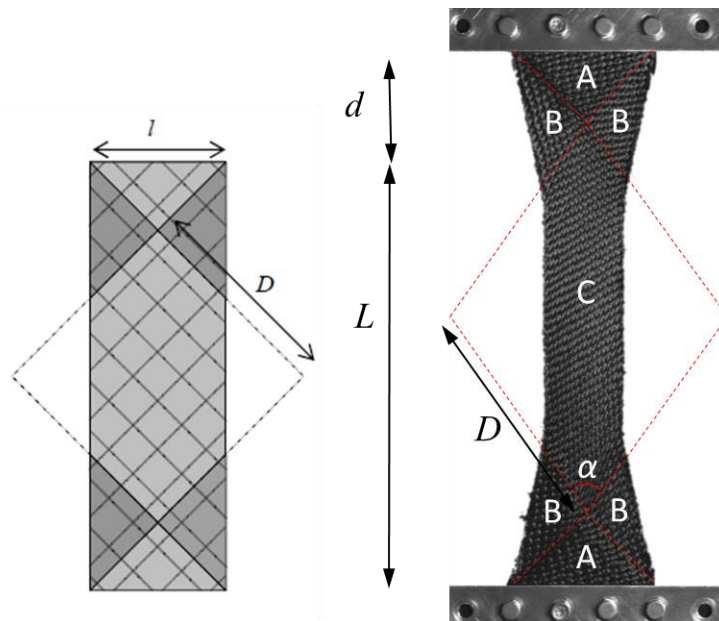


Figure 1-27 Cinématique et dispositif expérimental du bias extension test [CHA 11a]

Si l'hypothèse de non-glissement des mèches mentionné dans la section 1.3.2.1 est vérifiée, une cinématique particulière du renfort est présente dans ce test. Trois zones différentes dans l'échantillon en extension peuvent être distinguées selon la figure 1-27.

- Les zones non cisillées (Zone A) qui accroche l'éprouvette. Les zones d'accroche sont constituées de deux réseaux (chaîne et trame) inclinés de 45° , qui possèdent chacun un côté encastré.
- Les zones demi-cisillées (Zone B), qui sont sur les deux côtés de l'éprouvette. Les zones sont constituées d'un réseau libre à ses deux bords et d'un réseau encastré d'un côté.
- La zone cisillée (Zone C) qui se situe au milieu de l'éprouvette. Cette zone est formée par deux réseaux dont les bords sont libres.

Dans chacune de ces zones, l'angle entre la direction de la chaîne et celle de la trame est presque constant. Ces cinématiques spécifiques sont dues à la quasi-inextensibilité des mèches et à l'absence de glissement entre les mèches de chaîne et de trame aux points de croisement. Selon l'étude de [LUY 09a], quand l'angle de cisaillement dépasse certain angle, par exemple 40° pour les interlocks, le blocage cinématique intervient et les mèches commencent à glisser. C'est à dire, l'essai n'est plus en accord avec l'hypothèse de non glissement des mèches au-delà d'un certain angle de cisaillement.

Par rapport au PFT, le BET présente une procédure de test simple et rapide, cependant l'analyse des résultats est plus complexe en raison de l'interaction de composants non liés au cisaillement. D'autre part, le PFT donne lieu à des déformations de cisaillement pures dans l'ensemble de l'échantillon, mais il s'avère demander beaucoup de temps et la mise en œuvre est plus complexe [TAH 13]. Pris en compte les avantages et les limitations des deux essais classiques, nous avons choisi le BET afin de réaliser l'identification de la loi de comportement associé à ce mode de déformation.

1.3.2.6 Comportement d'un renfort en cisaillement transverse

Dans cette étude, les trois renforts interlocks étudiés disposants d'une épaisseur non négligeable ont un mode de déformation prédominant en cisaillement transverse pendant la mise en forme. Ce mode de déformation spécifique a été peu étudié en raison de la faible utilisation actuelle des tissus épais.

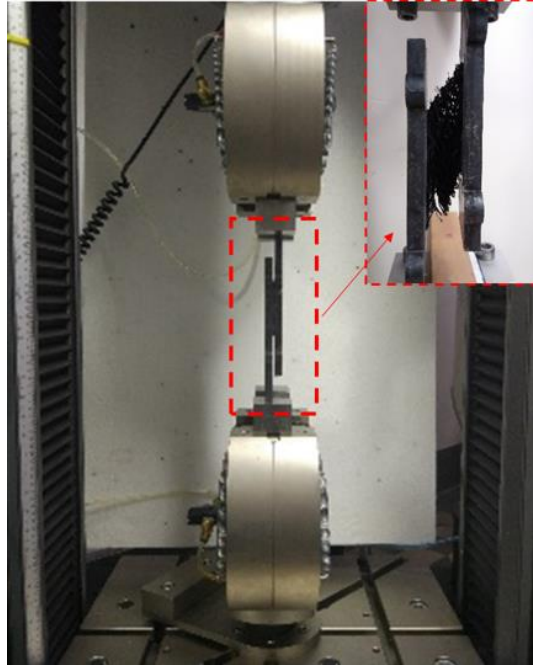


Figure 1-28 Essai de cisaillement transverse sur tissu épais étudié (Interlock-III)

Un protocole d'essai qui permet de ne solliciter que le mode de déformation de cisaillement transverse a été utilisé. Comme montré dans la figure 1-28, il est constitué de deux plaques fixées de chaque côté du renfort et transmettant l'effort imposé par la machine aux deux surfaces de l'éprouvette. Les mors sont fixés dans le sens de l'épaisseur, ce qui signifie que l'éprouvette ne peut pas être compacté ou gonflé librement. Un système de barres et de cales permet de centrer la position de l'axe de traction par rapport à l'épaisseur du tissu et d'assurer le parallélisme des deux faces de l'éprouvette. Des scotch double face sont utilisés afin de fixer le renfort sur les deux surfaces du dispositif, ce qui est simple de réaliser. L'inconvénient est que le renfort glisse sur les surfaces de contact en cas d'effort tangent élevé.

Ce dispositif a été utilisé pour les identifications réalisées dans ce manuscrit. Certains des tissus interlocks ne sont pas équilibrés, donc il est nécessaire d'identifier les comportements dans les deux directions de mèche.

1.3.2.7 Comportement d'un renfort en flexion

La capacité de flexion du renfort hors plan est très critique pour la formage d'une pièce composite incurvée. Comme montré dans les études de [HAM07a, BOI11], la raideur du renfort en flexion a une influence importante sur l'apparition et la forme des plissements lors de la mise en forme de renforts secs. Contrairement aux matériaux continus traditionnels, la rigidité à la flexion d'un matériau fibreuse n'est pas directement liée à son module de traction dans le plan. Par conséquent, il doit mesurer la rigidité à la flexion à l'aide de l'essai. Plusieurs dispositifs expérimentaux permettent de caractériser ce comportement en flexion, et alors d'étudier la relation entre le moment de flexion et la courbure du renfort.

Un dispositif de Peirce [PEI 30], qui est un test de type cantilever, peut être utilisé pour caractériser le comportement d'un renfort en flexion. Cet essai est un standard de norme ASTM D1388-96. Sa mise en œuvre s'appuie sur l'hypothèse de la linéarité entre moment de flexion et courbure, ce qui implique que la rigidité en flexion est constante. Cependant, il a été démontré que le comportement en flexion des renforts tissés peut être fortement non linéaire [BIL 10, LIV 64, KAW 80]. La norme ASTM permet donc une estimation globale de la rigidité de flexion du renfort.

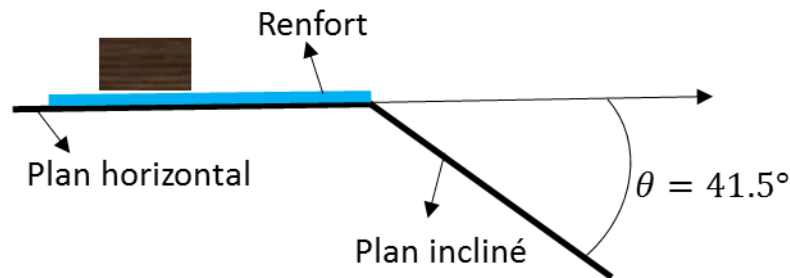


Figure 1-29 Principe d'identification de la rigidité de flexion

Cet essai consiste à faire glisser le renfort positionné sur le plan horizontal du dispositif jusqu'à ce que l'extrémité du tissu entre en contact avec un plan incliné à 41.5° sous son propre poids. Comme présenté dans la figure 1-29, le module de flexion G_m est alors défini par [BIL 08, SZA 03] :

$$G_m = \frac{l^3 \cos(\theta/2) mg}{8 \tan(\theta) l} \quad (0.3)$$

avec :

$$\frac{\cos(\theta/2)}{\tan(\theta)} = 1.05 \approx 1 \quad (0.4)$$

où q est le poids par unité de surface, l la longueur de surplomb ou la distance de glissement du tissu, m la masse de la mèches en surplomb, g l'accélération de la pesanteur et θ l'angle de test.

Ensuite, un dispositif ressemblant au dispositif ASTM est développé par [BIL 10]. Il s'adapte particulièrement aux renforts tissés. L'éprouvette repose sur des lames qui sont retirées progressivement (figure 1-30), entraînant une flexion du tissu sous son propre poids. Un système de mesure optique permet d'obtenir le profil de l'éprouvette pour chaque longueur de surplomb à l'aide d'un traitement d'images. Après des dépouillements, le moment de flexion est tracé en fonction de la courbure, qui est pris en compte une loi non linéaire.

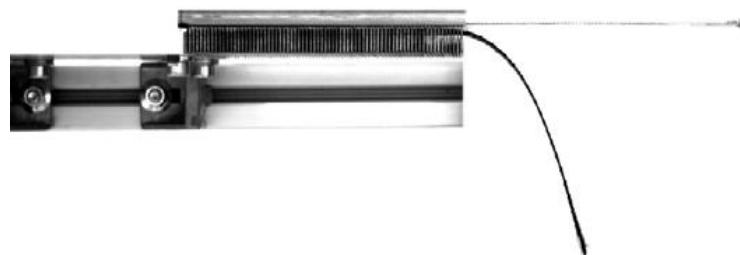
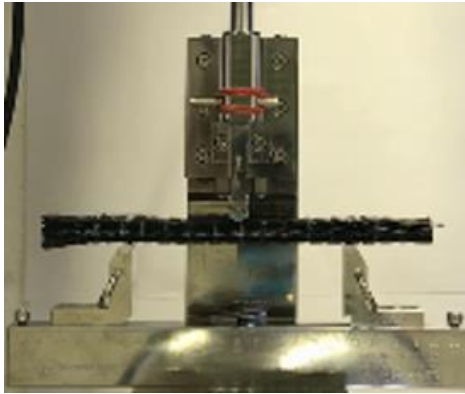
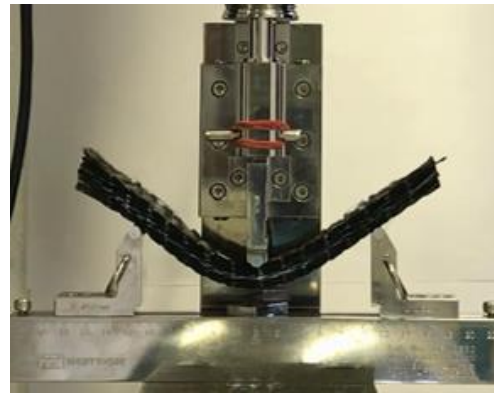


Figure 1-30 Dispositif de flexion proposé par de Bilbao [BIL 10]

Cependant les dispositifs de type cantilever s'adaptent plutôt aux tissus 2D ou renforts fins. Quant aux interlocks, dont les épaisseurs confèrent une rigidité de flexion supérieure, il est difficile à réaliser, surtout pour certains tissés haute performance étudiés dans ce manuscrit. Afin de caractériser ce comportement en flexion des interlocks étudiés, l'essai de flexion trois points est envisageable dans la suite d'étude qui sera détaillé dans la section 2.4.5. Le protocole expérimental utilisé consiste à placer une plaque tissée épaisse sur deux appuis, puis à abaisser un troisième poinçon pour appliquer la flèche souhaitée comme indiqué figure 1-31.



(a) Etat initial



(b) Etat déformé avec une flèche de 30mm

Figure 1-31 Essai de flexion trois points sur un interlock étudié (Interlock-III)

1.4 Simulations de la mise en forme des renforts de composites

Afin de déterminer la faisabilité d'une pièce avant toute élaboration de prototype physique, ces dernières années de nombreuses simulations ont été mises en place dans le but d'étudier les deux principales étapes pendant la procédé RTM de matériaux composite : l'étape de l'injection de résine, et aussi l'étape de la mise en forme des renforts qu'on considère uniquement dans cette étude. D'une part, la caractérisation des renforts de manière expérimentale prend du temps et coûte relativement cher car les essais de caractérisation des tissus soient délicats à réaliser comme mentionnés dans la section 1.3. Les simulations permettent la grande réduction du coût de ce procédé par rapport à l'expérience. D'autre part, le développement de l'informatique permet d'effectuer des calculs d'une complexité plus importantes pour prédire les apparitions de défauts au cours de la mise en forme.

Un important effort de compréhension est nécessaire pour pouvoir bénéficier des avantages apportés par cette technologie de simulation numérique. La simulation de la mise en forme des renforts est capable de prédire les caractéristiques géométriques et mécaniques, telles que la position déformée des mèches et des fibres, la rupture et le flambement local de mèches, l'apparition éventuelle de plissements, les caractéristiques mécaniques et la perméabilité locale du renfort déformé. Cependant, comme les matériaux composites sont multi-échelles, ces caractéristiques et ces défauts ne sont pas tous définis à la même échelle. Par conséquent, différents types de simulations aux échelles différentes ont été développés :

- L'échelle microscopique : des fibres et leurs interactions sont étudiés. Seul un petit nombre de fibres par mèche peuvent être simulées ;
- L'échelle mésoscopique : le comportement de la mèche est étudié afin de déterminer les caractéristiques locales du renfort. La maille élémentaire du renfort est généralement utilisée pour les simulations ;
- L'échelle macroscopique : la déformation globale du renfort est étudiée afin de caractériser l'apparition des défauts, tels que plissements, glissements de mèches et la formabilité d'une pièce géométrie complexe.

Les simulations à chaque échelle ont des avantages, mais aussi des inconvénients. La connaissance de la position des mèches permet de calculer les caractéristiques mécaniques finales de la pièce et également le tenseur de perméabilité du renfort déformé qui peut être utilisé pour simuler l'étape d'injection de résine. Cependant, la simulation des mèches à l'échelle mésoscopique est limitée à de petite zone, et il est très difficile de simuler à cette échelle pour toute la pièce en prenant en compte de nombres de mèches et leurs interactions complexes. L'objectif de cette thèse est de proposer une nouvelle approche efficace pour simuler les mèches déformées pour toute la pièce lors de la mise en forme des renforts. Dans cette section, nous allons présenter les principaux modèles déjà existants pour simuler la mise en forme des renforts en fonction de l'échelle de leurs constituants élémentaires.

1.4.1 Simulations à l'échelle microscopique

Dans les modèles de simulation à l'échelle microscopique, les fibres comme le constituant de base sont généralement modélisées avec des éléments solides 3D ou poutres. Le comportement de la fibre est orthotrope linéaire et ses grandeurs caractéristiques sont relativement bien connues. Le matériau constitutif des fibres peut être considéré comme continu,

mais la difficulté principale est la gestion du très grand nombre de contacts entre les fibres et du nombre de corps différents qu'elles représentent. Des simulations sont effectuées sur une à plusieurs cellules de tissage, soit un petit échantillon de tissu. Il existe de nombreuses études à cette échelle, sur les tricots [DUH 06] et les tissus [DUR 10, ZHO 04].

Dans les travaux de Durville [DUR 10], la simulation permet d'obtenir des résultats encourageants sur la simulation d'un renfort à armure toile sujet à un cisaillement à l'échelle microscopique des renforts, comme illustré sur la figure 1-32. Ici, des modèles de mailles élémentaires ont été développés pour visualiser le positionnement des mèches et leur réarrangement lors d'une sollicitation. Le positionnement des fibres dans l'armure non déformée n'est pas imposé mais simulé par suppression incrémentale des interpénétrations initiales. La principale limitation de cette approche est le temps de calcul inhérent au nombre de fibres à modéliser. Pour cette raison, des groupes de fibres sont simulés dans les mèches, ce qui réduit le nombre de fibres virtuelles à des dizaines plutôt qu'à des milliers de fibres réelles. Par conséquent, actuellement il n'est pas envisageable de simuler une pièce à grandes dimensions avec cette méthode.

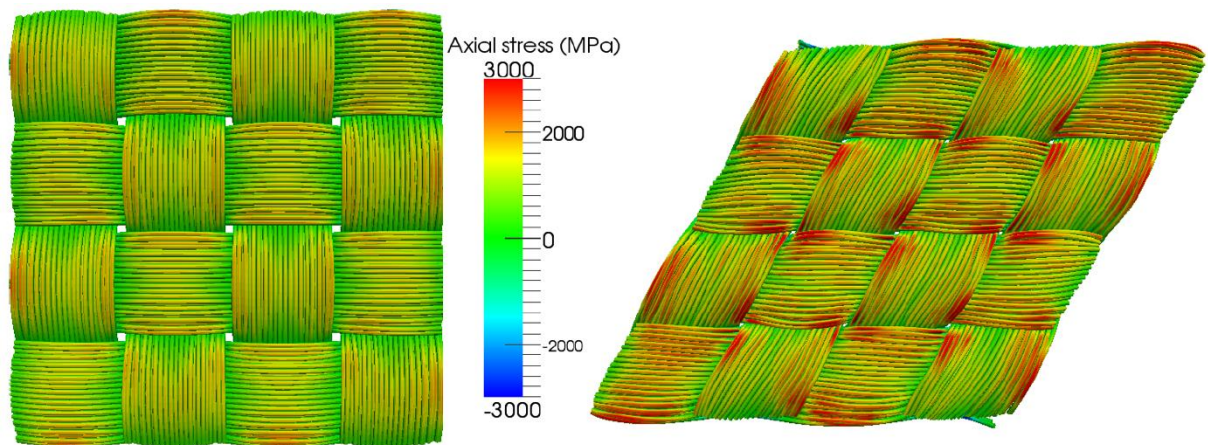


Figure 1-32 Modèle de maille élémentaire en cisaillement à l'échelle microscopique [DUR 10]

1.4.2 Simulations à l'échelle mésoscopique

Les modèles numériques à l'échelle mésoscopique considèrent que le constituant de base est la mèche comme un milieu continu. La simulation s'appuie alors sur une connaissance du comportement des mèches. Cela permet d'en déduire un comportement plus global à l'échelle macroscopique. Il est aussi envisageable, par un passage macro-méso tel que l'approche proposée dans cette thèse, de déterminer l'armure de la structure adaptée aux exigences d'une pièce en service. De plus, la perméabilité locale des renforts utilisés dans les études d'écoulement de résine peut être également étudiée selon la déformation de la maille élémentaire. De nombreuses approches ont été développées et s'intéressent principalement aux trois aspects : la description de la modélisation géométrique, les conditions aux limites à appliquer et la loi de comportement de la mèche à définir. Les modèles au niveau mésoscopique peuvent être divisés en deux types différents : les approches analytiques et les modélisations par éléments finis.

Certaines méthodes analytiques ont été développées pour obtenir ces quantités géométriques et mécaniques. Ces méthodes reposent généralement sur des hypothèses de comportement mécanique et sur la simplification de la géométrie des mèches. Comme montré dans la figure

1-33, une modélisation fondée sur la discrétisation de la ligne moyenne des mèches par les segments qui forment un ensemble de barres en traction élastique représentant l'ensemble du renfort tissé, a été proposé dans les travaux de Kawabata [KAW73a, KAW73b]. Les interactions à chaque point de croisement entre les réseaux de chaîne et trame sont modélisées par différents ressorts.

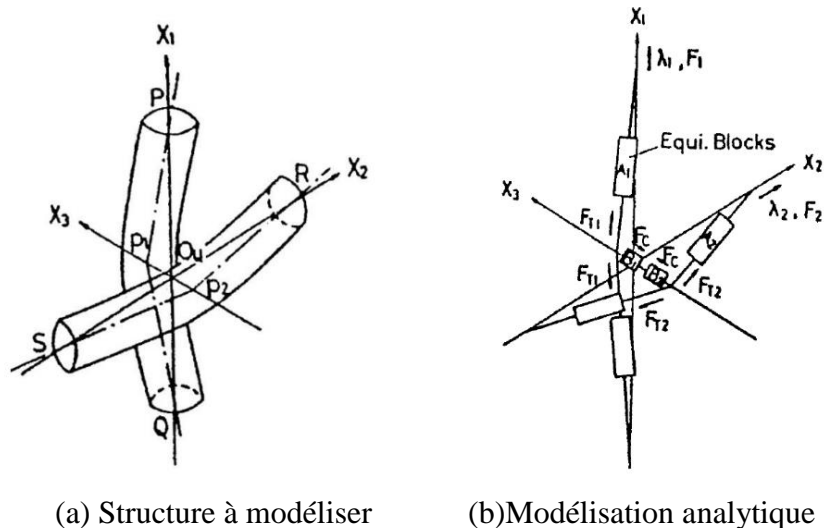


Figure 1-33 Modélisation analytique à l'échelle mésoscopique [KAW73a, KAW73b]

Ces modèles analytiques sont suffisamment satisfaisant pour simuler le comportement en traction biaxiale et en traction uniaxiale du renfort, mais ils restent limités dans les cas plus complexes où interviennent, la compression transversale et du cisaillement. L'hypothèse de simplification de la géométrie, en particulier au niveau des contacts latéraux, est contestable. Etant donnée ces limitations, il semble que le recours aux éléments finis est une bonne alternative. Leur utilisation à l'échelle mésoscopique nécessite deux prérequis: la géométrie des mèches et les conditions aux limites du renfort. Avant que la mèche ne soit divisée en éléments finis, la géométrie doit être réalisée théoriquement à l'aide de caractéristiques de mèche et d'armure ou d'expériences.

Afin d'obtenir la géométrie finale, plusieurs modèles ont été développés indépendamment. Parmi eux, les modèles associés aux logiciels WiseTex développé à Katholieke Universiteit Leuven [LOM 00, LOM 06] et TexGen développé par l'université de Nottingham [SHE 07] sont les plus représentatifs dans ce domaine. Dans le modèle de WiseTex, la géométrie du renfort (figure 1-34) est réalisée en minimisant l'énergie de déformation de chaque mèches jusqu'à un état d'équilibre statique en prenant en compte différentes contributions mécaniques (traction, flexion, compression, distorsion et interactions). Dans cette méthode, il est nécessaire d'identifier les données par expérience. En tant que modèle alternatif de WiseTex, le modèle de TexGen n'utilise pas de considérations mécaniques. Il est facile de générer des mailles élémentaires de tissus tissés 2D et 3D dans lesquels les sections transversales d'une mèche peuvent être asymétrique et variable le long de la ligne moyenne. Pour les deux méthodes, bien que le problème de l'interpénétration soit considérablement réduit sous WiseTex [VER 05], il subsiste des problèmes majeurs.

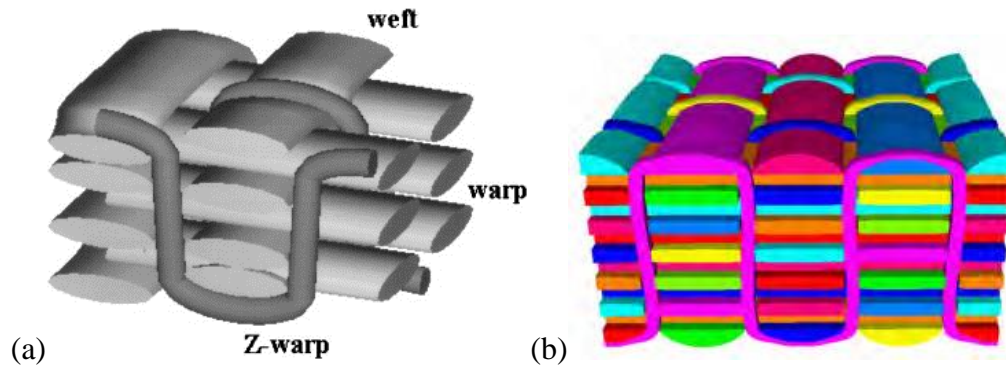


Figure 1-34 Les exemples de modélisation d'un renfort 3D : (a) WiseTex [LOM 00] (b) TexGen [SHE 07]

Les modèles sans interpénétrations pour les renforts tissés 2D proposés par Hivet [HIV 05] et 3D dans les travaux de Wendling [WEN 13] sont très intéressants. Comme montré sur la figure 1-35, les sections de la mèche définies par certains points de contrôle peuvent varier le long de la ligne moyenne en fonction de l'armure étudiée. Chaque section de point de contrôle est ensuite divisée en quatre sections, chacune étant définie par une conique. Finalement, la mèche est obtenue à l'aide de balayage des sections le long de la ligne moyenne des mèches.

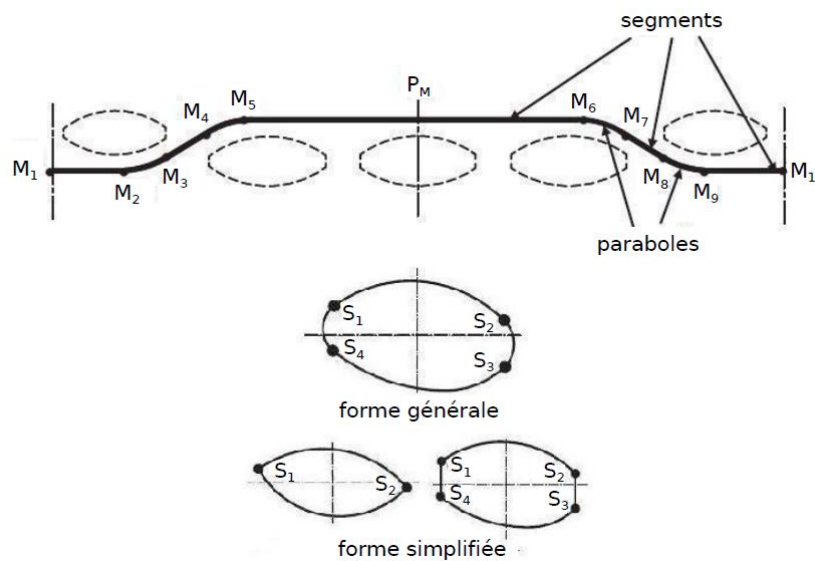
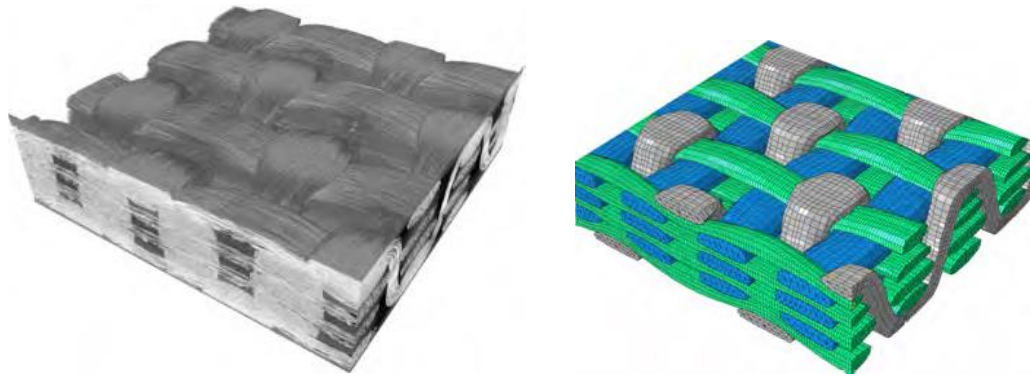


Figure 1-35 Des points de contrôle pour un sergé 3x2 [HIV05]

Pour obtenir des géométries de renforts les plus réalistes possible, la tomographie aux rayons X, la méthode expérimentale la plus prometteuse, a été récemment utilisée dans certains travaux [BAR 00, DES 05, HSI 09, HER 80, KHA 14]. Cette technique permettant une observation non destructive à cœur d'objets, consiste à scanner un échantillon d'un renfort pour obtenir une cartographie en 3D, puis traiter les images obtenues en découpant les éléments constitutifs (les mèches), en distinguant les deux réseaux différents de mèches et en les maillant. La microtomographie présente un grand avantage de pouvoir conduire à des modélisations libres d'interpénétrations si les traitements numériques pertinents sont réalisés [NAO 14, NAO 15]. La figure 1-36 montre un exemple d'automatisation du traitement de tissés au moyen de la tomographie aux rayons X.



(a) Tomographie 3D d'un interlock en compression (b) Modèle géométrique mésoscopique

Figure 1-36 Modélisation d'un interlock par traitement d'une microtomographie [NAO 15]

A l'échelle mésoscopique, la modélisation de Cellules Élémentaires Représentatives (CER) plutôt que l'ensemble d'un renfort tissé est généralement utilisée dans le cas d'un chargement périodique. Pour un milieu périodique, le CER représente le motif élémentaire périodique le plus petit de l'ensemble de l'armure. Le but est alors d'étudier le comportement du CER à cette échelle inférieure, et de l'étendre à la pièce entière par la méthode d'homogénéisation [HSI 99] et des calculs multi-échelles [GEE 03, OZD 08]. CER différentes illustrés sur la figure 1-37 peuvent apporter des conditions limites différentes. Il convient plus de mettre en œuvre la CER Type 2 que la CER Type 1 pendant une simulation mésoscopique, puisqu'une partie des conditions aux limites de la CER Type 1 ne correspond pas à des points matériels. Et ces "trous" dans les conditions aux limites peuvent évoluer dans un cas de sollicitation en cisaillement. Le choix de la CER est primordial, et aura une influence directement sur les résultats.

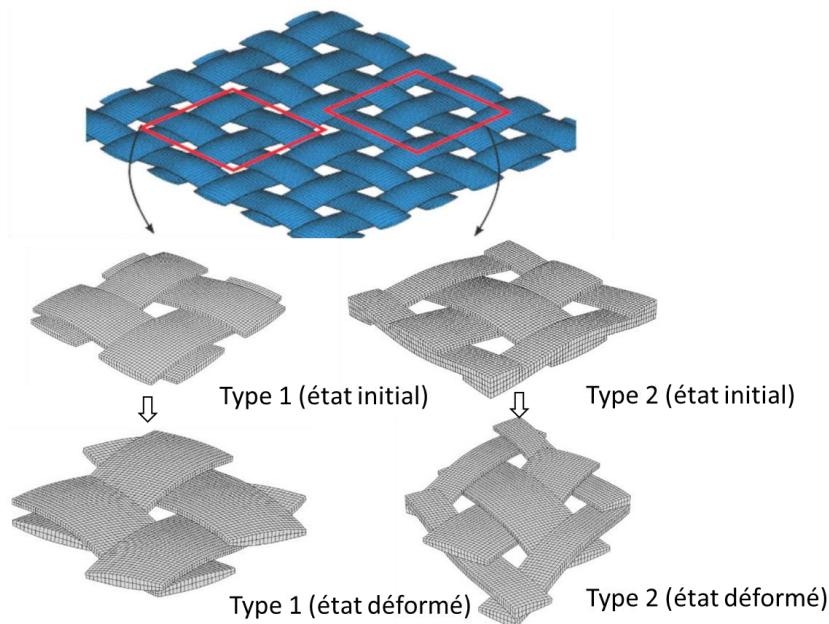


Figure 1-37 Deux types de CER dans une même armure [BAD 07]

Une fois la géométrie de la CER définie et discrétisée par des éléments finis, il est nécessaire de définir une loi de comportement afin de simuler les comportements des mèches. Le comportement des mèches est très anisotrope dans la direction des fibres en raison de leur nature. De nombreuses études ont été développées sur des modèles hypoélastiques [GAS 00] dans lesquels la mèche, considéré comme orthotrope, est pris en compte seulement la tension

longitudinale et la compaction transverse et des modèles hyperélastiques [CHA 11] où le comportement d'une mèche est défini pour quatre modes de déformation découplés. Dans les travaux de Charlotte, des différents types de lois de comportement sont présentés en détail et comparés en fonction des formules, des problématiques induites et de leur mise en œuvre dans le logiciel commercial ABAQUS.

1.4.3 Simulations à l'échelle macroscopique

La simulation à l'échelle macroscopique a pour but de simuler le procédé de la mise en forme des renforts fibreux pour la pièce entière. Les fibres et les mèches ne sont plus représentées dans le modèle et les résultats à cette échelle ne donneront pas des informations sur les orientations et les déformations des mèches dans la configuration déformée. La complexité d'un modèle macroscopique réside dans la loi de comportement du matériau et non plus dans celle des composants du tissu et dans leurs interactions. La caractérisation de la loi de comportement spécifique d'un renfort peut être effectuée par des essais ou par la transition entre le comportement des fibres/mèches et celui du renfort. De nombreux modèles permettant de simuler le comportement macroscopique d'un renfort tissé ont été développés, des modèles géométriques simples aux modèles éléments finis plus complexes. Certains modèles macroscopiques seront donc présentés ici car dans ces travaux de thèse les analyses aux échelles macroscopique et mésoscopique des renforts composites sont basées sur les simulations macroscopiques.

1.4.3.1 Approches géométriques

Les approches géométriques ou cinématiques s'appuient sur l'algorithme dit du filet (Fishnet algorithm). Elles servent généralement à la simulation du drapage. Sa simplicité d'utilisation et sa rapidité d'exécution en font une bonne méthode de première approche [BOR 02, MAR 56, WEE 91]. Elles reposent sur certaines hypothèses :

- Le non-glissement entre chaîne et trame formulé en section 2.1;
- L'inextensibilité des mèches ;
- La rigidité de cisaillement du renfort nulle ;
- La rotation libre aux points de croisement entre réseaux ;
- L'absence de considérations mécaniques sans effort et sans frottement.

Dans cette approche, le renfort est similaire aux barres articulées aux points de croisement entre réseaux. L'algorithme calcule ensuite la position du point de connexion tracé sur la géodésique de la surface à draper au point actuel. Comme présenté sur la figure 1-38 [BOI 04], la position du point C est calculée à partir des positions des points A et B. Le résultat obtenu dépend donc fortement de la justesse des données initiales du point et des deux directions des mèches de chaîne et de trame en ce point. Les résultats des modélisations diffèrent selon la position choisie pour le point initial, comme indiqué dans [WAN 99].

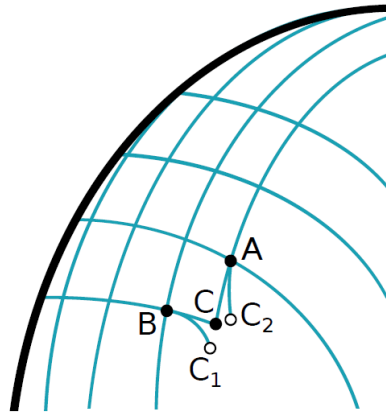


Figure 1-38 Méthode du filet : détermination de la position du point C [BOI 04]

Cependant, cette approche présente certaines limitations. Avec l'absence de toutes les considérations mécaniques et du tissage, les résultats sont identiques quelle que soit la rigidité des mèches et l'armure choisie. Les blocages cinématiques de cisaillement et la variation d'épaisseur de compression sont également absents de la modélisation de base. L'utilisation de cette méthode est évidemment disconvenant pour les tissus épais. Surtout les conditions aux limites en effort ne peuvent pas être prises en compte. En plus, l'absence de prise en compte d'un contact empêche l'utilisation d'outils externes tels que les serre-flancs, néanmoins nécessaires à certaines mises en forme. Pour les renforts tissés, l'algorithme de réseau est intéressant en tant qu'approche préliminaire pour déterminer le degré de complexité de la formation d'une pièce.

1.4.3.2 Approches mécaniques

Trois types d'approches se distinguent : l'approche discrète, l'approche semi-discrète et l'approche continue.

Les approches *discrètes* considèrent le renfort textile comme un assemblage discontinu d'éléments déformables [BOU 07, CHE 01, SHA 04, SZE 05]. Ces approches sont généralement des extensions de la méthode du filet, autrement dit, l'introduction de caractéristiques mécaniques pour résoudre le problème de mise en forme. Le renfort est modélisé à l'aide des nœuds reliés les uns aux autres par des barres et des ressorts ayant pour but de modéliser la réponse en élongation, cisaillement, torsion et flexion. Les travaux de Sze et Liu [SZE 05] sont particulièrement intéressants sur la variété de sollicitations modélisées pour des renforts 2D, comme illustré à la figure 1-39. Ces approches, généralement utilisées pour le tissu d'habillement, sont délaissées aux avantages de méthodes continues ou semi-discrètes pour des tissus techniques.

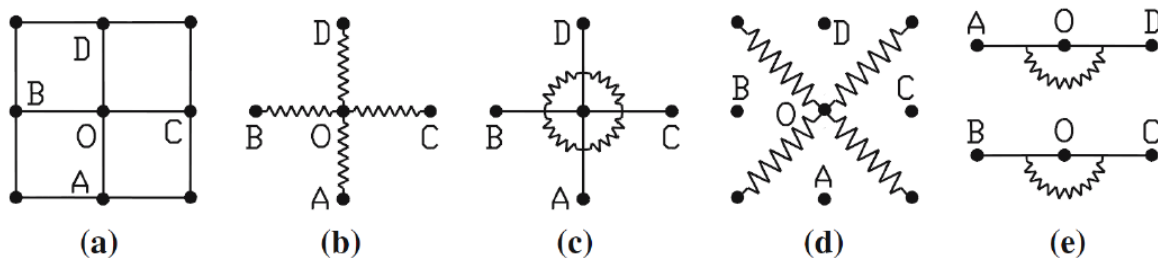


Figure 1-39 Modélisation d'une particule O connectée à ses quatre voisins (a) avec modélisation de l'élongation (b), du cisaillement (c) et (d), et de la flexion (e) [SZE 05]

Les approches *continues* sont des approches macroscopiques considérant le renfort comme un milieu continu anisotrope basées sur l'hypothèse de non-glissement entre deux réseaux de mèche. Elles nécessitent d'homogénéiser le matériau par le choix de la loi de comportement. Différents modèles, hypo-élastiques [KHA 10, PEN 05] ou hyperélastiques [CHA 12, DRI 10, MAT 14, SPE 72, THI 07], ont donné des résultats probants. Ces lois sont associées à des éléments coques ou plaques pour les tissés fins, comme sur la figure 1-40, et à des briques pour les tissés épais, comme sur la figure 1-41. Un grand avantage pour ces approches continues est de pouvoir être utilisées dans des codes d'éléments finis commerciaux. Et son inconvénient principal provient de l'hypothèse d'homogénéisation selon laquelle la même loi de comportement est appliquée en tout le renfort à modéliser, ce qui ne tient pas en compte des variations des caractéristiques mécaniques inhérentes à l'armure étudiée.

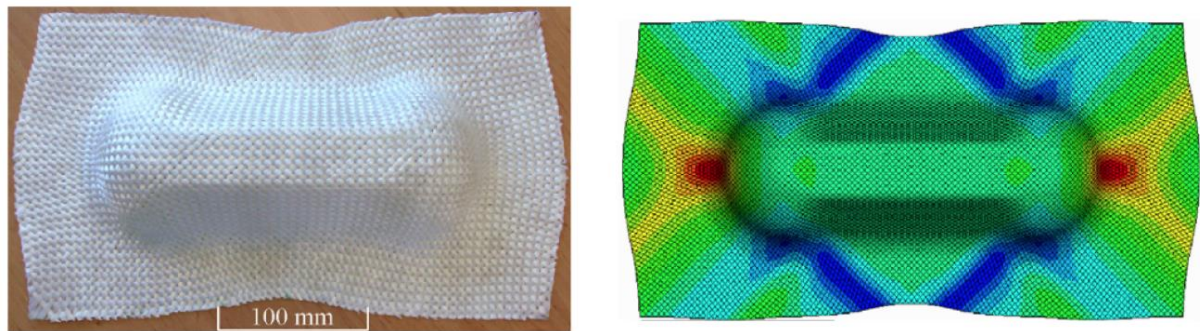


Figure 1-40 Résultats expérimentaux et numériques d'un emboutissage de type double dôme sur un tissu 2D [KHA 10]

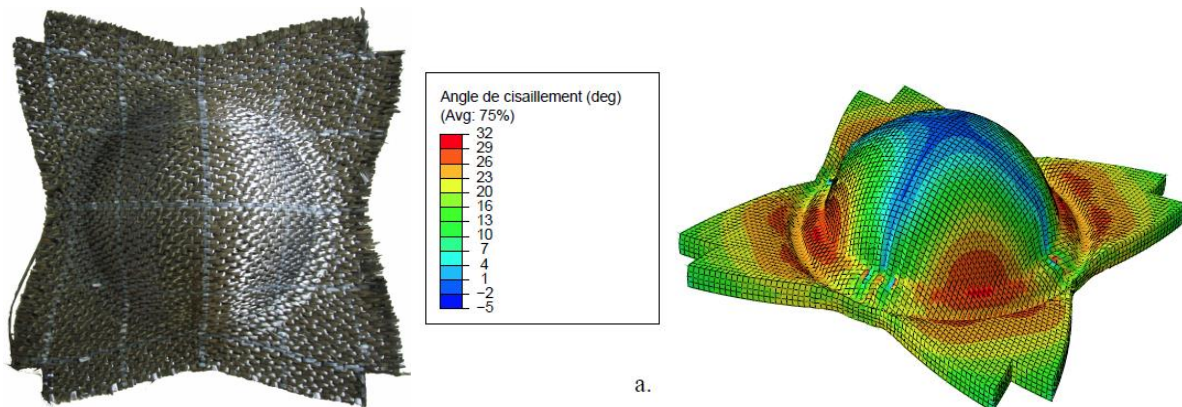


Figure 1-41 Résultats expérimentaux et numériques d'un emboutissage hémisphérique de renfort épais interlock [CHA 12]

Les approches *semi-discrètes* sont une combinaison des deux approches mentionnées précédemment. Une partie du comportement est modélisée grâce à un solide continu tandis qu'une autre est modélisée grâce à des apports discrets. Deux types de principes existent en fonction de l'interaction entre les deux parties discrètes et continues.

Les parties continues et discrètes sont reliées dans un même élément lagrangien. Les efforts générés par une transformation sont subdivisés entre des contributions de cisaillement, et de compression associées à la partie continue et la contribution de tension associée aux parties discrètes. Les parties discrètes et continue sont fixées l'une relativement à l'autre dans la configuration isoparamétrique. Dans le travail de Allaoui [ALL 11], une simulation de mise en forme de renfort interlock en forme tétraèdre a été réalisée, et basée sur l'approche semi-discrète. Les résultats numériques des formes de plissements et des angles de cisaillement sont en bon

accord avec ceux obtenus par expérimentation. Pour prédire les apparences des plissements pendant la mise en forme des renforts tissés, WANG [WAN 15] a effectué la simulation du préformage de la boîte carrée basé sur l'approche semi-discrète. Les angles de cisaillement maximums dans les simulations se trouvent sur les coins de la boîte, comme observé dans les expériences. Un autre modèle dédié aux interlocks épais utilisant des éléments briques (hexagonaux) [LUY 09b] ont été développés, et sont montré sur la figure 1-42.

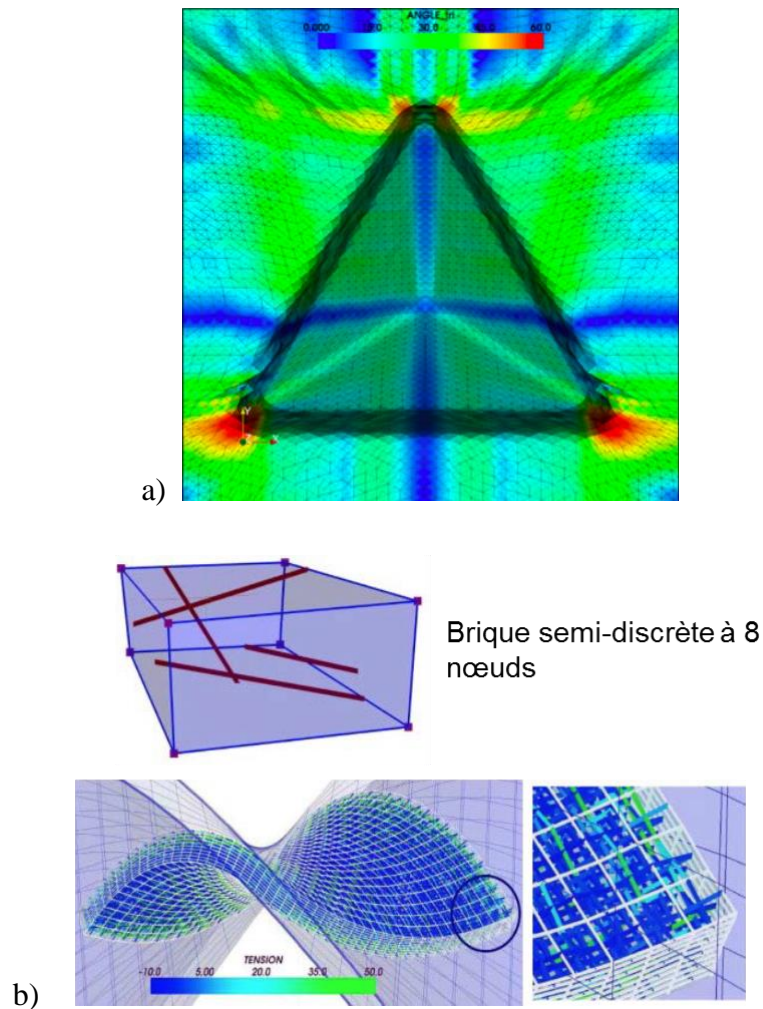


Figure 1-42 Approche semi-discrète discrète pour interlocks a)[ALL 11] b) [LUY 09b]

Bilan du chapitre 1

Dans ce premier chapitre, les renforts textiles composites ont été présentés du point de vue de leurs composants et de leur fabrication aux différentes échelles : la fibre, la mèche et le renfort final. Cela nous a permis de mieux comprendre les mécanismes de déformation du renfort. La description des spécificités associées à différentes échelles a été évoquée à travers les étapes de fabrication, surtout l'étape de la mise en forme dans le procédé RTM qui a surtout été présentée en détail.

Par rapport aux matériaux traditionnels, les matériaux composites ont des comportements mécaniques très spéciaux à chaque échelle. Les comportements liés aux différents modes de déformation ont été identifiés par une série d'essais expérimentaux : tension sur mèche ou sur renfort, compression, flexion, cisaillement. Dans la suite de l'étude, les essais d'identification du renfort : les tractions uniaxiale et biaxiale, la compression transverse, le Bias Extension Test, le cisaillement transverse et la flexion trois points, seront utilisés pour les caractérisations du renfort pendant les simulations macroscopiques.

Enfin, un état de l'art de la simulation de la mise en forme des renforts tissés a été présenté, ainsi que les modèles microscopiques, mésoscopiques et macroscopiques existant dans la littérature, qui permettent de simuler les déformations des renforts tissés aux différentes échelles.

Dans le cadre des simulations du procédé de la mise en forme de renforts tissés, les résultats les plus aboutis sont obtenus avec l'approche macroscopique, surtout pour les renforts épais. Mais à cette échelle, il y a une perte d'information importante concernant la déformation des mèches. Dans ce contexte, afin de visualiser et d'analyser la déformation des mèches qui a une forte influence sur le calcul de perméabilité et sur la qualité de la pièce finale, cette étude proposera une approche méso-macro à partir de la simulation macroscopique pour simuler la mise en forme à l'échelle mésoscopique en prenant en compte la vraie géométrie des mèches. Le chapitre suivant abordera alors les simulations des trois interlocks épais étudiés à l'échelle macroscopique.

Chapitre 2

Simulations macroscopiques

de la mise en forme de renforts tissés

Dans ce deuxième chapitre, pour servir de base à la méthode de transfert macro-méso, les simulations numériques des renforts tissés à l'échelle macroscopique sont mises en œuvre sur des cas de mise en forme. Ces simulations sont réalisées à l'aide d'un élément continu associé à une loi de comportement hyperélastique dans le logiciel de calcul PlasFib développé par laboratoire LaMCoS. Tout d'abord, les notions de bases de la mécanique des milieux continus en grandes transformations sont brièvement rappelées. Une loi de comportement hyperélastique basée sur des invariants classiques et des invariants physiques de la transformation est décrite. Ensuite, les essais et les identifications liées aux différents modes de déformation du renfort sont abordés afin de caractériser les comportements mécaniques différents des renforts tissés. Avec les paramètres matériaux identifiés, des simulations numériques par éléments finis à schéma explicite dynamique sont réalisées pour les trois renforts interlocks. Finalement, les résultats numériques obtenus pour les trois renforts interlocks étudiés sont comparés avec ceux expérimentaux dans les deux cas : flexion trois points et emboutissage hémisphérique.

Sommaire

2.1 Cinématique des milieux continus en grandes transformations.....	45
2.1.1 Description du mouvement mécanique	45
2.1.2 Expression des déformations.....	46
2.1.3 Expression des contraintes	47
2.2 Loi de comportement hyperélastique.....	49
2.2.1 Choix de la loi de comportement	49
2.2.2 Hyperélasticité des renforts tissés interlocks	50
2.2.2.1 La formulation hyperélastique.....	50
2.2.2.2 Modes de déformations	51
2.2.2.3 Description des invariants classiques et physiques	52
2.2.2.4 Densités d'énergies de déformation	54

2.2.2.5 Considération de la rigidité locale de flexion	55
2.3 Essais et identifications des paramètres matériaux	57
2.3.1 Élongation dans les directions de chaîne et trame.....	57
2.3.2 Compression transverse.....	57
2.3.3 Cisaillement dans le plan.....	59
2.3.4 Cisaillement transverse dans les directions de chaîne et trame.....	64
2.3.5 Rigidité locale de flexion	67
2.4 Outil numérique de simulation - PlastFib	69
2.5 Essais et simulations : flexion trois points et emboutissage hémisphérique.....	71
2.5.1 Analyses expérimentaux et numériques sur Interlock I	71
2.5.1.1 Flexion trois points	71
2.5.1.2 Emboutissage hémisphérique	73
2.5.2 Analyses expérimentaux et numériques sur Interlock II.....	74
2.5.1.1 Flexion trois points	74
2.5.1.2 Emboutissage hémisphérique	75
2.5.3 Analyses expérimentaux et numériques sur Interlock III.....	78
2.5.1.1 Flexion trois points	78
2.5.1.2 Emboutissage hémisphérique	79
Bilan du chapitre 2	81

2.1 Cinématique des milieux continus en grandes transformations

L'implémentation d'une loi de comportement en grande transformation nécessite une description des mouvements spécifiques au sein du milieu continu. L'hypothèse des petites perturbations (HPP) (petites déformations, petits déplacements et petites rotations) ne peut plus être utilisée. Seuls les principales grandeurs et les concepts de base utilisés en mécanique des grandes transformations pour les milieux continus basés sur les hypothèses de Cauchy seront présentés.

2.1.1 Description du mouvement mécanique

Lors de la description des mouvements des milieux continus, il faut définir la manière dont est repéré un point donné. Deux types différents de repérages existent, la description eulérienne et la description lagrangienne [LEM 09] :

- les coordonnées eulériennes ou spatiales sont le temps et les coordonnées (x_1, x_2, x_3) de la position du point matériel M du milieu à l'instant t . La configuration de référence est la configuration actuelle déformée ;
- les coordonnées lagrangiennes ou matérielles sont le temps et les coordonnées $(X_1 = x_1^0, X_2 = x_2^0, X_3 = x_3^0)$ de la position initiale M_0 du point matériel M du milieu l'instant à t . La configuration de référence est la configuration initiale non déformée.

En mécanique des solides, la configuration de référence C_0 est généralement associée à l'état initial du solide non déformé, ce qui permet d'associer les deux configurations dans le même système d'axe. Dans la suite les différentes quantités présentées seront écrites par rapport à l'un ou l'autre de ces référentiels et la dépendance au temps t sera omise en supposant $t > 0$.

Le mouvement dans tout point d'un solide est alors décrit par la fonction bijective $\Phi(\underline{X}, t)$ qui fait correspondre un vecteur position actuelle \underline{x} à l'instant t d'une position référencée par \underline{X} . Comme montré dans la figure 2-1, la transformation correspondante est de la configuration de référence initial C_0 à la configuration actuelle déformée C_t .

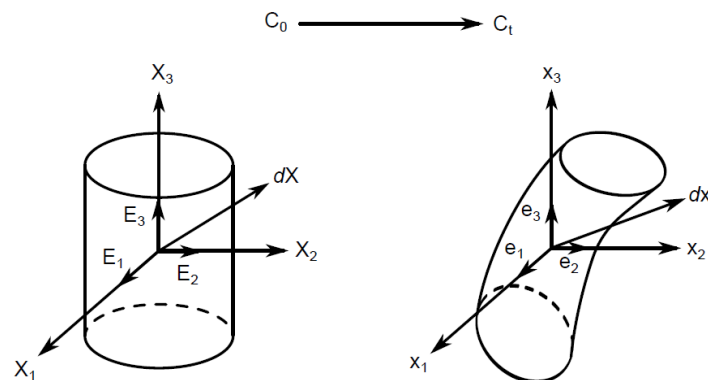


Figure 2-1 Configuration initiale C_0 et configuration actuelle déformée C_t

Pour montrer la cinématique au voisinage d'un point X donné, on introduit le tenseur gradient de la transformation $\underline{\underline{F}}$ qui peut s'exprimer comme le tenseur jacobien de l'application Φ :

$$d\underline{x} = \frac{\partial \Phi}{\partial \underline{X}} \cdot d\underline{X} = \underline{\underline{F}} \cdot d\underline{X} \quad (2.1)$$

Cette application transforme un vecteur matériel élémentaire donné $d\underline{X}$ en sa contrepartie eulérienne $d\underline{x}$. $\underline{\underline{F}}$ donne une description locale (au premier ordre) de la transformation solide.

On définit aussi la transformation d'un élément de volume élémentaire. Soit un élément de volume dans la configuration de référence, $d\Omega_0 \in C_0$. Cet élément de volume déformé dans la configuration actuelle, $d\Omega_t \in C_t$, peut être calculée par le déterminant de la matrice jacobienne du tenseur gradient de la transformation $\underline{\underline{F}}$:

$$d\Omega = J d\Omega_0 = \det(\underline{\underline{F}}) d\Omega_0 \quad (2.2)$$

On définit aussi la transformation d'un élément de surface $d\underline{A}$ de normale \underline{N} dans la configuration initiale en un élément de surface $d\underline{a}$ de normale \underline{n} à l'aide de la formule de Nanson :

$$d\underline{a} = J \underline{\underline{F}}^{-T} \cdot d\underline{A} \quad (2.3)$$

2.1.2 Expression des déformations

Le tenseur gradient de la transformation $\underline{\underline{F}}$ est une caractérisation locale de la transformation, qui fait passer un vecteur élémentaire $d\underline{X}$ dans la configuration initiale à un vecteur élémentaire $d\underline{x}$ dans la configuration déformée. Selon le théorème de la décomposition polaire du gradient de la transformation, ce tenseur gradient de la transformation $\underline{\underline{F}}$ d'ordre deux peut se décomposer en déformations de la structure et en rotations de corps rigide exprimées comme :

$$\underline{\underline{F}} = \underline{\underline{R}} \cdot \underline{\underline{U}} = \underline{\underline{V}} \cdot \underline{\underline{R}} \quad (2.4)$$

où $\underline{\underline{R}}$ est un tenseur orthogonal de rotation et $\underline{\underline{U}}$ et $\underline{\underline{V}}$ sont des tenseurs symétriques positifs appelés tenseurs de déformation pures. Afin de caractériser les variations de forme, c'est-à-dire les changements de longueurs et d'angles, on peut étudier la variation du produit scalaire de deux vecteurs matériels déformée :

$$d\underline{x} \cdot \delta \underline{x} = (\underline{\underline{F}} d\underline{X})^T \cdot (\underline{\underline{F}} \delta \underline{X}) = d\underline{X} \cdot \underline{\underline{C}} \cdot \delta \underline{X} \quad (2.5)$$

où $\underline{\underline{C}}$ est le tenseur de Cauchy-Green droit, ou tenseur des dilatations, s'exprimant par :

$$\underline{\underline{C}} = \underline{\underline{F}}^T \cdot \underline{\underline{F}} = \underline{\underline{U}}^2 \quad (2.6)$$

La variation de ce produit scalaire entre la configuration initiale et la configuration déformée s'exprime :

$$\begin{aligned}
d\underline{x} \cdot \delta\underline{x} - d\underline{X} \cdot \delta\underline{X} &= d\underline{X} \cdot \underline{\underline{C}} \cdot \delta\underline{X} - d\underline{X} \cdot \delta\underline{X} \\
&= d\underline{X} \cdot (\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{I}}) \cdot \delta\underline{X} \\
&= d\underline{X} \cdot 2\underline{\underline{E}} \cdot \delta\underline{X}
\end{aligned} \tag{2.7}$$

où $\underline{\underline{E}} = 1/2(\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{I}})$ est le tenseur des déformations de Green-Lagrange. Dans le cadre d'hypothèse des petites déformations, ce tenseur $\underline{\underline{E}}$ se confond avec le tenseur des déformations linéarisées $\underline{\underline{e}}$. Les tenseurs $\underline{\underline{C}}$ et $\underline{\underline{E}}$ sont définis par rapport à la configuration initiale et à des variations de vecteurs matériels élémentaires. À ce titre, ils sont généralement dits « lagrangiens ». De la même façon, on obtient leurs équivalents eulériens en configuration actuelle :

$$\underline{\underline{B}} = \underline{\underline{F}} \cdot \underline{\underline{F}}^T \tag{2.8}$$

$$\underline{\underline{e}} = \frac{1}{2}(\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{B}}^{-1}) \tag{2.9}$$

avec $\underline{\underline{B}}$ tenseur de Cauchy-Green gauche et $\underline{\underline{e}}$ le tenseur des déformations d'Euler-Almansi.

Il est nécessaire de définir la notion de vitesse de déformation pour écrire le principe des puissances virtuelles, ainsi que certains types de lois de comportement (e.g. viscoélastiques, hypoélastiques). En différentiant l'équation (2.1), on obtient :

$$d\underline{\dot{x}} = \underline{\underline{\dot{F}}} \cdot d\underline{\dot{X}} = \underline{\underline{\dot{F}}} \cdot \underline{\underline{F}}^{-1} \cdot d\underline{x} = \underline{\underline{L}} \cdot d\underline{x} \tag{2.10}$$

où le tenseur $\underline{\underline{L}}$ est appelé tenseur gradient de vitesse, qui se décompose en un terme symétrique $\underline{\underline{D}}$ (tenseur taux de déformation) et un terme antisymétrique $\underline{\underline{\omega}}$ (tenseur taux de rotation) :

$$\underline{\underline{D}} = \underline{\underline{L}}^S = \frac{1}{2}(\underline{\underline{L}} + \underline{\underline{L}}^T) \tag{2.11}$$

$$\underline{\underline{\omega}} = \underline{\underline{L}}^A = \frac{1}{2}(\underline{\underline{L}} - \underline{\underline{L}}^T) \tag{2.12}$$

Le tenseur taux de déformation $\underline{\underline{D}}$ est une mesure de la vitesse de déformation dans la configuration actuelle. Afin que cette vitesse de déformation $\underline{\underline{\dot{E}}}$ soit mesurée dans la configuration initiale, $\underline{\underline{D}}$ est transporté :

$$\underline{\underline{\dot{E}}} = \underline{\underline{F}}^T \cdot \underline{\underline{D}} \cdot \underline{\underline{F}} \tag{2.13}$$

2.1.3 Expression des contraintes

Nous observons un solide déformable virtuellement coupé en deux sous-domaines dans la configuration déformée et non-déformée (figure 2-2). Selon l'équilibre de force de ces deux sous-domaines, les forces internes existent aux zones frontières entre les deux sous-domaines pendant la transformation. Le vecteur contrainte \underline{t} dans la configuration déformée peut être exprimé en fonction des efforts internes de cohésion \underline{f} exercés sur un élément à travers la surface ds dans la configuration initiales :

$$\underline{t} = \frac{d\underline{f}}{ds} \quad (2.14)$$

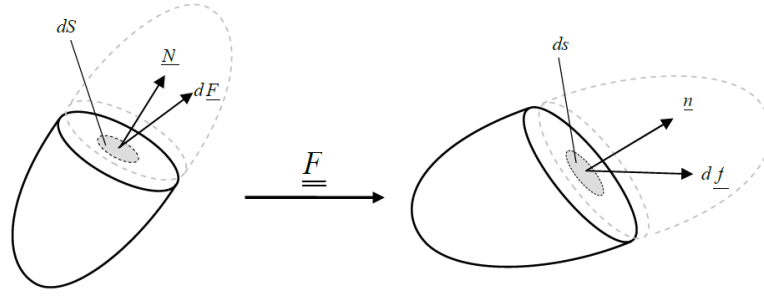


Figure 2-2 Définition du vecteur contrainte

Selon le théorème de Cauchy, le vecteur contrainte \underline{t} ne dépend que de la normale \underline{n} linéairement à la surface élémentaire ds . Il existe un tenseur d'ordre deux, nommé tenseur des contraintes de Cauchy $\underline{\underline{\sigma}}$, tel que :

$$\underline{t} = \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{n} \quad (2.15)$$

Ce tenseur des contraintes de Cauchy $\underline{\underline{\sigma}}$ représente les efforts internes exprimés en configuration déformée et est systématique, en raison de l'écriture de l'équation de moment du principe fondamental de la dynamique. Avec les équations (2.14) et (2.15), l'effort exercé sur la surface élémentaire s'exprime comme :

$$d\underline{f} = \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{n} \cdot ds \quad (2.16)$$

Il est donc possible de définir d'autres tenseurs de contraintes et les efforts internes correspondants de la même manière que les différentes mesures de déformation établies précédemment. Les trois tenseurs $\underline{\underline{P}}$, $\underline{\underline{S}}$ et $\underline{\underline{\tau}}$ peuvent s'écrire par l'intermédiaire de $d\underline{F}$, dS et \underline{N} qui sont respectivement l'effort, la surface élémentaire et la normale ramenés en configuration initiale :

$$\begin{aligned} d\underline{f} &= \underline{\underline{P}} \cdot \underline{N} dS \\ d\underline{F} &= \underline{\underline{S}} \cdot \underline{N} dS \\ d\underline{F} &= \underline{\underline{\tau}} \cdot \underline{n} ds \end{aligned} \quad (2.17)$$

Ces tenseurs $\underline{\underline{P}}$, $\underline{\underline{S}}$ et $\underline{\underline{\tau}}$ sont respectivement nommés premier tenseur de Piola-Kirchhoff (PK1), second tenseur de Piola-Kirchhoff (PK2) et tenseur de Kirchhoff. En petites déformations, ces tenseurs sont identiques. Les équations suivantes permettent de montrer les relations entre les différents tenseurs :

$$\underline{\underline{\tau}} = J \underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{F}} \cdot \underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{F}}^T = \underline{\underline{P}} \cdot \underline{\underline{F}}^T \quad (2.18)$$

$$\underline{\underline{S}} = \underline{\underline{F}}^{-1} \cdot \underline{\underline{P}} = \underline{\underline{F}}^{-1} \cdot \underline{\underline{\tau}} \cdot \underline{\underline{F}}^{-T} = J \underline{\underline{F}}^{-1} \cdot \underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{\underline{F}}^{-T} \quad (2.19)$$

En fonction des configurations auxquelles sont associées les tenseurs, le tenseur de Cauchy $\underline{\underline{\sigma}}$ est considéré comme eulérien tandis que le second tenseur de Piola-Kirchhoff $\underline{\underline{S}}$ est considéré comme lagrangien. Les tenseurs de Piola-Kirchhoff $\underline{\underline{P}}$ et de Kirchhoff $\underline{\underline{\tau}}$ ne sont ni lagrangiens ni eulériens, appelés bipoints.

2.2 Loi de comportement hyperélastique

2.2.1 Choix de la loi de comportement

Une fois les tenseurs des déformations et des contraintes définis, les équations du mouvement établies, il est nécessaire de proposer une loi de comportement qui décrit les relations entre les efforts ou les contraintes et les déformations subies par le matériau. Il faut assurer que cette loi de comportement et ses grandeurs respectent le principe d'objectivité ou d'indifférence matérielle. C'est-à-dire que ces grandeurs objectives au repère ou référentiel choisi par l'observateur doivent rester absolument invariants dans tout changement de référentiel. Par exemple, tout tenseur (tel que le tenseur de déformation de Green-Lagrange $\underline{\underline{E}}$ et le second tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff $\underline{\underline{S}}$) s'écrit dans la configuration de référence, ainsi que toute dérivée temporelle d'un tenseur (telle que $\underline{\underline{\dot{E}}}$ et $\underline{\underline{\dot{S}}}$).

Les conceptions de base de la mécanique des milieux continus ont été rappelées dans la section précédente. Correspondant à la diversité des comportements observables, de nombreux modèles sont disponibles, il est donc nécessaire de choisir un type de loi de comportement adapté de façon à formaliser au mieux les mécanismes de déformation pour les renforts épais étudiés dans ce manuscrit. Selon l'étude de [SID 82], trois types de lois de comportement élastique peuvent être distingués:

- les lois élastiques (ou Cauchy élastique) : elles sont des approximations linéaires du comportement réel plus complexe. Les contraintes sont indépendantes de l'histoire de déformation alors que l'énergie de déformation peut ne pas l'être. Ces formulations sont très peu utilisées dans les grandes transformations ;
- les lois hypoélastiques : une vitesse de déformation est liée à une vitesse de contrainte. Ces lois sont fréquemment utilisées pour les matériaux qui ont une réponse peu anisotrope. Elles sont faciles à mettre en place et adaptées aux résolutions pas à pas. Les contraintes et les énergies de contrainte peuvent ne pas être indépendantes de l'histoire de déformation ;
- les lois hyperélastiques : une densité d'énergie de déformation est définie comme un potentiel de contraintes. Les contraintes et énergies de déformation sont indépendantes de l'historique de déformation. Ces modèles s'avèrent efficaces et sont largement disponibles dans les logiciels de simulation.

Le principe d'objectivité mentionné ci-dessus, n'est pas facile à obtenir pour toutes ces lois, notamment les lois hypoélastiques. Parce que la dérivée lié au temps d'un tenseur objectif n'est pas forcément objective. Pour résoudre ces problèmes, des dérivés objectives ont été construites pour éliminer les rotations parasites en décrivant le tenseur à dériver dans un repère plus ou moins lié au matériau. Ces modèles hypoélastiques ne garantissent pas le suivi des directions d'anisotropie des fibres et donc l'objectivité de la loi de comportement, ce qui a été montré dans les travaux de Hagège [HAG 04]. Pour la modélisation des renforts épais interlocks possédant plusieurs directions privilégiées initialement orthogonales, des lois de comportement hypoélastiques à plusieurs directions de fibres peuvent être formulées [HAG04, KHA10], cependant elles doivent introduire des hypothèses fortes ou utiliser des outils complexes de la géométrie différentielle. En revanche, le formalisme des lois de comportement hyperélastiques anisotropes utilisant les tenseurs de structure est relativement simple. En outre, un autre inconvénient existe dans les modèle hypoélastiques : les calculs de l'énergie de déformation et des contraintes ne sont pas nécessairement indépendants de l'historique de la déformation.

L'énergie peut alors être dissipée pendant le chargement cyclique. Dans le cadre de cette thèse, les renforts épais étudiés sont des élastomères ayant la grande capacité à supporter de très grandes déformations réversibles. Lors de la déformation, leur comportement mécanique a fortement une réponse anisotrope. En bref, une loi de comportement hyperélastique est plus convenable dans notre cas et sera utilisée dans l'étude suivante.

2.2.2 Hyperélasticité des renforts tissés interlocks

La définition de lois de comportement hyperélastiques est basée sur l'inégalité de Clausius-Duhem qui est obtenue en utilisant le premier principe puis le second principe de la thermodynamique des milieux continus. Ce type de loi diffère des lois élastiques et hypoélastiques en ce sens que ces précédentes ne garantissent pas automatiquement les fondements thermodynamiques. La loi de comportement hyperélastique associée aux invariants physiques a été proposée par Charmetant [CHA 12] et a été implantées dans le code de calcul Abaqus/Explicit sous la forme de sous-routines utilisateur VUMAT (Vectorized User MATerial), et puis une version améliorée a été développée par Mathieu [MAT 15]. Dans ce manuscrit nous réaliserons les simulations macroscopiques des interlocks avec cette loi de comportement améliorée qui a été mise en place dans le logiciel PlasFib développé par laboratoire LaMCoS.

2.2.2.1 La formulation hyperélastique

Dans la configuration initiale et dans la configuration déformée, l'inégalité de Clausius-Duhem s'exprime respectivement :

$$\Phi_0 = -\rho_0(\dot{\psi} - \dot{\theta}\eta) - \frac{1}{\theta} \underline{Q} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial \underline{x}} + \underline{S} : \underline{\dot{E}} \geq 0 \quad (2.20)$$

$$\Phi = -\rho(\dot{\psi} - \dot{\theta}\eta) - \frac{1}{\theta} \underline{q} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial \underline{X}} + \underline{\sigma} : \underline{D} \geq 0 \quad (2.21)$$

où Φ_0 et Φ sont les dissipations par unité de volume initial et déformé, ψ est l'énergie libre spécifique par unité de masse, ρ est la masse volumique, \underline{Q} et \underline{q} sont les vecteurs flux de chaleur en configuration initiale et déformée respectivement, et θ est la température. Les effets thermiques ne sont pas pris en compte en théorie, donc la température est considérée comme homogène et la transformation est isotherme. Les dissipations s'écrivent comme :

$$\Phi_0 = -\rho_0 \dot{\psi} + \underline{S} : \underline{\dot{E}} \quad (2.22)$$

$$\Phi = -\rho \dot{\psi} + \underline{\sigma} : \underline{D} \quad (2.23)$$

Un matériau hyperélastique est un matériau non dissipatif dont l'énergie de déformation par unité de volume initial $w = \rho_0 \psi$ ne dépend que de la configuration actuelle, c'est-à-dire que les dissipations dans les équations (2.22) et (2.23) sont nulles. Les équations suivantes peuvent être déduites de ces deux conditions, à savoir la relation de base de la loi du comportement hyperélastique :

$$w(\underline{F}) = \rho_0 \psi \quad (2.24)$$

$$\dot{w}(\underline{F}) = \underline{S} : \underline{\dot{E}} \quad (2.25)$$

Il a été révélé [CIA 88] que pour obéir le principe d'indifférence matérielle, il faut et il suffit que l'énergie de déformation soit une fonction du tenseur de Cauchy-Green droit. Les relations précédentes peuvent être exprimées sous la forme :

$$w(\underline{\underline{C}}) = \rho_0 \psi \quad (2.26)$$

$$\dot{w}(\underline{\underline{C}}) = \underline{\underline{S}} : \dot{\underline{\underline{C}}} = \frac{1}{2} \underline{\underline{S}} : \dot{\underline{\underline{C}}} \quad (2.27)$$

Ainsi, les problèmes liés aux dérivés objectifs n'ont aucune place dans ce type de formulation. En différentiant l'équation (2.27) du tenseur de Cauchy-Green droit $\underline{\underline{C}}$, on obtient :

$$\dot{w}(\underline{\underline{C}}) = \frac{1}{2} \underline{\underline{S}} : \dot{\underline{\underline{C}}} \Rightarrow \left(\frac{\partial w}{\partial \underline{\underline{C}}} - \frac{1}{2} \underline{\underline{S}} \right) : \dot{\underline{\underline{C}}} = 0 \Leftrightarrow \underline{\underline{S}} = 2 \frac{\partial w}{\partial \underline{\underline{C}}} \quad (2.28)$$

L'équation (2.28) forme l'expression générale des lois de comportement hyperélastiques. Le tenseur de Cauchy $\underline{\underline{\sigma}}$ s'exprime avec équation (2.19) comme :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \frac{2}{J} \underline{\underline{F}} \cdot \frac{\partial w}{\partial \underline{\underline{C}}} \cdot \underline{\underline{F}}^T \quad (2.29)$$

Ces dernières ne nécessitent alors que la définition de l'énergie de déformation w correspondant au comportement mécanique du matériau. Ce potentiel w n'est admissible que s'il remplit les conditions suivantes :

- w doit être nul lorsque le matériau n'est soumis à aucune sollicitation ou contrainte résiduelle :

$$w(\underline{\underline{I}}) = 0 \quad (2.30)$$

- w se conforme le principe d'indifférence matérielle :

$$w(\underline{\underline{F}}) = w(\underline{\underline{QF}}), \forall \underline{\underline{Q}} \in \mathbb{N} \quad (2.31)$$

- w se conforme les symétries du matériau :

$$w(\underline{\underline{F}}) = w(\underline{\underline{FQ}}), \forall \underline{\underline{Q}} \in \mathbb{R} \subset \mathbb{N} \quad (2.32)$$

où \mathbb{R} (à ajouter) est un ensemble symétrique de matériau. La condition (2.30) dépend de la forme choisie pour l'énergie de déformation et doit être vérifiée lors de la mise en place. La condition (2.31) est satisfaite en utilisant le tenseur de Cauchy-Green droit $\underline{\underline{C}}$ comme variable de w . La condition (2.32) est satisfaite en introduisant un invariants du tenseur de Cauchy-Green droit $\underline{\underline{C}}$.

2.2.2.2 Modes de déformations

La loi de comportement proposée par Charmetant [CHA 12] vise à modéliser le comportement mécanique macroscopique des renforts interlocks 2,5D qui ont été présentés dans la section 1.2.4. Cette loi permet de prendre en compte le comportement du renfort dans l'épaisseur non négligeable pendant la modélisation 3D, en utilisant des éléments finis volumiques. Plusieurs hypothèses de modélisation sont formulées : le renfort sera supposé orthotrope et ses déformations décomposées en six modes de déformation découplés.

L'armure des renforts tissés interlocks consiste généralement en deux réseaux de mèches : les mèches de chaîne et les mèches de trame. Les deux réseaux de mèches sont orthogonaux dans la configuration initiale. Le matériau homogénéisé peut alors être considéré comme

orthotrope en configuration initiale, avec trois directions privilégiées : la direction des mèches de chaîne \underline{M}_1 ; la direction des mèches de trame \underline{M}_2 et la direction d'épaisseur \underline{M}_3 , orthogonale à ces deux directions en configuration initiale. La définition des tenseurs de structure $\underline{\underline{M}}_i = \underline{M}_i \otimes \underline{M}_i$ sert à caractériser mathématiquement le groupe symétrique de matériaux.

Les modes de déformation des renforts interlocks sont similaires à ceux des renforts tissés 2D, auxquels s'ajoutent les modes de déformation liés à l'épaisseur du renfort. Les six modes de déformation suivants sont considérés et illustré figure 2-3: l'élongation du renfort dans la direction chaîne et trame, la compression transverse du renfort, le cisaillement du renfort dans le plan, et le cisaillement transverse sens chaîne et sens trame. Les six modes de déformations peuvent être caractérisés directement par expériences ou par les méthodes inverses. L'avantage de cette formulation est le découplage des modes de déformation afin qu'ils puissent être mis en évidence et identifiés séparément.

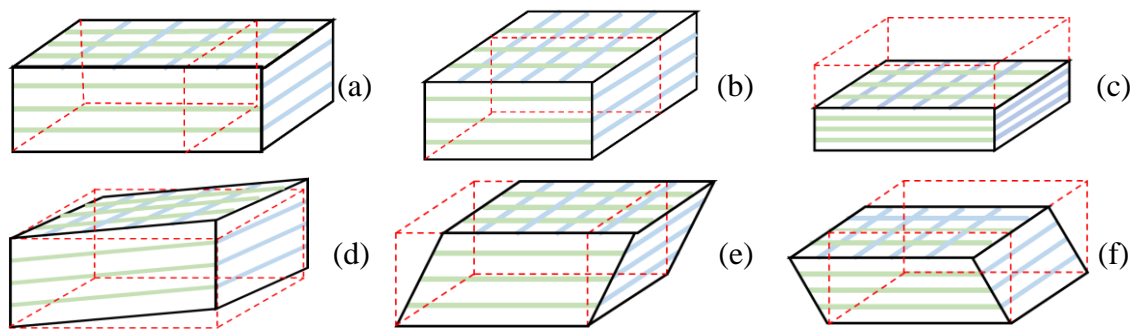


Figure 2-3 Modes de déformation des renforts interlocks

Le comportement mécanique associé aux différents modes de déformation sera supposé être une élasticité non linéaire. Cependant, certains types d'inélasticité ont été mis en évidence lors de la caractérisation expérimentale de propriétés mécaniques associées à ces différents modes de déformation. Par exemple : la dissipation induite par le frottement entre les mèches et le phénomène de relâchement par des possibles réarrangements des fibres. Mais cela a notamment une influence sur la situation de chargement cyclique. Dans ce manuscrit, seules les chargements quasi-statiques simples seront étudiés, pour laquelle le comportement plastique ou visqueux associé à ces phénomènes n'est pas tenu en compte dans la loi de comportement.

2.2.2.3 Description des invariants classiques et physiques

Le développement de la loi hyperélastique se base sur des invariants de la transformation. Selon le théorème de représentation, la fonction densité d'énergie de déformation peut s'écrire en fonction d'invariants de la transformation pour un comportement orthotrope [QUA 94, EHR 07] :

$$w^{orth} = w^{orth}(I_1, I_2, I_3, I_{41}, I_{42}, I_{43}, I_{412}, I_{423}, I_{51}, I_{52}, I_{53}) \quad (2.33)$$

où I_1, I_2, I_3 sont les invariants classiques de Cauchy-Green droit $\underline{\underline{C}}$, et I_{4i}, I_{4ij}, I_{5i} sont des invariants mixtes correspondant aux tenseurs de structure $\underline{\underline{M}}_{ij} = \underline{M}_i \otimes \underline{M}_j$:

$$\begin{aligned}
I_1 &= \text{Tr}(\underline{\underline{C}}) = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \\
I_2 &= \frac{1}{2} \left(\text{Tr}(\underline{\underline{C}})^2 - \text{Tr}(\underline{\underline{C}}^2) \right) = (\lambda_1 \lambda_2)^2 + (\lambda_1 \lambda_3)^2 + (\lambda_2 \lambda_3)^2 \\
I_3 &= \text{Det}(\underline{\underline{C}}) = (\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3)^2
\end{aligned} \tag{2.34}$$

où λ_1, λ_2 et λ_3 correspondent aux élongations dans les directions principales de tenseur $\underline{\underline{C}}$.

$$\begin{aligned}
I_{4i} &= \underline{\underline{C}} : \underline{\underline{M}}_{ii} = \underline{\underline{M}}_i \cdot \underline{\underline{C}} \cdot \underline{\underline{M}}_i \\
I_{4ij} &= \underline{\underline{C}} : \underline{\underline{M}}_{ij} = \underline{\underline{M}}_i \cdot \underline{\underline{C}} \cdot \underline{\underline{M}}_j \\
I_{5i} &= \underline{\underline{C}}^2 : \underline{\underline{M}}_{ii} = \underline{\underline{M}}_i \cdot \underline{\underline{C}}^2 \cdot \underline{\underline{M}}_i
\end{aligned} \tag{2.35}$$

Les six modes de déformation du renfort sont traduits sous forme de combinaisons d'invariants physiques, reliés aux invariants du tenseur de Cauchy-Green droit $\underline{\underline{C}}$. Les invariants physiques suivants associés à chaque mode de déformation présenté sur la figure 2-3 sont donc définis :

$$I_{elongC} = \ln(\sqrt{I_{41}}) \tag{2.36}$$

$$I_{elongT} = \ln(\sqrt{I_{42}}) \tag{2.37}$$

$$I_{comp} = \frac{1}{2} \ln \left(\frac{I_3}{I_{41} I_{42} (1 - I_{cp}^2)} \right) \tag{2.38}$$

$$I_{cp} = \frac{I_{412}}{\sqrt{I_{41} I_{42}}} = \sin(\gamma) \tag{2.39}$$

$$I_{ctC} = \frac{I_{413}}{\sqrt{I_{41} I_{43}}} = \sin(\alpha_{13}) \tag{2.40}$$

$$I_{ctT} = \frac{I_{423}}{\sqrt{I_{42} I_{43}}} = \sin(\alpha_{23}) \tag{2.41}$$

où γ est l'angle de cisaillement dans le plan chaîne/trame, et α_{13}, α_{23} sont les angles de cisaillement dans le plan $(\underline{\underline{M}}_1, \underline{\underline{M}}_3)$ et dans le plan $(\underline{\underline{M}}_2, \underline{\underline{M}}_3)$ respectivement.

Basée sur l'hypothèse de découplage, l'énergie volumique de déformation peut alors s'exprimer en fonction de ces invariants physiques relatifs aux différents modes de déformation.

$$\begin{aligned}
w &= w_{elongC}(I_{elongC}) + w_{elongT}(I_{elongT}) + w_{comp}(I_{comp}) \\
&+ w_{cp}(I_{cp}) + w_{ctC}(I_{ctC}) + w_{ctT}(I_{ctT})
\end{aligned} \tag{2.42}$$

On peut obtenir le second tenseur de Piola-Kirchhoff $\underline{\underline{S}}$ (dans équation 2.28) à partir de cette énergie volumique:

$$\underline{\underline{S}} = 2 \frac{\partial w}{\partial \underline{\underline{C}}} = 2 \frac{\partial w_k}{\partial I_k} \frac{\partial I_k}{\partial \underline{\underline{C}}} \tag{2.43}$$

avec I_k un invariant physique et w_k l'énergie de déformation correspondante. Avec l'hypothèse que tous les invariants sont indépendants les uns des autres, chaque dérivée partielle de l'énergie peut être simplifiée pour n'obtenir que la dérivée de chaque contribution énergétique par rapport à l'invariant associé.

Pour obtenir le second tenseur de Piola-Kirchhoff, il est nécessaire de calculer deux dérivées différentes dans chaque mode de déformation : la dérivée de l'énergie volumique liée à l'invariant $\partial w_k / \partial I_k$ et l'autre dérivée de l'invariant associée au tenseur de Cauchy-Green droit $\partial I_k / \partial \underline{C}$. La première dérivée $\partial w_k / \partial I_k$ peut être caractérisée par les essais, ce qui sera détaillé dans la section suivante. La deuxième dérivée $\partial I_k / \partial \underline{C}$ peut être calculée selon les équations précédentes (2.34-35).

2.2.2.4 Densités d'énergies de déformation

Les formats des densités d'énergie de déformation associés à chaque mode de déformation doivent être déterminés afin de compléter la loi de comportement hyperélastique des renforts interlocks épais. Par l'intermédiaire des différents essais de caractérisation expérimentale des renforts, la définition et l'identification des paramètres de chaque fonction de densités d'énergies ont été présentés dans les travaux de Charmetant [CHA 11a]. Ces coefficients utilisés dans les fonctions sont physiquement identifiables et sont accessibles facilement par les essais associés. Cependant, chaque mode de déformation a un format potentiel unique et non universel. Pour les autres matériaux, il faut considérer les formats de chaque mode de déformation à nouveau. En outre, quant au mode de déformation en tension, des sauts de rigidité existent étant donné que les rigidités en tension et en compression soient très différentes.

Compte tenu de ce qui précède, Mathieu [MAT 14] a proposé un nouveau format d'énergie de déformation basé sur la base polynomiale. La densité d'énergie de déformation $w(I_{m_phy})$ associée à chaque invariant physique I_{m_phy} (I_{m_phy} contient les invariants physiques I_{elongC} , I_{elongT} , I_{comp} , I_{cp} , I_{ctC} , I_{ctT}) est définie comme :

$$w(I_{m_phy}) = \sum_{i=0}^n k_i I_{m_phy}^i \quad (2.44)$$

où les k_i sont les paramètres à identifier pour la loi de comportement hyperélastique. Afin de satisfaire des conditions imposées sur le format polynomial et simplifier l'identification, il faut modifier et améliorer cette définition du potentiel d'énergie $w(I_{m_phy})$.

Selon la condition (2.30), le potentiel d'énergie w , ainsi que la contrainte induite, sont nuls quand le matériau ne subit aucune sollicitation. Donc le coefficient k_0 et k_1 sont absolument nuls. En outre, lors de la constitution de la matrice des rigidités tangentes de l'élément fini, le critère de stabilité de l'énergie potentielle devra être assuré par la positivité de la seconde variation du potentiel total, c'est à dire que le second tenseur d'élasticité soit positif, ce qui est influé par les scalaires $\partial^2 w_k / (\partial I_k)^2$. Par conséquent, le coefficient k_2 doit être pris strictement supérieur à zéro. Le nombre de paramètres k_i est limité à 6, en prenant en compte le compromis entre la simplification et la précision de loi de comportement. Afin d'assurer la continuité de la seconde dérivée, un premier coefficient doit être identique dans les deux cas $k_1 = k_7$. Ainsi des limites par un développement en série de Taylor du second ordre sont considérées pour assurer que le calcul de l'énergie en delà des limites assure la continuité de la rigidité. En conclusion,

la définition générale du potentiel d'énergie w pour tous les modes de déformation peut s'exprimer comme :

$$w = \begin{cases} w(I_{\text{lim}}^+) + \frac{\partial w}{\partial I} \Big|_{I=I_{\text{lim}}^+} (I - I_{\text{lim}}^+) + \frac{\partial^2 w}{(\partial I)^2} \Big|_{I=I_{\text{lim}}^+} (I - I_{\text{lim}}^+)^2 & \text{Si } |I| \geq I_{\text{lim}}^+ \\ \sum_{i=1}^6 k_i I^i & \text{Si } 0 < I < I_{\text{lim}}^+ \\ \sum_{i=1}^6 k_{i+6} I^i & \text{Si } I_{\text{lim}}^- < I < 0 \\ w(I_{\text{lim}}^-) + \frac{\partial w}{\partial I} \Big|_{I=I_{\text{lim}}^-} (I - I_{\text{lim}}^-) + \frac{\partial^2 w}{(\partial I)^2} \Big|_{I=I_{\text{lim}}^-} (I - I_{\text{lim}}^-)^2 & \text{Si } |I| \geq I_{\text{lim}}^- \end{cases} \quad (2.45)$$

Donc, dans les identifications pour chaque mode de déformation, il faut déterminer les coefficients k_i et la limite d'invariant $I_{\text{lim}}^{+/-}$.

2.2.2.5 Considération de la rigidité locale de flexion

Le modèle hyperélastique anisotrope présenté en dessus est réalisé dans PlasFib par un élément fini 3D hexaédrique standard basé sur la mécanique du continuum standard de Cauchy, ou approche du premier gradient de déplacement. Les principaux phénomènes et caractéristiques des renforts épais lors de la mise en forme ont été correctement décrits par ce modèle [CHA 11]. Cependant dans l'étude de [MAT 15], il a mis en évidence que ces modèles 3D ne peuvent pas décrire correctement certains aspects de la déformation des renforts épais. Par exemple, la souplesse excessive des extrémités du renfort tissé dans l'essai de flexion trois points et l'apparition de plissements lors des simulations d'emboutissage. Puisque cette hypothèse de Cauchy ne permet pas de prendre en compte simultanément la faible rigidité de cisaillement transverse qui est un mode de déformation principal au cours de formage, et la rigidité en flexion locale de la fibre associée à la théorie de second gradient. Ces phénomènes mis en évidence lors des essais soulignent que la rigidité en flexion de la fibre locale associée à la courbure est significative et doit être prise en compte afin de décrire correctement les comportements des renforts fibreux pendant le procédé de formage.

Pour pallier ces difficultés, deux approches sont envisageables : une approche de second gradient et une approche des éléments finis hexaédriques spécifiques par l'ajout d'une rigidité relative aux courbures locales. Tout d'abord, dans une théorie de second gradient, on considère que la densité d'énergie de la déformation dépend à la fois du tenseur de déformation $\underline{\underline{C}}$ et de son gradient $\nabla \underline{\underline{C}}$ qui permet de tenir en compte la flexion des fibres indépendamment du comportement du premier gradient. Cette approche a été réalisée par [MAD 15], et prouvée un accord satisfaisant avec les résultats expérimentaux.

Dans la deuxième approche, une rigidité de flexion indépendante associée à la courbure locale des éléments finis hexaédrique est prise en compte [MAT 15]. La courbure de l'élément triangulaire S3 [HAM 08] sans rotation peut être calculée à l'aide de la position géométrique des éléments voisins au niveau des deux points d'intégration de Gauss dans l'élément hexaédrique (figure 2-4). Ensuite, le travail virtuel $W_{\text{int}}^{\text{flex}}$ relatif à la courbure virtuelle $\chi^*(\psi_\alpha)$ peut être calculé par :

$$W_{\text{int}}^{\text{flex}} = \sum_{\alpha=1}^2 \omega_\alpha M(\chi(\psi_\alpha)) \chi^*(\psi_\alpha) A(\psi_\alpha) J_\alpha \quad (2.46)$$

où M est le moment local de flexion créé par la courbure ; A représente l'aire du plan de flexion de l'élément triangulaire ; ω_α est le coefficient de poids associé au point d'intégration de Gauss ψ_α ; J_α est la matrice jacobienne de mappage liée à la direction \underline{M}_3 . Grâce à la variation du travail virtuel de flexion, les efforts nodaux internes de chaque élément triangulaire liées à la courbure peuvent être calculées par l'équation (2.47).

$$\delta W^{*(j)} = \delta \chi^T M_l A = \left[\delta u^p \right]^T F^{*(j)} \quad (2.47)$$

$\left[u^p \right]$ est la matrice de déplacement des nœuds dans les éléments triangulaires et $F^{*(j)}$ est l'effort interne nodale du nœud j . Finalement, les forces internes aux nœuds des éléments triangulaires peuvent être interpolées aux nœuds des éléments 3D hexaédriques correspondants.

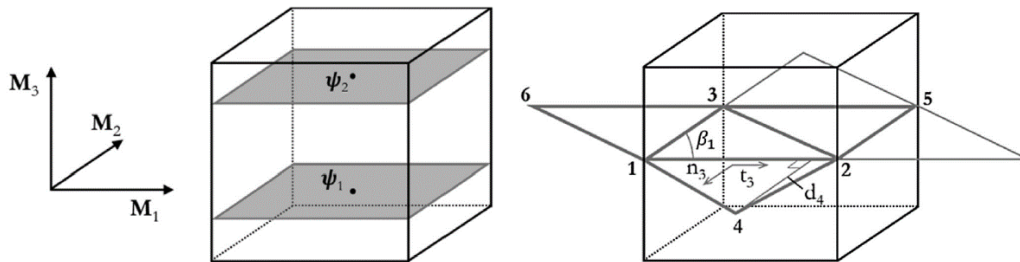


Figure 2-4 a) Zones d'intégration dans l'élément hexaédrique b) Calcul des courbures à partir d'éléments S3 voisins [MAT 15]

Dans ce manuscrit, l'approche de l'ajout d'une rigidité locale en flexion est choisie pour la prise en compte des contributions de la courbure. Ensuite, une loi de comportement non linéaire en flexion est définie par l'équation (2.48). Des contributions associées à la variation de courbure sont alors ajoutées à la loi de comportement hyperélastique détaillée en dessus. Donc, sauf les paramètres liés aux six modes de déformation, afin de prendre en compte la rigidité de courbure en flexion transverse, il faut en plus identifier les 2 paramètres D_0 et D_1 associés à la courbure de flexion dans l'équation (2.48).

$$M_{fl} = \begin{cases} \left(D_0 - D_1 |\chi_f| \right) \chi_f & \text{si } \chi_f < \frac{D_0}{2D_1} \\ \frac{D_0}{2} \chi_f & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.48)$$

2.3 Essais et identifications des paramètres matériaux

Cette section présentera des différents essais typiques associés aux mode de déformation pour caractériser les paramètres matériaux dans la loi de comportement hyperélastique montrée dans la section 2.2.2. Ces essais, sauf l'essai de traction, ont été effectués dans le cadre de cette thèse au laboratoire Gemtex à Roubaix pour identifier les renforts interlocks décrits dans la section 1.3.1. Ce type de matériau ayant été étudié dans les travaux de Mathieu [MAT 15], nous allons utiliser les paramètres identifiés directement pour cet Interlock-I.

2.3.1 Élongation dans les directions de chaîne et de trame

Les matériaux composites ont une grande rigidité en tension par rapport aux autres rigidités, telles que les rigidités en compression, en cisaillement, et en flexion. Cela se traduit par de faibles déformations des mèches (1% à rupture). Même si les comportements en tension sont différents selon leurs motifs et distributions à l'intérieur des renforts, les écarts de la rigidité de tension longitudinale qui est particulièrement forte dans les trois renforts interlocks étudiés ont une faible influence sur les simulations à étudier. Puisque le comportement en tension dans la direction des mèches n'est pas le mode de déformation principal.

Ce type d'essai est délicat à réaliser, car il se produit du glissement entre les mors et le renfort tissé. Compte tenu d'une très faible influence des paramètres matériau pour la traction, nous utiliserons les propriétés de l'Interlock I pour tous les renforts.

2.3.2 Compression transverse

Dans ce mode de déformation, les coefficients k_i et la limite d'invariant I_{lim} associés à l'épaisseur peuvent être identifiés par l'essai en compression transverse présenté dans la section 1.3.2.4. Pour cela, les essais ont été réalisés sur des éprouvettes interlock de $120 \times 120 \times 3,2 \text{ mm}^3$ (Interlock II) dans le dispositif ci-dessus figure 2-5. Des plateaux circulaires de diamètres 120 mm sont utilisés de manière à pouvoir compacter les éprouvettes progressivement. La courbe des efforts exercés sur l'éprouvette en fonction du déplacement mesuré peut être tracée selon des données expérimentales (figure 2-5).

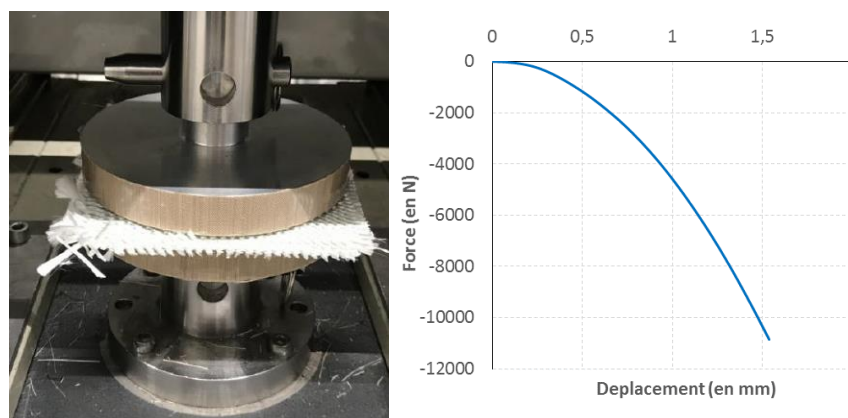


Figure 2-5 Dispositif expérimental utilisé et la courbe imposée effort/déplacement

On peut noter que le comportement mécanique dans cet essai montre une forte non-linéarité. Au fur et à mesure que le déplacement en compression augmente, le taux volumique de fibre et la rigidité augmentent progressivement jusqu'à atteindre une zone de blocage. D'un point de vue structurel, nous observons un réarrangement des mèches pendant la compression jusqu'à la disparition de l'espace vide initial. En fonction de cette courbe expérimentale, on identifiera directement les paramètres relatifs au comportement en compression transverse grâce au solveur Excel.

Les deux données, le déplacement et les efforts, doivent être reliées par la loi de comportement. Le déplacement permet de calculer l'invariant de compression :

$$I_{comp} = \ln \lambda = \ln\left(\frac{h_0 + d}{h_0}\right) \quad (2.49)$$

Où h_0 est la hauteur initiale, λ est l'allongement et d est le déplacement. Les efforts permettent de calculer la contrainte de Piola-Kirchhoff 2 liée à la direction \underline{M}_3 :

$$\begin{aligned} \underline{S}_{comp} &= J \underline{F}^{-1} \cdot \underline{\sigma} \cdot \underline{F} \\ S_{comp33} &= \lambda \frac{1}{\lambda} \sigma_{33} \frac{1}{\lambda} = \frac{1}{\lambda} \sigma_{33} = \frac{1}{\lambda S_0} F_{ext} \end{aligned} \quad (2.50)$$

avec F_{ext} l'effort imposé par la machine et S_0 la surface de l'éprouvette, supposée constante. La relation entre contraintes et invariant physique est donnée par :

$$\begin{aligned} \underline{S}_{comp} &= 2 \frac{\partial w_{comp}}{\partial I_{comp}} \frac{\partial I_{comp}}{\partial \underline{C}} = \left[\underline{C}^{-1} - \frac{1}{I_{41}(1-I_{cp}^2)} \underline{M}_{11} - \frac{1}{I_{42}(1-I_{cp}^2)} \underline{M}_{22} \right. \\ &\quad \left. + \frac{I_{cp}}{\sqrt{I_{41}I_{42}}(1-I_{cp}^2)} (\underline{M}_1 \otimes \underline{M}_2 + \underline{M}_2 \otimes \underline{M}_1) \right] \frac{\partial w_{comp}}{\partial I_{comp}} \end{aligned} \quad (2.51)$$

Soit pour la direction \underline{M}_3 :

$$S_{comp33} = \frac{1}{\lambda^2} \frac{\partial w_{comp}}{\partial I_{comp}} \quad (2.52)$$

$$F_{ext} = \frac{S_0}{\lambda} \frac{\partial w_{comp}}{\partial I_{comp}} \quad (2.53)$$

L'équation (2.53) sera utilisée de manière à identifier les paramètres concernant le comportement en compression transverse dans l'équation (2.45). La densité d'énergie de déformation en compression transverse w_{comp} est choisie symétrique ($k_i = k_{i+6}$), la traction transverse d'un tissu épais étant très difficile à réaliser et, de plus, peut influente numériquement. Enfin les coefficients k_i et la limite d'invariant $I_{lim}^{+/-}$ sont identifiés en fonction de la courbe (figure 2-6) en terme d'effort et d'invariant physique I_{comp} , montrés dans tableau 2-1.

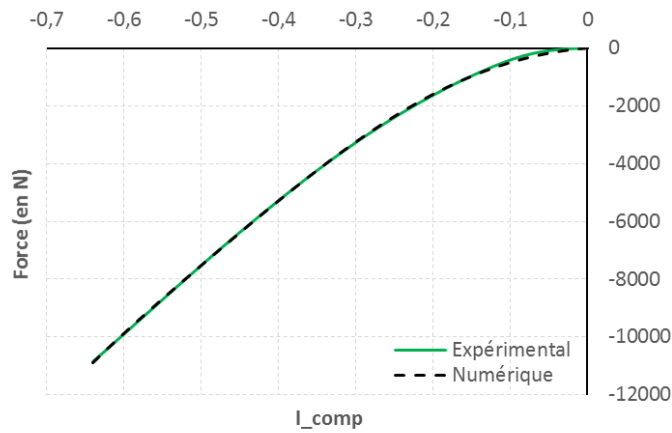


Figure 2-6 Identification expérimentale et numérique en compression transverse (Interlock II)

Coefficients identifiés sur le comportement en compression transverse (en MPa)						
k_1/ k_7	k_2/ k_8	k_3/ k_9	k_4/ k_{10}	k_5/ k_{11}	k_6/ k_{12}	$I^{+/-}_{lim}$
9.69e-2	7.009e-1	6.426e-2	-1.339e0	8.777e-1	2.855e-2	6.399e-1

Tableau 2-1 Coefficients identifiés en compression transverse (Interlock II)

Quant à l'Interlock III, les dimensions des éprouvettes interlock sont $70 \times 70 \times 15 \text{ mm}^3$. De la même façon d'identification en dessus, la courbe effort/invariant physique I_{comp} peut être obtenue comme illustré sur la figure 2-7, et de plus, les coefficients appartenant à l'Interlock III sont identifiés comme :

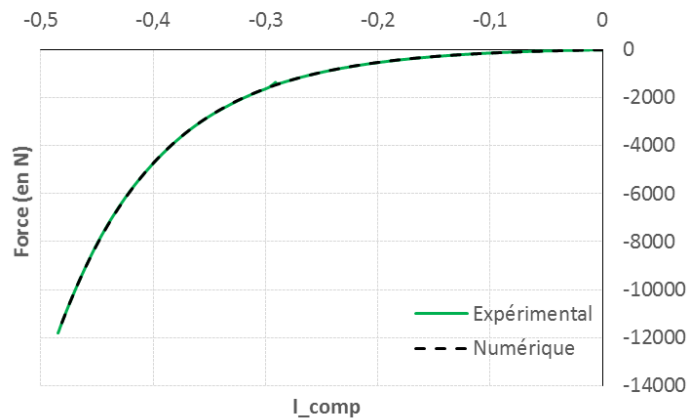


Figure 2-7 Identification expérimentale et numérique en compression transverse (Interlock III)

Coefficients identifiés sur le comportement en compression transverse (en MPa)						
k_1/ k_7	k_2/ k_8	k_3/ k_9	k_4/ k_{10}	k_5/ k_{11}	k_6/ k_{12}	$I^{+/-}_{lim}$
8.816e-2	1.628e-1	-1.934e-4	6.969e0	-1.796e1	2.46e1	4.852e-1

Tableau 2-2 Coefficients identifiés en compression transverse (Interlock III)

2.3.3 Cisaillement dans le plan

Nous avons choisi l'essai Bias Extension Test (BET) décrit dans la section 1.3.2.5 qui est plus simple à mettre en œuvre que l'essai Picture Frame Test (PFT) pour réaliser l'identification

en cisaillement dans le plan des renforts interlocks. Nous disposons d'éprouvettes de dimensions $210 \times 70 \times 3,2 \text{ mm}^3$ (Interlock II) dont les mèches sont orientées à 45° par rapport à la direction de traction (figure 2-8). Nous conservons ainsi le rapport longueur/largeur satisfaisant ($L > 2l$) tout en minimisant la quantité de matériau utilisée. Pendant l'essai deux données sont mesurées, le déplacement et les efforts, montrés à droite de figure 2-8.

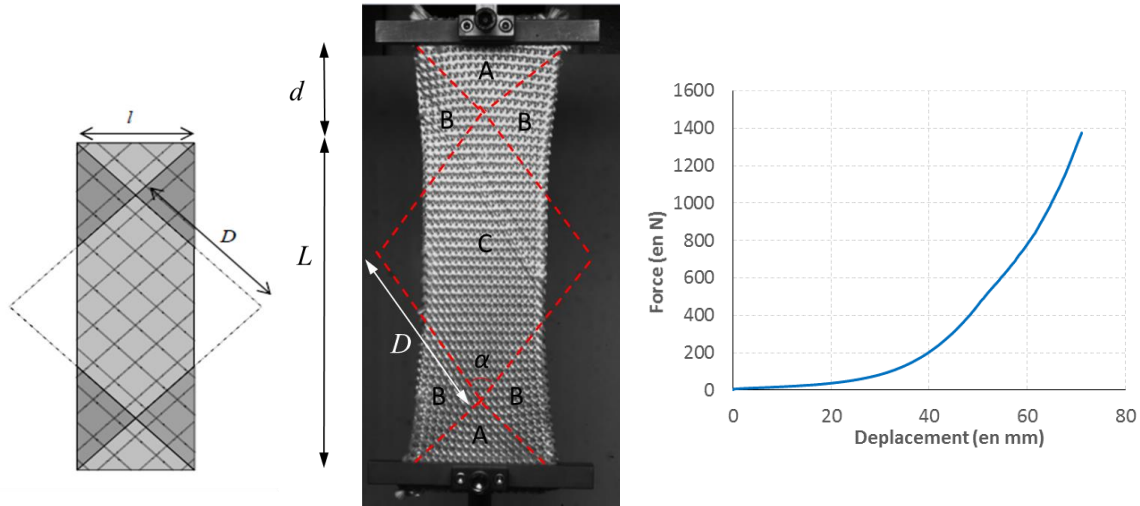


Figure 2-8 Eprouvette déformée en cisaillement dans le plan et la courbe imposée effort/déplacement

Lors de l'essai, la cinématique imposée dans l'éprouvette n'est pas homogène, et on peut distinguer trois zones de cisaillement différentes présentées dans la section 1.3.2.5: la zone d'accroche de l'éprouvette (non cisailée), la zone latérale (demi-cisailée) et la zone centrale (cisailée). Dans cet essai, les conditions aux limites nécessaires à la bonne réalisation d'un cisaillement pur sont bien respectées. Ensuite, nous allons calculer et analyser des résultats expérimentaux à partir de ces zones.

L'angle de cisaillement $\gamma = \pi/2 - \alpha$ est la variation d'angle par rapport à la position initiale $0^\circ/90^\circ$ des réseaux chaîne et trame. La définition de cet angle γ dans le plan chaîne/trame a été donnée par l'équation (1.2) en fonction du déplacement imposé et de la géométrie de l'éprouvette. Cette équation nous permet de relier la force exercée sur l'éprouvette avec l'angle de cisaillement. Toutefois, il est nécessaire d'exprimer le résultat obtenu par le couple surfacique C_s en fonction de l'angle de cisaillement afin de dépouiller cet essai et pouvoir comparer des éprouvettes de tailles différentes ou des matériaux différents. En faisant l'hypothèse d'homogénéité d'angle et de couple de cisaillement pour chaque zone, l'expression du couple surfacique peut s'écrire :

$$C_s(\gamma) = \frac{\sqrt{2}}{2S_1} F_{ext} D \sqrt{1 - \frac{(D+d)^2}{2D^2}} - \frac{S_2}{2S_1} C_s\left(\frac{\gamma}{2}\right) \quad (2.54)$$

Avec :

- $S_1 = l(L - 3l/2)$, la surface de la zone cisailée ;
- $S_2 = l^2$, la surface de la zone demi-cisailée ;
- F_{ext} , la norme de la force exercée par la machine de traction sur l'éprouvette ;
- D , la diagonale initiale de la zone cisailée ;
- $C_s(\gamma)$, le couple surfacique pour un angle de cisaillement γ .

Pour résoudre cette équation qui fait contribuer le couple surfacique dans les parties cisailées et dans les parties demi-cisailées, on utilise un algorithme itératif pour le calcul du couple surfacique à l'aide de la fonction RECHERCHEV d'Excel. Nous disposons d'un nombre fini de valeurs discrètes du déplacement de la machine de traction et de la force correspondante. Le couple $C_s(\gamma)$ est calculé pas à pas en supposant connu le couple pour un demi-angle de cisaillement $C_s(\gamma/2)$. L'initiation de cet algorithme, c'est-à-dire que la première valeur, est prise comme $C_s(\gamma/2) = C_s(\gamma)/2$. L'équation (2.54) peut donc relier les mesures expérimentales, l'effort appliqué sur l'éprouvette et le déplacement du mors mobile, avec le couple de cisaillement. Dans ce cas, on peut tracer la courbe du couple surfacique et de l'angle de cisaillement comme montré sur la figure 2-9.

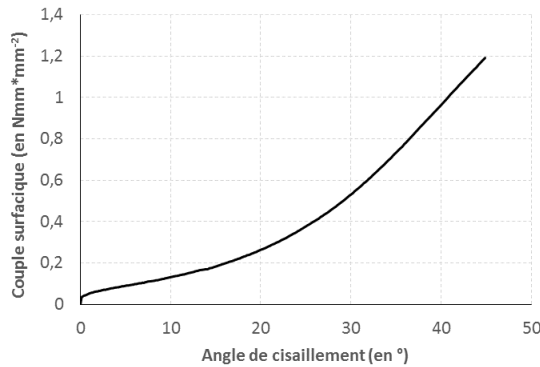


Figure 2-9 La relation de couple surfacique / angle de cisaillement (Interlock II)

Afin d'exprimer la contrainte de Cauchy ou la contrainte de Piola-Kirchhoff 2, nous avons choisi une méthode basée sur un bilan de puissances. En supposant qu'elle était la source unique de l'énergie de déformation totale, on considère que la puissance imposée par la machine sur l'éprouvette est égale à la puissance nécessaire pour cisailier les zones cisailées et les zones demi-cisailées (la zone non cisailée ne développe aucune puissance). On peut alors écrire la puissance imposée par la machine en fonction du couple surfacique :

$$P = F_b \dot{d} = \int_{S_1} C_s(\gamma) \dot{\gamma} dA + \int_{S_2} C_s\left(\frac{\gamma}{2}\right) \frac{\dot{\gamma}}{2} dA \quad (2.55)$$

La puissance dégagée lors de l'essai pouvant également s'écrire en fonction du tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff 2 et du tenseur des déformations de Green-Lagrange $\underline{\underline{E}}$ obtenu par l'expression du gradient de transformation $\underline{\underline{F}}$:

$$P = \dot{w}(\underline{\underline{C}}) = \underline{\underline{S}} : \dot{\underline{\underline{E}}}$$

$$P = h_0 \int_{S_1} \underline{\underline{S}} : \dot{\underline{\underline{E}}}_{(\gamma)} dA + h_0 \int_{S_2} \underline{\underline{S}} : \dot{\underline{\underline{E}}}_{(\frac{\gamma}{2})} dA \quad (2.56)$$

où h_0 est l'épaisseur de l'éprouvette. La terme $\underline{\underline{S}} : \dot{\underline{\underline{E}}}$ représente la puissance des efforts internes par unité de volume initial. Dans le cadre de la transformation en cisaillement dans le plan, on peut exprimer le tenseur gradient de la transformation $\underline{\underline{F}}$ en fonction de γ :

$$\underline{\underline{F}} = \begin{bmatrix} \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) & \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right) \\ \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right) & \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) \end{bmatrix} \quad (2.57)$$

$$\underline{\underline{C}} = \underline{\underline{F}}^T \cdot \underline{\underline{F}} = \begin{bmatrix} 1 & \sin(\gamma) \\ \sin(\gamma) & 1 \end{bmatrix} \quad (2.58)$$

$$\underline{\underline{\dot{E}}} = \frac{1}{2} \underline{\underline{\dot{C}}} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 0 & \dot{\gamma} \cos(\gamma) \\ \dot{\gamma} \cos(\gamma) & 0 \end{bmatrix} \quad (2.59)$$

L'équation (2.56) peut alors s'exprimer sous la forme :

$$P = \frac{S_1 h_0}{2} S_{(\gamma)12} \cdot \dot{\gamma} \cos(\gamma) + \frac{S_2 h_0}{2} S_{(\gamma/2)12} \cdot \left(\frac{\dot{\gamma}}{2}\right) \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) \quad (2.60)$$

Selon les équation (2.56) et (2.60), on obtient l'expression du couple surfacique en fonction de l'angle de cisaillement :

$$S_1 C_s(\gamma) \dot{\gamma} = \frac{S_1 h_0}{2} S_{(\gamma)12} \cdot \dot{\gamma} \cos(\gamma) \quad (2.61)$$

$$S_{(\gamma)12} = \frac{2C_s(\gamma)}{h_0 \cos(\gamma)} = 2 \frac{\partial w_{cp}}{\partial I_{cp}} \frac{\partial I_{cp}}{\partial \underline{\underline{C}}} \quad (2.62)$$

La relation entre contraintes de Piola-Kirchhoff 2 et invariant physique est donnée par :

$$\begin{aligned} \underline{\underline{S}}_{cp} &= 2 \frac{\partial w_{cp}}{\partial I_{cp}} \frac{\partial I_{cp}}{\partial \underline{\underline{C}}} \\ &= \left[\frac{1}{\sqrt{I_{41} I_{42}}} (\underline{\underline{M}}_1 \otimes \underline{\underline{M}}_2 + \underline{\underline{M}}_2 \otimes \underline{\underline{M}}_1) - \frac{I_{cp}}{I_{41}} \underline{\underline{M}}_{11} - \frac{I_{cp}}{I_{42}} \underline{\underline{M}}_{22} \right] \frac{\partial w_{cp}}{\partial I_{cp}} \end{aligned} \quad (2.63)$$

Cette formule dans l'équation (2.62) est utilisée pour l'identification du comportement en cisaillement plan. La densité d'énergie de déformation en cisaillement plan w_{cp} est choisie symétrique, le comportement étant identique pour des angles de cisaillement positif ou négatif. Les paramètres en cisaillement plan sont identifiés directement à l'aide de solver Excel et montrés dans tableau 2-3. Les courbes numérique et expérimentale sont données figure 2-10.

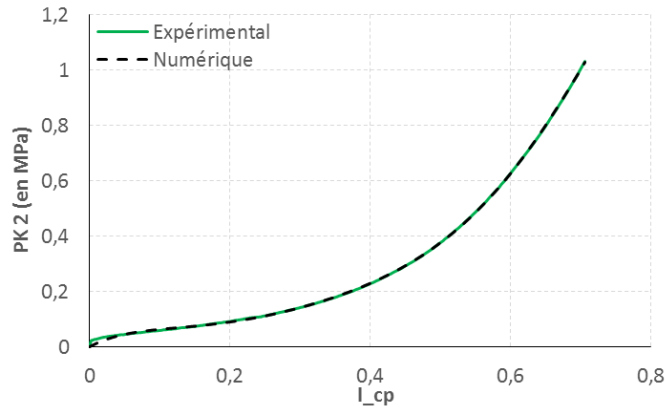


Figure 2-10 Identification expérimentale et numérique en cisaillement dans le plan (Interlock II)

Coefficients identifiés sur le comportement en cisaillement dans le plan (en MPa)						
k_1/ k_7	k_2/ k_8	k_3/ k_9	k_4/ k_{10}	k_5/ k_{11}	k_6/ k_{12}	I^{\pm}_{lim}
3.441e-1	-2.019e0	7.416e0	-1.401e1	1.401e1	-5.444e0	7.054e-1

Tableau 2-3 Coefficients identifiés en cisaillement dans le plan (Interlock II)

Par rapport à l'Interlock III, des éprouvettes interlock avec dimensions $270 \times 70 \times 15 \text{ mm}^3$ sont sollicités en traction de biais. La même méthode d'identification inverse que précédemment est employée, et la courbe effort/invariant physique I_{cp} par la méthode expérimentale et numérique peut être obtenue comme illustré figure 2-11, et de plus, les coefficients appartenant à Interlock III sont identifiés :

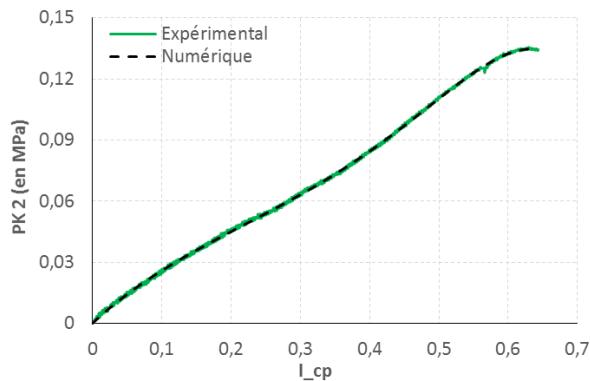


Figure 2-11 Identification expérimentale et numérique en cisaillement dans le plan (Interlock III)

Coefficients identifiés sur le comportement en cisaillement dans le plan (en MPa)						
k_1/ k_7	k_2/ k_8	k_3/ k_9	k_4/ k_{10}	k_5/ k_{11}	k_6/ k_{12}	I^{\pm}_{lim}
8.004e-2	-1.371e-1	3.126e-1	-5.472e-1	7.911e-1	-5.097e-1	6.43e-1

Tableau 2-4 Coefficients identifiés en cisaillement dans le plan (Interlock III)

2.3.4 Cisaillement transverse dans les directions de chaîne et de trame

Les renforts épais ou interlocks étudiés dans ce manuscrit ont une épaisseur non négligeable. Lors de leur mise en forme, le comportement en cisaillement transverse devient un mode de déformation prédominant. Dans cette section, les paramètres associés au cisaillement transverse suivant la direction chaîne et la direction trame seront identifiés. Les comportements sont généralement différents si le renfort n'est pas équilibré.

L'éprouvette de dimensions $70 \times 20 \times 3,2 \text{ mm}^3$ (Interlock II) est fixée sur les surfaces des mors à l'aide d'un scotch double face. Le degré de liberté de l'éprouvette est bloqué dans le sens de l'épaisseur. Nous considérons que nous ne sollicitons qu'une cinématique de cisaillement simple. Le dispositif utilisé est présenté sur la figure 2-12. Figure 2-13 donne les données expérimentales : effort/déplacement imposée sur l'éprouvette suivant les sens chaîne et trame.

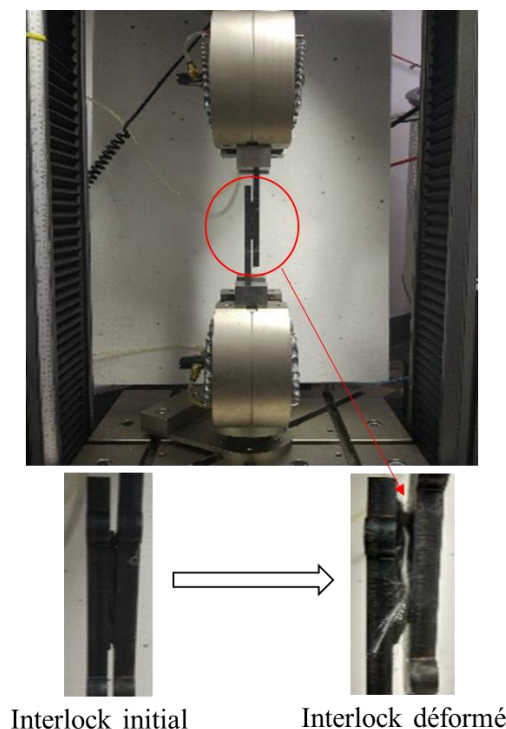


Figure 2-12 Dispositif utilisé et l'éprouvette en cisaillement transverse dans la direction chaîne

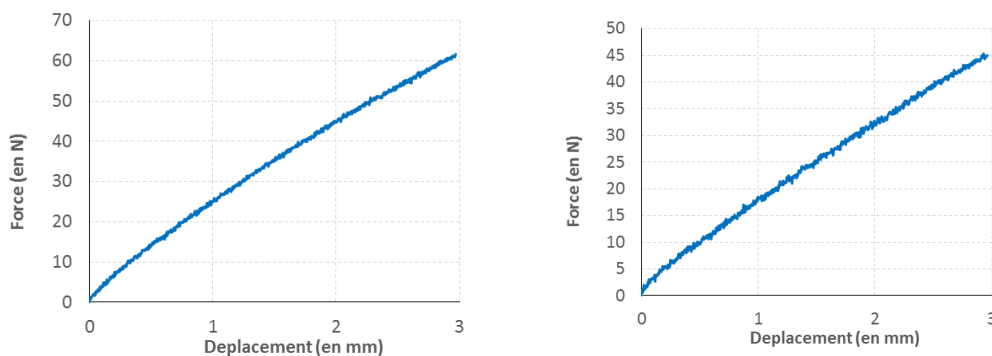


Figure 2-13 Les courbes effort/déplacement imposée par la machine (chaîne et trame)

L'identification des paramètres est réalisée directement à l'aide du solveur Excel. Comme dans les essais en compression transverse, deux données sont mesurées, les efforts et le déplacement, montré figure 2-13. Il faut trouver une relation entre les deux données par l'intermédiaire de la loi de comportement. L'invariant physique I_{ctC} et I_{ctT} peut être calculé par le déplacement. Le calcul suivant est basé sur le cisaillement transverse dans le sens chaîne, et celui dans le sens trame est pareil.

$$I_{ctC} = \sin(\gamma_{ctC}) = \sin\left(\arctan\left(\frac{d}{h_0}\right)\right) \quad (2.64)$$

où γ est l'angle de cisaillement transverse, h_0 est la hauteur du renfort supposée constante et d est le déplacement imposé par la machine. On peut obtenir les contraintes de Piola-Kirchhoff 2 liée à la direction d'élongation \underline{M}_1 à partir des efforts.

$$\begin{aligned} \underline{S}_{ctC} &= J \underline{F}^{-1} \cdot \underline{\sigma} \cdot \underline{F}^T \\ F_{ext} &= (S_{ctC13} + S_{ctC33} F_{13}) S_0 \end{aligned} \quad (2.65)$$

avec F_{ext} l'effort exigé par la machine et S_0 la surface de l'éprouvette collée avec les mors. Dans la loi de comportement, une relation entre les contraintes de PK2 et l'invariant physique I_{ctC} est donnée comme :

$$\begin{aligned} S_{ctC} &= 2 \frac{\partial w_{ctC}}{\partial I_{ctC}} \frac{\partial I_{ctC}}{\partial \underline{C}} \\ &= \left[\frac{1}{\sqrt{I_{41} I_{43}}} (\underline{M}_1 \otimes \underline{M}_3 + \underline{M}_3 \otimes \underline{M}_1) - \frac{I_{ctC}}{I_{41}} \underline{M}_{11} - \frac{I_{ctC}}{I_{43}} \underline{M}_{33} \right] \frac{\partial w_{ctC}}{\partial I_{ctC}} \end{aligned} \quad (2.66)$$

Les composantes des contraintes S_{ctC}^{13} et S_{ctC}^{33} peut s'écrire avec $I_{41} = I_{43} = 1$:

$$S_{ctC13} = \frac{\partial w_{ctC}}{\partial I_{ctC}} \quad S_{ctC33} = -I_{ctC} \frac{\partial w_{ctC}}{\partial I_{ctC}} \quad (2.67)$$

$$F_{ext} = \left(1 - I_{ctC} \frac{d}{h_0}\right) S_0 \frac{\partial w_{ctC}}{\partial I_{ctC}} \quad (2.68)$$

La densité d'énergie de déformation en cisaillement transverse w_{ctC} / w_{ctT} est choisie symétrique, le comportement étant identique pour des angles de cisaillement positif ou négatif. La dérivée est calculée selon l'équation (2.45). Donc les paramètres peuvent être déterminés pour le comportement en cisaillement transverse dans les directions de chaîne et trame. La figure 2-14 présente les courbes de l'effort numérique et expérimental et de l'angle de cisaillement transverse pour le sens chaîne et le sens trame.

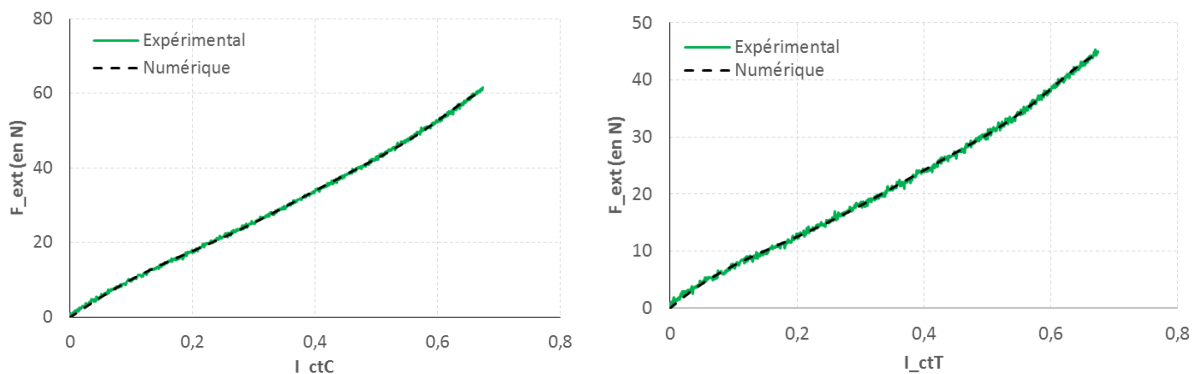


Figure 2-14 Identification expérimentale et numérique en cisaillement transverse (Interlock II)

Coefficients identifiés sur le comportement en cisaillement transverse_chaine (en MPa)						
k_1/k_7	k_2/k_8	k_3/k_9	k_4/k_{10}	k_5/k_{11}	k_6/k_{12}	$I^{+/-}_{lim}$
3.721e-2	3.844e-2	-5.21e-1	1.877e0	-2.78e0	1.572e0	6.742e1

Coefficients identifiés sur le comportement en cisaillement transverse_trame (en MPa)						
k_1/k_7	k_2/k_8	k_3/k_9	k_4/k_{10}	k_5/k_{11}	k_6/k_{12}	$I^{+/-}_{lim}$
3.473e2	-5.674e-2	-1.46e-2	5.835e-1	-1.201e0	8.084e-1	6.738e-1

Tableau 2-5 Coefficients identifiés en cisaillement transverse (Interlock II)

Pour l'Interlock III, les éprouvettes interlock avec dimensions $65 \times 20 \times 15 \text{ mm}^3$ (Interlock III) sont sollicitées sur le même dispositif. De la même façon d'identification directe d'optimisation inverse en dessus, les courbe effort/invariant physique dans le sens chaîne et le sens trame sont obtenues comme montré figure 2-15, et donc les coefficients appartenant à l'Interlock III sont identifiés dans tableau 2-6 :

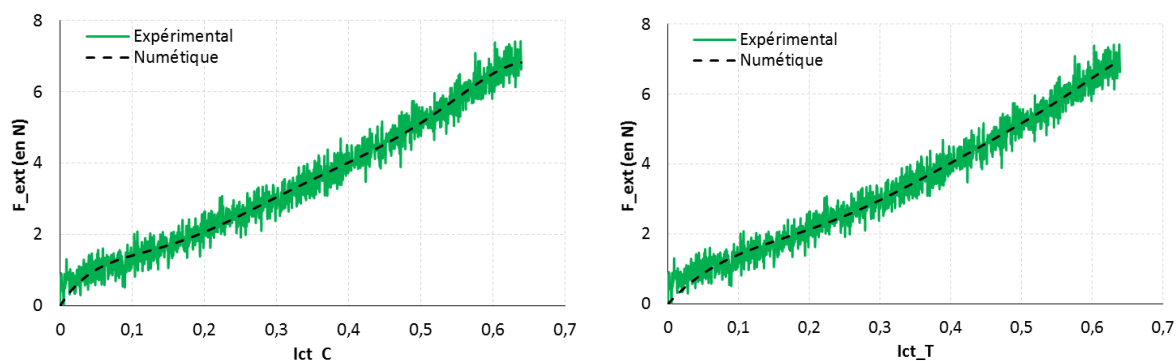


Figure 2-15 Identification expérimentale et numérique en cisaillement transverse (Interlock III)

Coefficients identifiés sur le comportement en cisaillement transverse_chaine (en MPa)						
k_1/k_7	k_2/k_8	k_3/k_9	k_4/k_{10}	k_5/k_{11}	k_6/k_{12}	$I^{+/-}_{lim}$
1.226e-2	-7.809e-2	3.197e-1	-6.622e-1	6.837e-1	-2.677e-1	6.937e-1

Coefficients identifiés sur le comportement en cisaillement transverse_trame (en MPa)						
k_1/k_7	k_2/k_8	k_3/k_9	k_4/k_{10}	k_5/k_{11}	k_6/k_{12}	$I^{+/-}_{lim}$
4.42e-3	-1.394e-2	2.756e-2	-5.84e-4	5.258e-2	4.764e-2	6.394e-1

Tableau 2-6 Coefficients identifiés en cisaillement transverse (Interlock III)

2.3.5 Rigidité locale de flexion

Comme précisé dans la section 2.2.2.5, des contributions associées à la variation de courbure sont ajoutées à la loi de comportement. Pour identifier les paramètres liés à la rigidité de flexion, définis par l'équation (2.48), il faut suivre un processus à l'aide de la méthode d'optimisation inverse, proposé par [MAT 14]. Afin de réaliser l'optimisation inverse, l'algorithme de Levenberg-Marquardt [SCH 92] est choisi pour rapprocher les lignes moyennes obtenues par simulation de celles obtenues expérimentalement. La méthode des moindres carrés, somme de la différence au carré des points expérimentaux et numériques, est utilisée pour réaliser l'identification. L'identification du comportement en flexion est réalisée sur les essais de flexion trois points car plus adaptés aux renforts épais.

Un protocole expérimental est utilisé pour réaliser un essai de flexion trois points. Le principe expérimental est montré sur la figure 2-16. Plus de détails sur cet essai seront présentés dans la section suivante. Au cours de cet essai, une éprouvette de $200 \times 30 \times 3,2 \text{ mm}^3$ est sollicitée jusqu'à la flèche de 30 mm. Un système d'acquisition d'images permet d'obtenir un suivi des déplacements lors de l'essai.

Il faut extraire l'emplacement de la ligne moyenne afin de pouvoir comparer les cinématiques numériques et expérimentales. L'évolution de la ligne moyenne de l'éprouvette au cours du temps est difficile à obtenir. Un post-traitement doit être effectué sur les images d'essai. Le plus simple moyen pour récupérer les données concernant la ligne moyenne de renfort épais est de marquer les points manuellement grâce au logiciel ImageJ. Le nombre de points sur la ligne moyenne sont choisis figure 2-16. Puis les coordonnées des points choisis sont exportées pour les déplacements différents montrés figure 2-17. Ce sont ces lignes moyennes qui vont permettre l'identification des paramètres matériaux en flexion.

L'identification est réalisée par itérations successives de simulations numériques avec éléments 3D. La première simulation avec un jeu de paramètres matériaux déterminé a priori, ensuite les coordonnées de ligne moyenne pour chaque flèche sont calculées et comparées avec les résultats expérimentaux. Un nouveau jeu de paramètres, avec le résultat plus proche de celui expérimental, est déterminé par optimisation. Une nouvelle simulation est relancée avec ces nouveaux paramètres, et ainsi de suite jusqu'à une erreur acceptable entre les courbes par simulations et expérimentalement. La simulation de flexion trois points est symétrique, donc seul la moitié de l'éprouvette est pris en compte.

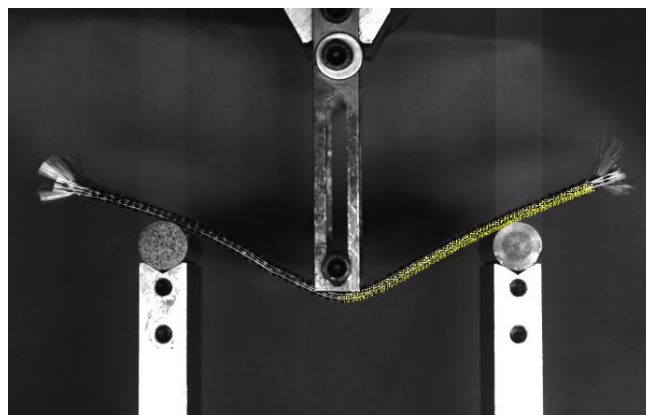


Figure 2-16 Points choisis sur la ligne moyenne de l'éprouvette

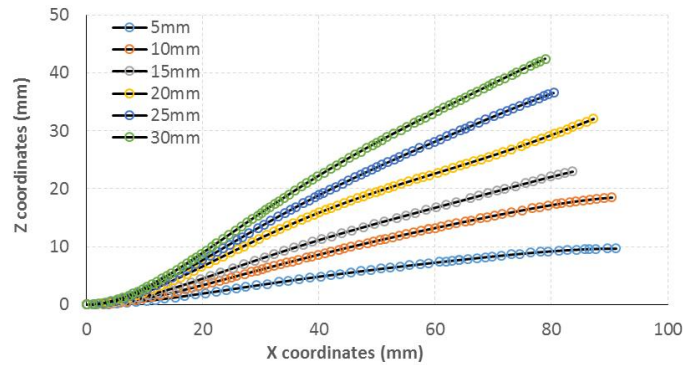


Figure 2-17 Lignes moyennes de déplacements différents lors de l'essai de flexion trois points

Si les mèches de chaîne (resp. trame) sont alignées avec le grand côté de l'éprouvette, et les mèches de trame (resp. chaîne) sont orientées 90° à ce grand côté, on nommera l'essai de flexion trois points suivant chaîne (resp. trame). Pour les interlocks non équilibrés, les comportements en flexion dans le sens chaîne et trame sont différents, donc il est nécessaire d'identifier les deux cas respectivement. Tableau 2-7 montre les paramètres identifiés associés à la flexion pour l'Interlock II dans les directions chaîne et trame.

Coefficients identifiés sur le comportement en flexion			
D ₀ (chaîne)	D ₁ (chaîne)	D ₀ (trame)	D ₁ (trame)
3.6	117.9	3.748	123.6

Tableau 2-7 Coefficients identifiés en flexion (Interlock II)

Les éprouvettes d'Interlock III avec la même dimension que celle d'Interlock II sont également testées en flexion trois points. Par le même processus d'identification, les paramètres peuvent être déterminés à l'aide de la méthode inverse, tableau 2-8.

Coefficients identifiés sur le comportement en flexion			
D ₀ (chaîne)	D ₁ (chaîne)	D ₀ (trame)	D ₁ (trame)
72.4	131.29	13.83	124.5

Tableau 2-8 Coefficients identifiés en flexion (Interlock III)

2.4 Outil numérique de simulation - PlasFib

Dans ce chapitre, toutes les simulations numériques de mise en forme à l'échelle macroscopique sont réalisées par l'outil numérique de simulation PlasFib développé au sein du laboratoire LaMCoS depuis des années. Actuellement, plusieurs types d'éléments finis sont intégrés dans ce code, tels que des éléments rigides pour la modélisation des outils d'emboutissage avec forme complexe, des différents éléments de coque et membrane destinés à la simulation des renforts secs 2D [BEL 11, HAM 09] et des éléments 3D pour la simulation des renforts épais [LUY 09b, MAT 15], que l'on utilise dans les simulations macroscopiques des interlocks étudiés dans ce travail.

Ce code éléments finis utilise un schéma temporel en dynamique explicite. Bien que la plupart des processus de formage de matériaux soient quasi-statiques, les codes utilisés (en particulier les codes commerciaux) se basent généralement sur une approche dynamique explicite, plus efficace numériquement, surtout pour les problèmes non linéaires (géométriques, matériels ou de contact), que sur une approche implicite. Il faut toutefois veiller que les effets dynamiques sont suffisamment petits pour ne pas modifier les résultats de la simulation.

Dans un problème dynamique non-linéaire, les équations de la dynamique sont résolues pas à pas à l'aide de schémas d'intégration temporelle itératifs en différences centrées. Le temps est discrétisé en incréments, espacés d'un pas de temps donné. Ainsi, l'équation de la dynamique valable à tout instant, peut s'écrire à l'incrément i sous la forme :

$$[M]\{\ddot{u}\}^{(i)} + [C]\{\dot{u}\}^{(i)} = \{F_{\text{ext}}\}^{(i)} - \{F_{\text{int}}\}^{(i)} \quad (2.69)$$

où $\{u\}$ est une matrice colonne concernant les déplacements nodaux, $[M]$ est la matrice de masse, $[C]$ est la matrice d'amortissement, $\{F_{\text{ext}}\}$ et $\{F_{\text{int}}\}$ sont des matrices colonnes concernant respectivement les efforts externes et internes aux nœuds.

Ensuite le schéma d'intégration temporel définit la façon dont le déplacement, la vitesse et l'accélération sont calculés d'un incrément à l'autre. Les schémas les plus répandus sont ceux de Newmark généralisés [NEW59]. Dans ces schémas, le déplacement et la vitesse sont d'abord développés en séries de Taylor à l'ordre 2 puis tronqués au jerk avec deux coefficients de pondération β et γ sur celui-ci :

$$\begin{aligned} \{u\}^{(i+1)} &= \{u\}^{(i)} + \Delta t \{\dot{u}\}^{(i)} + \frac{1}{2} \Delta t^2 \{\ddot{u}\}^{(i)} + \frac{1}{2} \beta \Delta t^2 \left(\{\ddot{u}\}^{(i+1)} - \{\ddot{u}\}^{(i)} \right) \\ \{\dot{u}\}^{(i+1)} &= \{\dot{u}\}^{(i)} + \Delta t \{\ddot{u}\}^{(i)} + \Delta t \{\ddot{u}\}^{(i)} + \gamma \Delta t \left(\{\ddot{u}\}^{(i+1)} - \{\ddot{u}\}^{(i)} \right) \end{aligned} \quad (2.70)$$

où $\Delta t = t(i+1) - t(i)$ est le pas de temps associé. Cette équation peut être décomposée en deux jeux de termes, dits de prédiction :

$$\begin{aligned} \{\tilde{u}\}^{(i+1)} &= \{u\}^{(i)} + \Delta t \{\dot{u}\}^{(i)} + \frac{1}{2} (1 - \beta) \Delta t^2 \{\ddot{u}\}^{(i)} \\ \{\tilde{\dot{u}}\}^{(i+1)} &= \{\dot{u}\}^{(i)} + (1 - \gamma) \Delta t \{\ddot{u}\}^{(i)} \end{aligned} \quad (2.71)$$

et de correction :

$$\begin{aligned}\{u\}^{(i+1)} &= \{\tilde{u}\}^{(i+1)} + \frac{1}{2}\beta\Delta t^2 \{\ddot{u}\}^{(i+1)} \\ \{\dot{u}\}^{(i+1)} &= \{\dot{\tilde{u}}\}^{(i)} + \gamma\Delta t \{\ddot{u}\}^{(i+1)}\end{aligned}\tag{2.72}$$

Ensuite, il faut obtenir l'accélération au nouveau pas de temps en insérant l'équation (2.52) dans l'équation (2.69) :

$$\begin{aligned}\{\ddot{u}\}^{(i+1)} &= [A]^{-1} \left(\{F_{\text{ext}}\}^{(i+1)} - \{F_{\text{int}}\}^{(i+1)} - [C]\{\dot{\tilde{u}}\}^{(i)} \right) \\ [A] &= [M] + \gamma\Delta t [C] + \frac{1}{2}\beta\Delta t^2 [K]\end{aligned}\tag{2.73}$$

où $[K]$ est la matrice de rigidité tangente liée aux efforts internes $\{F_{\text{int}}\} = [K]\{u\}^{(i+1)}$. Les deux coefficients β et γ permettent d'obtenir différents schémas d'intégration en fonction des problèmes rencontrés. Ils ont une forte influence sur la stabilité et la précision du schéma. Dans PlasFib, le schéma est explicite aux différences centrées avec les paramètres $\beta = 0$ et $\gamma = 1/2$. Dans l'équation (2.73), la matrice des rigidités $[K]$ n'a plus besoin d'être inversée car effacée par la valeur de $\beta = 0$. Comme les matrices des masses et d'amortissement sont diagonales en dynamique explicite, il est relativement facile d'obtenir leurs inversions. L'inversion de la matrice de masse est simplifiée grâce à l'application d'une méthode de condensation (mass lumping, [ZIE 05]) afin de générer une matrice diagonale équivalente. Et la matrice d'amortissement est calculée en utilisant en fonction de la matrice de masse en utilisant un cas spécial de l'amortissement de Rayleigh, tel que $[C] = \alpha[M]$.

Finalement, la résolution explicite permet de calculer le déplacement à l'incrément suivant uniquement à l'aide du déplacement, de la vitesse et de l'accélération au pas précédent. Les schémas explicites sont eux conditionnellement stables $\gamma \in [0.5, 1]$. Il conviendra de vérifier que le pas de temps utilisé pour la simulation reste inférieur à un pas de temps critique estimé par la plus petite dimension de l'élément du maillage et la vitesse d'onde de matériau utilisés (i.e. la densité et le module d'élasticité).

2.5 Essais et simulations : flexion trois points et emboutissage hémisphérique

Tous les coefficients associés aux six modes de déformation dans la loi de comportement hyperélastique ont été identifiés pour tous les trois renforts tissés interlocks étudiés dans la section précédente. Selon leurs paramètres matériaux et leurs géométries, on peut constater que les trois renforts ont des motifs et propriétés mécaniques très différents. Les paramètres matériaux identifiés seront utilisés à l'aide du logiciel PlasFib de manière à simuler les deux essais : essai de flexion trois points et essai d'emboutissage hémisphérique. Ensuite, les résultats numériques seront vérifiés en comparaison avec ceux expérimentaux. Les résultats de simulation à l'échelle macroscopique sont significatifs, qui servent de base à une modélisation mésoscopique dans l'approche développée dans ce manuscrit.

2.5.1 Analyses expérimentaux et numériques sur Interlock I

2.5.1.1 Flexion trois points

Dans cet essai de flexion, le protocole expérimental utilisé consiste à placer un renfort tissé épais sur deux appuis fixes, puis à abaisser le troisième appui situé au centre pour appliquer le déplacement désiré. Une éprouvette d'Interlock I de $200 \times 30 \times 15 \text{ mm}^3$ (longueur \times largeur \times épaisseur) est sollicitée en flexion avec une flèche de 40 mm imposée à une vitesse de 10 mm/min par la machine. La distance entre les deux appuis est 116 mm. Cet essai d'Interlock I a été réalisé dans les travaux de [ORL 12]. Au cours de l'essai, une caméra peut enregistrer des images du profil de l'éprouvette et des fils rouges sont collés sur un côté de l'éprouvette, qui permet d'analyser les déformations de la ligne moyenne et des sections transverses de l'éprouvette par traitement d'images. La figure 2-18 montre les images de l'éprouvette dans les sens chaîne et trame avec une flèche de 40 mm.

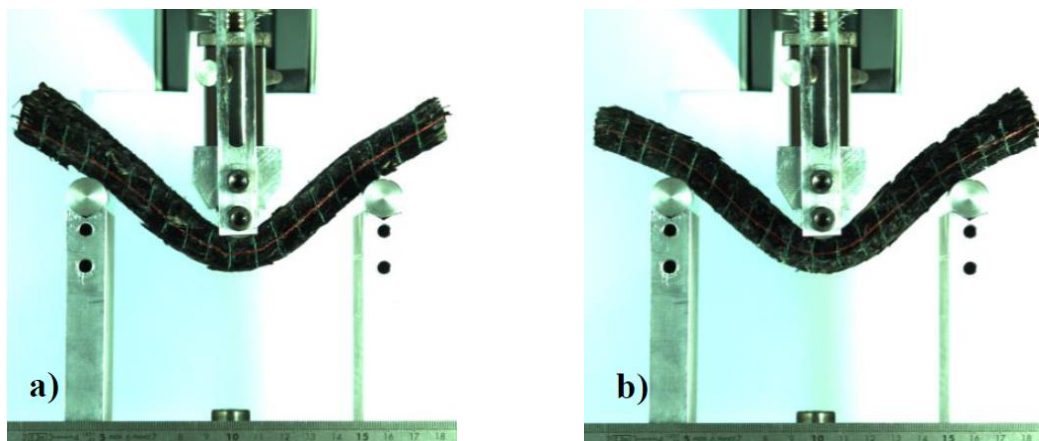


Figure 2-18 Les éprouvettes déformées en flexion dans le sens a) chaîne et b) trame [ORL 12]

Au cours de cet essai de flexion en grande transformation, on peut constater les phénomènes spécifiques aux renforts épais, surtout dans la direction d'épaisseur. A l'aide des traits verticaux dessinés, on note que les sections initialement droites de l'éprouvette restent quasi verticales lors de la flexion, qui implique que le mode de déformation en cisaillement transverse intervient au cours de l'essai. La flexion de renforts tissés est incompatible avec la théorie de Kirchhoff-

Love, où les sections restent perpendiculaires à la ligne moyenne. Cela vient des glissements relatifs entre les plans de mèches et de large rigidité en traction des mèches.

La simulation est effectuée avec les mêmes conditions que l'expérience. Le renfort épais est placé sur les deux appuis et le poinçon central le sollicite en déplacement de 40 mm. Dans PlasFib, des éléments volumiques avec la loi de comportement hyperélastique décrite dans la section 2.3 sont utilisés pour réaliser le calcul. Cinq éléments sont utilisés dans la direction d'épaisseur. Comme mentionné dans la section 2.3, la simulation est quasi statique en utilisant le schéma explicite dynamique, et il faut donc veiller à ce que l'énergie cinématique ne modifie pas les résultats. Comme le comportement en cisaillement transverse est le principal mode de déformation lors de la flexion, figure 2-19 illustre la distribution d'angle de cisaillement dans le plan $(\underline{M}_1, \underline{M}_3)$ d'Interlock I en flexion dans le sens chaîne (le plan $(\underline{M}_2, \underline{M}_3)$ dans le sens trame).

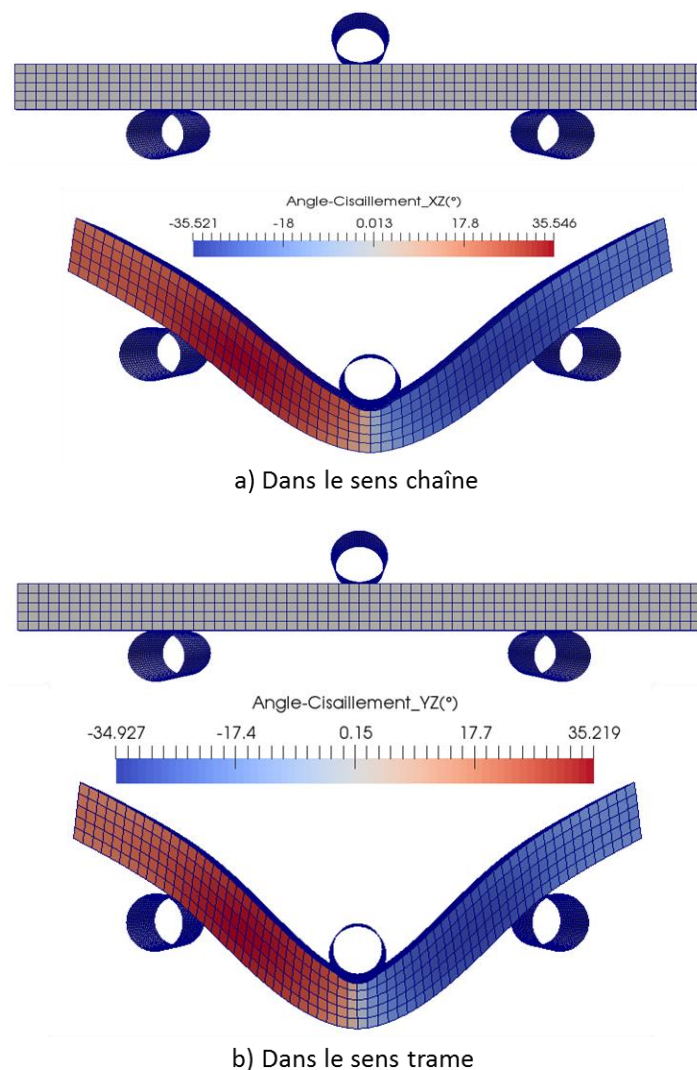


Figure 2-19 Angle de cisaillement transverse de l'éprouvette initiale et déformée en flexion

A la vue des résultats numériques, la déformation de la ligne moyenne obtenue par simulation est en bon accord avec celle expérimentale, illustré figure 2-20. Comme décrit dans les résultats expérimentaux, le phénomène où les sections droites dans la configuration initiale

restent quasi-verticales dans la configuration déformée a été également observé dans les simulations. Il faut noter que grâce à la prise en compte de la rigidité locale en flexion associée à la courbure, l'effort peut être transmise de la partie centrale vers les parties non chargées de l'éprouvette. Les extrémités en dehors des appuis se relèvent comme c'est le cas dans l'expérience. Car cet Interlock I est un renfort équilibre, on peut trouver que les déformations en flexion dans le sens chaîne et dans le sens trame sont similaires.

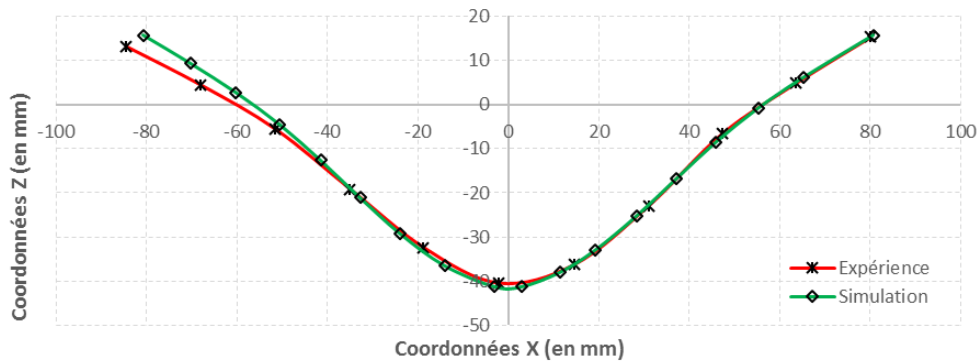


Figure 2-20 Les lignes moyennes obtenues par simulation et expérimentalement

2.5.1.2 Emboutissage hémisphérique

Cet essai d'emboutissage hémisphérique avec une déformation à double courbure a été largement étudié pour l'analyse de la mise en forme des renforts tissés [BOI 95, HAM 08]. Le schéma d'emboutissage hémisphérique et les caractéristiques géométriques de la machine expérimentale sont présentées sur figure 2-21 [LUY 09a]. L'éprouvette est posée sur le poinçon fixe avec une forme à double courbure, puis la matrice descend emboutir la préforme. L'essai s'arrête une fois que le préforme est en compression entre les plans formés par la partie fixe et la partie mobile.

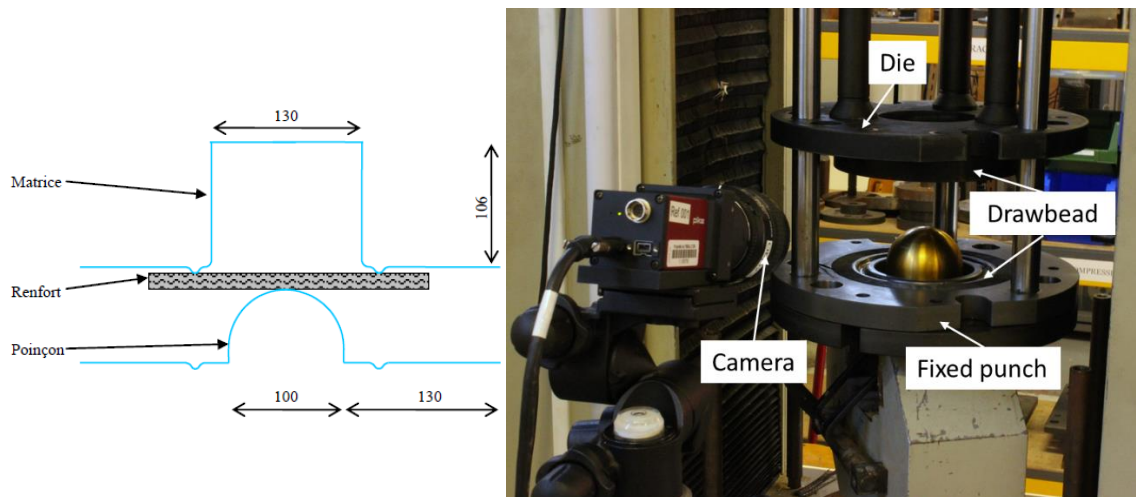


Figure 2-21 Schéma [CHA 11a] et protocole expérimental d'emboutissage hémisphérique

Une simulation d'emboutissage hémisphérique est réalisée avec les mêmes paramètres matériaux identifiés dans la loi de comportement hyperélastique que ceux d'Interlock I dans l'essai de flexion trois points. La forme finale du renfort par simulation est cinématiquement acceptable par rapport à celle obtenue expérimentalement. Au cours de cet essai, le comportement mécanique en cisaillement dans le plan qui permet de se déformer est le mode

de déformation principal. La figure 2-22 illustre les répartitions d'angle de cisaillement dans le plan qui a une grande importance pour la simulation de l'injection de la résine. Selon certaines valeurs mesurées dans les zones signalées, on constate que la répartition d'angle de cisaillement par simulation est en bon accord avec celle obtenue expérimentalement.

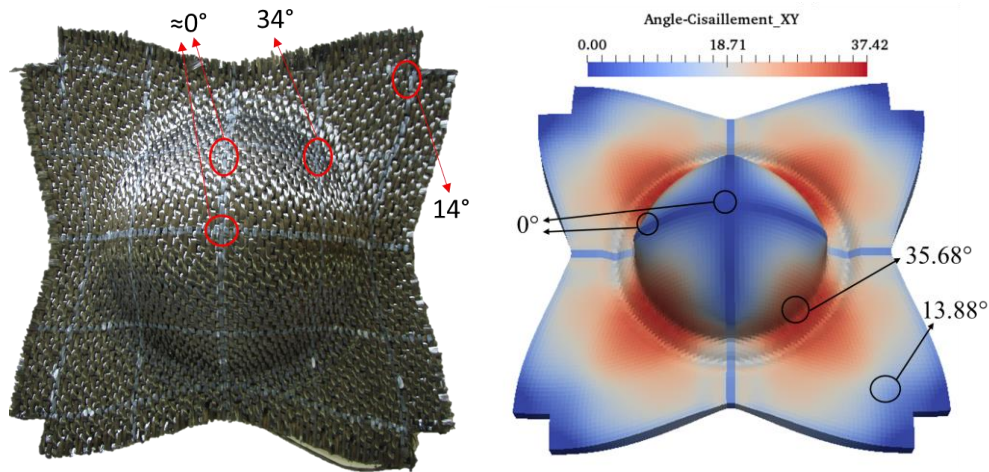


Figure 2-22 Comparaison d'angle de cisaillement dans le plan entre l'expérience et la simulation

2.5.2 Analyses expérimentaux et numériques sur Interlock II

2.5.1.1 Flexion trois points

Similairement, comme l'essai en flexion pour Interlock I, une éprouvette d'Interlock II avec les dimensions $200 \times 30 \times 3.2 \text{ mm}^3$ (longueur \times largeur \times épaisseur) est sollicitée en flexion avec une flèche de 30 mm imposée à une vitesse de 10 mm/min par la machine. Figure 2-23 montre le protocole expérimental utilisé et l'éprouvette déformée en flexion. Comme Interlock II a une épaisseur plus faible et des mèches liantes traversant dans la direction d'épaisseur, la rotation des sections associée aux glissements des plans de mèches n'est pas aussi visible que dans le cas de l'Interlock I. Avec une structure interne plus serré, l'éprouvette d'Interlock II se relève plus haut, en disposant d'une rigidité importante.

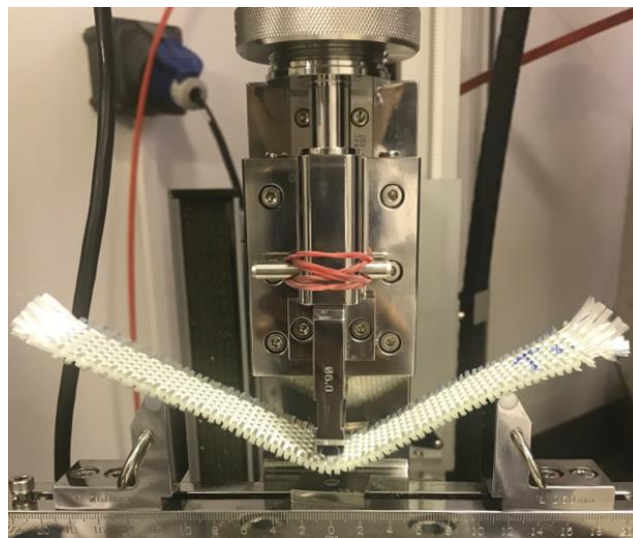


Figure 2-23 L'éprouvette d'Interlock II en flexion avec une flèche de 30 mm

Les paramètres identifiés liés à chaque mode de déformation dans la section 2.4 sont utilisés pour simuler l'éprouvette d'Interlock II sollicitée en flexion avec grande transformation. Pour des éléments finis volumiques en intégration complète, il faut assurer cinq éléments dans la direction d'épaisseur. En plus des mèches de chaîne et trame, cet Interlock II a une mèche liante qui présente un comportement mécanique spécial suivant la direction chaîne ; nous nous focaliserons sur le comportement dans le sens chaîne. Après la simulation numérique, on a obtenu les résultats de l'éprouvette en flexion et sa distribution de cisaillement transverse dans la figure 2-24. Selon les résultats d'angle cisaillement XZ dans la simulation numérique, on trouve que les sections transverses ayant une faible rotation, ne sont plus perpendiculaires à la ligne moyenne. La figure 2-25 donne la comparaison de la ligne moyenne obtenue par simulation et expérimentalement. La courbe expérimentale de la ligne moyenne est tracée à l'aide du traitement d'image sous ImageJ. Les deux courbes expérimentale et simulée sont en bon accord.

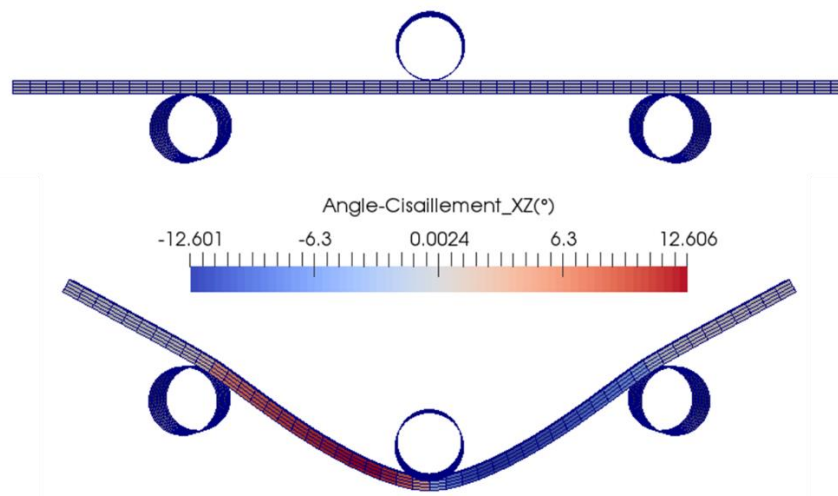


Figure 2-24 Angle de cisaillement transverse de l'éprouvette initiale et déformée en flexion

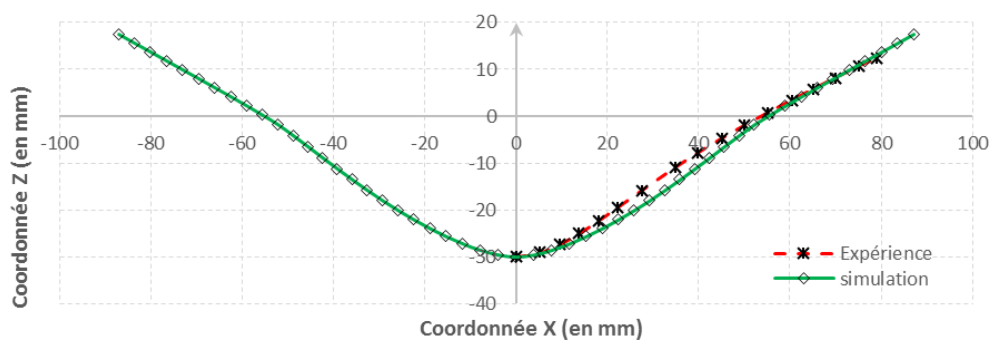


Figure 2-25 Comparaison des lignes moyennes expérimentales et simulées sur Interlock II

2.5.1.2 Emboutissage hémisphérique

Comme montré sur la figure 2-26, la préforme de fibres en verre est dessinée par des traits verts et des points noirs sur les croisements des mèches pour suivre l'évolution d'angle de cisaillement dans le plan. Présenté dans la figure 2-27, le protocole expérimental d'emboutissage hémisphérique similaire que celui dans le cas d'Interlock I est utilisé pour

emboutir une éprouvette d'Interlock II de dimension $290 \times 290 \times 3,2 \text{ mm}^3$. Dans l'essai d'Interlock I, le poinçon est fixe et la matrice descend pour emboutir la préforme. Ici le poinçon hémisphérique descend pour former le tissu. La matrice est transparente. Quand le renfort est placé sur cette matrice, le miroir en dessous permet d'afficher les images qui présentent la déformation du renfort déformé dans le plan des deux réseaux de mèches. Et la caméra en face du protocole peut enregistrer ces images à l'aide de ce miroir. Etant donné que l'épaisseur (environ 3 mm) est plus faible que l'épaisseur d'Interlock I (15 mm), le diamètre du poinçon mobile est de 150 mm, et celui de la matrice reste de 160 mm. De plus, un verre transparent avec la même dimension que la matrice est imposé en dessus afin d'ajouter la tension qui peut éviter les plissements possibles du tissu.

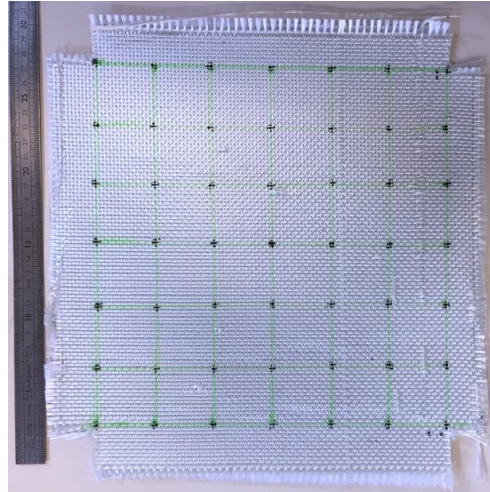


Figure 2-26 L'éprouvette non déformée avec des marqueurs

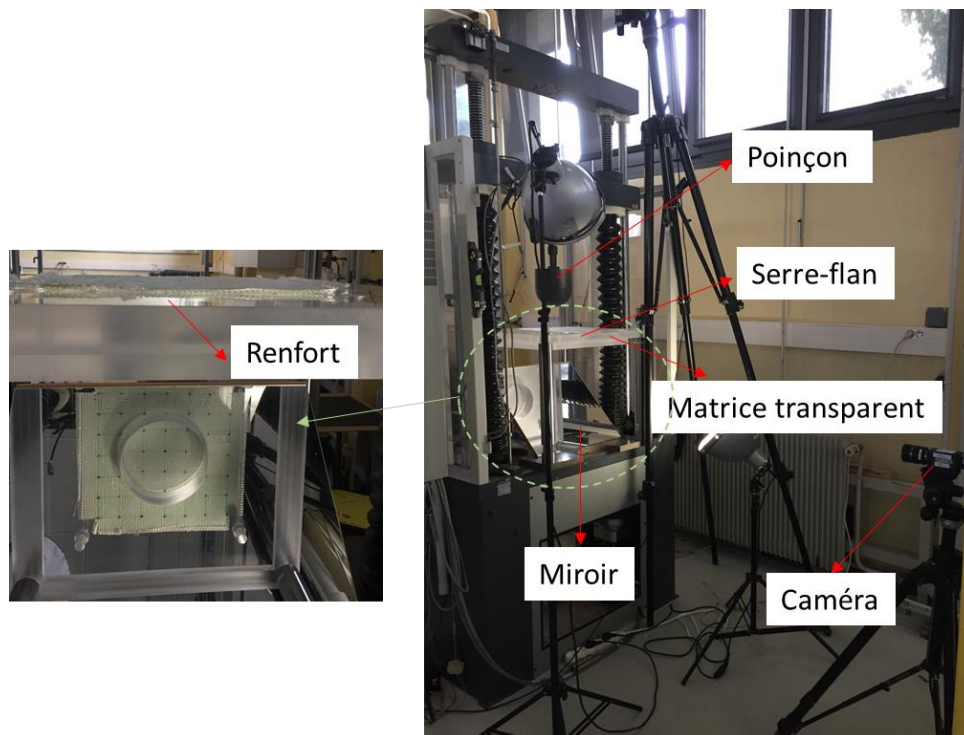


Figure 2-27 Protocole expérimental d'emboutissage utilisé pour Interlock II

La figure 2-28 a) donne la déformation finale d'Interlock II après la mise en forme. On peut alors mesurer les angles de cisaillement dans le plan à l'aide des fils dessinés par le traitement d'image. Ainsi la simulation d'emboutissage hémisphérique pour cet interlock est réalisée dans la même condition de l'essai (figure 2-28 b)). Les angles de cisaillement dans le plan mesurés sur les mêmes endroits des résultats numériques et expérimentaux sont très proches. En outre, les formes du renfort déformé dans la simulation et l'expérience sont tracées et comparées dans le même système de coordonnées (voir figure 2-29). En comparaison avec le résultat expérimental, on peut constater que la cinématique obtenue par simulation est très voisine de celle obtenue expérimentalement.

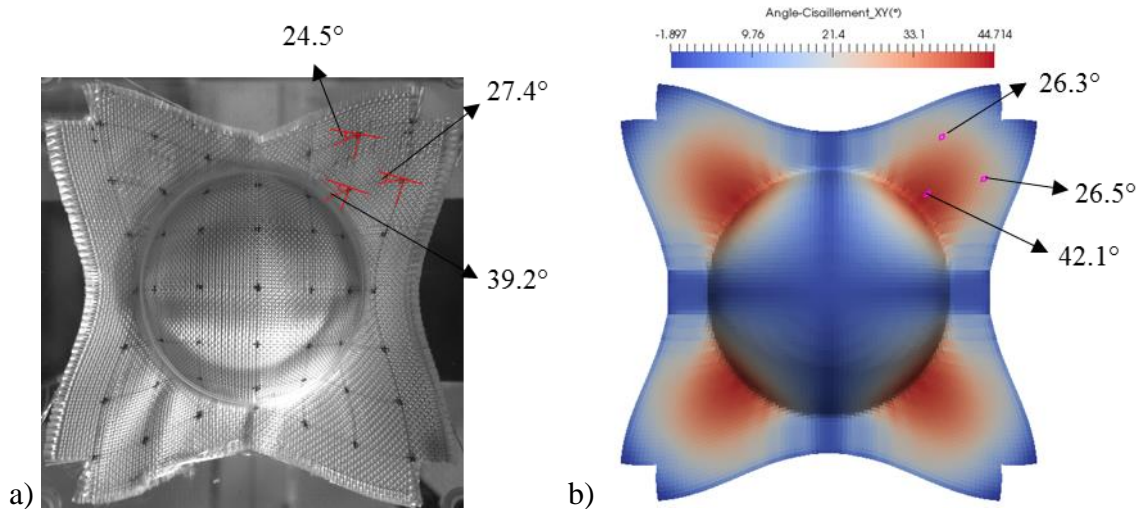


Figure 2-28 Vues de dessus de l'éprouvette déformée expérimentalement et par simulation

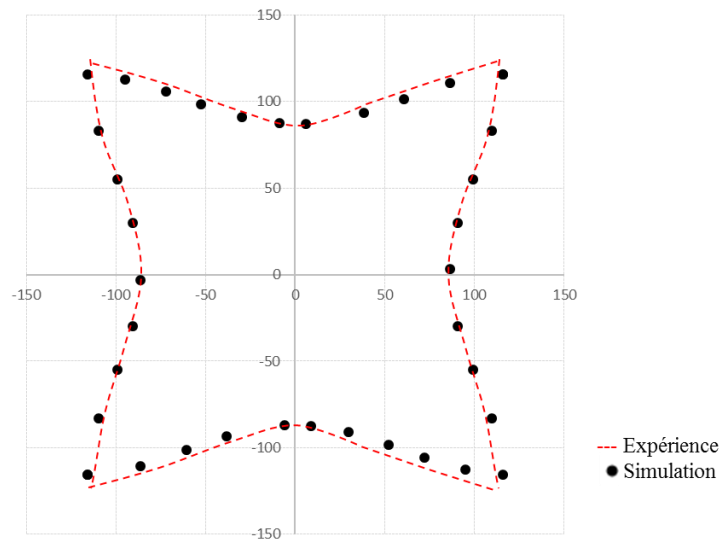


Figure 2-29 Comparaison les formes finales obtenue par simulation et expérimentalement

2.5.3 Analyses expérimentaux et numériques sur Interlock III

2.5.1.1 Flexion trois points

Une éprouvette d'Interlock III de $200 \times 30 \times 15 \text{ mm}^3$ (longueur \times largeur \times épaisseur) est posée sur les deux appuis fixes et sollicitée en flexion avec une flèche de 30 mm imposée par le troisième poinçon central. La même machine est utilisée pour réaliser cet essai de flexion d'Interlock III. Les traits verticaux sont désignés pour analyser les évolutions de sections transverses. L'éprouvette d'Interlock III en flexion est présentée sur figure 2-30. Avec la même épaisseur épais qu'Interlock I, il est facile d'observer les déformations des sections transverses par les variations des traits verticaux.

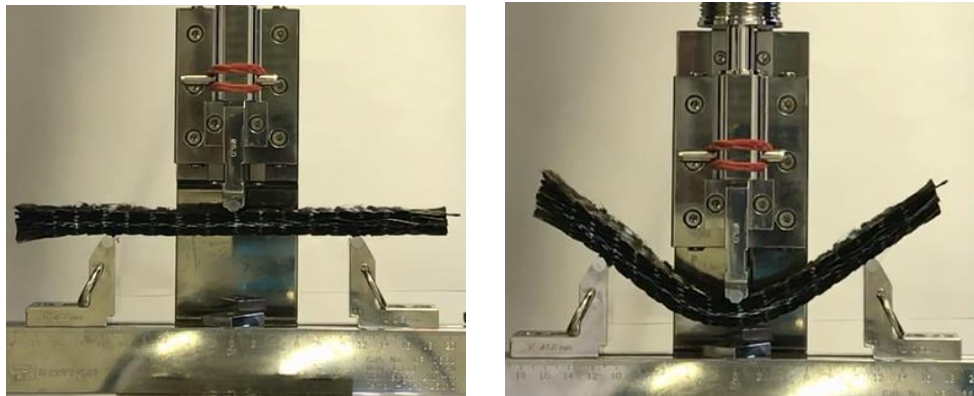


Figure 2-30 L'éprouvette d'Interlock III en flexion avec une flèche de 0mm et 30 mm

La simulation de flexion trois points avec la même condition que l'essai est effectuée pour vérifier les paramètres matériaux dans la loi de comportement hyperélastique. Figure 2-31 donne le résultat de l'éprouvette d'Interlock III après la déformation. Avec une épaisseur épaisse, l'éprouvette d'Interlock III a une évolution des sections transverses de la même manière que celle d'Interlock I. En comparaison avec le résultat de simulation, on peut remarquer que l'angle cisaillement maximum égale 27.748° dans la simulation, et pour la même position de l'éprouvette expérimentale elle a un angle de cisaillement de 27.1° qui est assez proche de ceux par simulation.

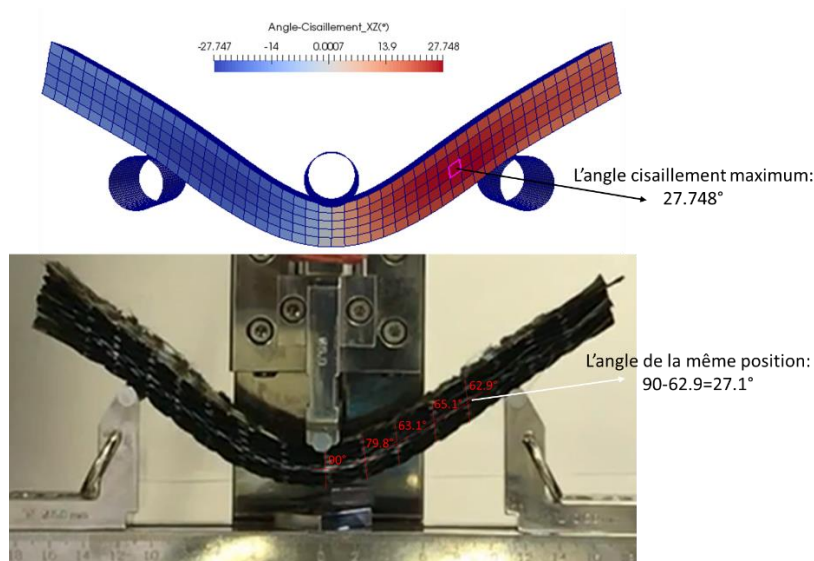


Figure 2-31 Comparaison d'angle de cisaillement transverse entre l'expérience et la simulation

De même que l'Interlock I et l'Interlock II, la ligne moyenne expérimentale est calculée à l'aide d'un algorithme de traitement d'images. Ensuite, les lignes moyennes expérimentales et simulées pour le déplacement de 30 mm sont tracées dans la figure 2-32 pour les comparer. Ces résultats montrent une bonne cohérence globale entre simulation et expérience.

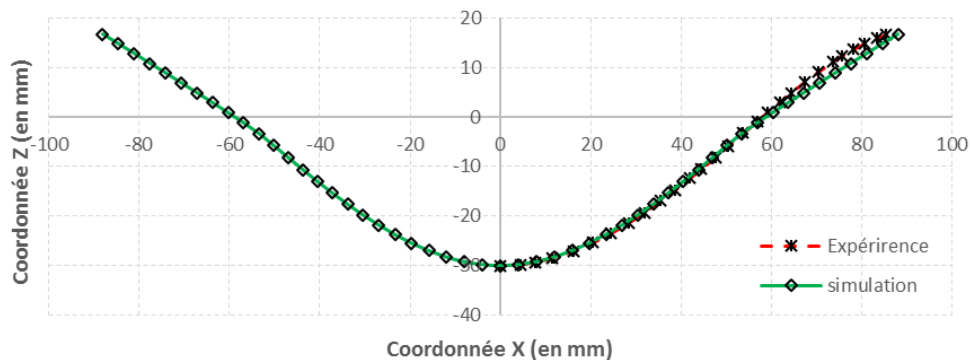


Figure 2-32 Comparaison de la ligne moyenne entre l'expérience et la simulation

2.5.1.2 Emboutissage hémisphérique

L'essai d'emboutissage hémisphérique de l'Interlock III n'est pas réalisé dans le cadre de cette thèse à cause du manque des renforts tissés interlocks. Seules les simulations sont effectuées et analysées. Les simulations sont réalisées avec la même condition que celle dans le cas d'emboutissage hémisphérique d'Interlock I. La figure 2-33 montre les vues de dessus et de dessous des géométries déformées de la préforme. Il est intéressant de noter que les valeurs d'angle de cisaillement de la face supérieure et inférieure sont nettement différentes. Ceci provient de la forte épaisseur du renfort Interlock III. Ce phénomène a été pareillement observé dans l'expérimentation et dans la simulation d'Interlock I qui dispose d'une épaisseur identique de 15 mm comme Interlock III. Cependant, ce n'est pas le même cas pour l'approche 2D qui ne traite pas les comportements liés à l'épaisseur.

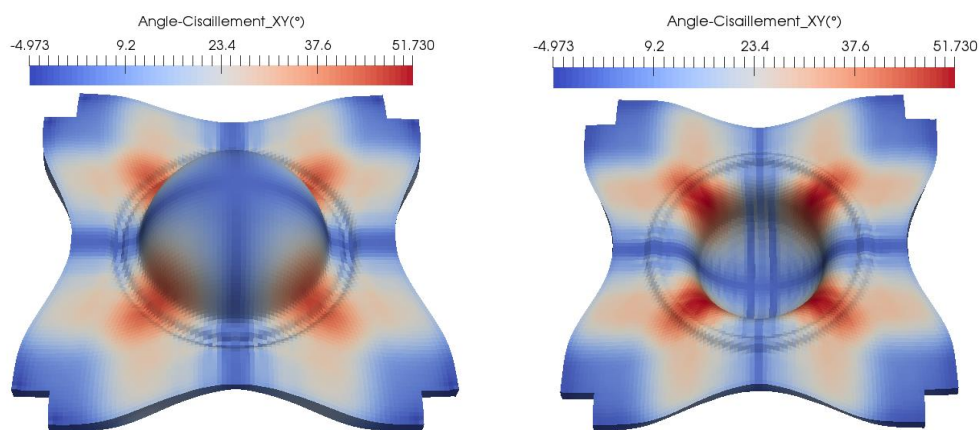


Figure 2-33 Angle de cisaillement de l'éprouvette déformée (vues de dessus et de dessous)

En outre, on peut également obtenir la répartition de l'invariant physique I_{comp} (présenté dans la section 2.2.2.3) associé au taux de compression par simulation, illustré figure 2-34. Celle-ci montre que le serre flanc conduit à des compactations importantes en fin de mise en forme.

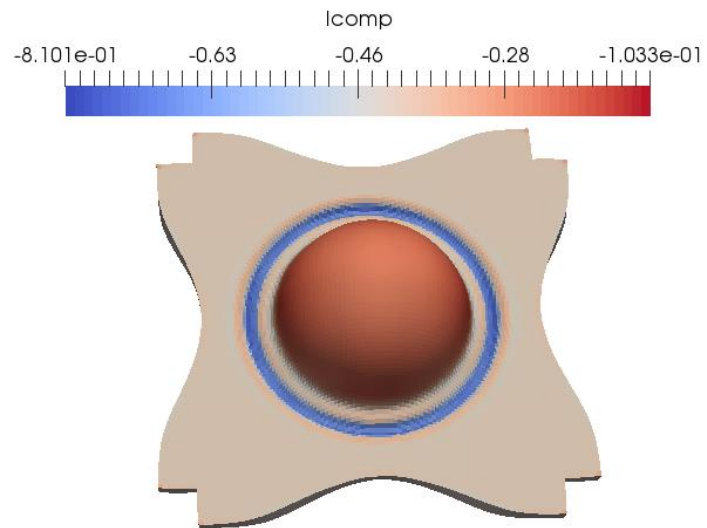


Figure 2-34 Compression de l'éprouvette déformé d'emboutissage

Bilan du chapitre 2

Dans ce chapitre, les simulations macroscopiques pour les trois renforts tissés interlocks ont été réalisées dans ce manuscrit. Tout d'abord, les concepts de bases de la mécanique des milieux continus en grandes transformations sont rappelés afin de mieux comprendre le formalisme d'une loi de comportement hyperélastique. Dans cette loi de comportement choisie pour tous les simulations réalisées dans le cadre de cette thèse, la relation contraintes-déformations est déterminée par l'intermédiaire de la dérivée d'une densité d'énergie de déformation. Ce potentiel d'énergie comprend six termes indépendants associés à chaque mode de déformation : l'élongation dans les sens chaîne et trame, la compression transverse, le cisaillement dans le plan et les cisaillements transverses dans les sens chaîne et trame. De plus, des éléments finis hexaédriques spécifiques prennent en compte la contribution de la courbure par l'ajout d'une rigidité locale indépendante de flexion. En outre, le code élément fini PlasFib en dynamique explicite est présenté pour simuler les essais en quasi-statique : flexion trois points et emboutissage hémisphérique.

Afin de fournir des données nécessaires au code élément fini, les identifications des paramètres matériaux dans la loi de comportement hyperélastique sont effectuées par des essais classiques. Les données expérimentales : l'effort et les déplacements doivent être reliées par la loi de comportement, et puis les identifications sont réalisées par la méthode directe à l'aide du solveur Excel ou la méthode inverse avec l'algorithme de Levenberg-Marquardt.

Finalement, les paramètres identifiés sont utilisés dans les simulations macroscopiques numériques par la méthode des éléments finis à schéma explicite dynamique pour les trois renforts interlocks étudiés. En comparaison avec les expériences, les résultats obtenus par simulation sont en bon accord. Dans la méthode de simulation macro-méso que nous avons développée dans ce manuscrit, les simulations macroscopiques sont considérées comme une base fondamentale. La qualité des simulations macroscopiques aura une influence directe sur les résultats mésoscopiques. Le chapitre suivant a pour objectif de développer cette méthode de simulation macro-méso.

Chapitre 3

Analyses mésoscopiques du renfort tissé par méthode de transfert marco-méso

Il est difficile de simuler ce procédé de formage pour toute la pièce à l'échelle des mèches par des approches mésoscopiques/discrètes traditionnelles. Dans ce troisième chapitre, une méthode de transfert macro-méso est développée afin de modéliser la mise en forme des renforts tissés à l'échelle mésoscopique. Tout d'abord, des méthodes de transfert macro-méso existant dans les littératures sont présentées. Ensuite, la méthode de transfert macro-méso développée dans ce manuscrit est décrite en détail. Cette méthode qui relie une modélisation mésoscopique à une simulation macroscopique est réalisée à l'aide du Volume élémentaire représentatif (VER). De plus, les modélisations géométriques des structures complexes de VER pour chaque renfort tissé étudié sont reconstruites. Finalement, cette méthode est implémentée dans les deux cas: Flexion trois points et Emboutissage hémisphérique.

Sommaire

3.1 Simulation mésoscopique de la pièce dans les littératures	85
3.2 Méthode de transfert macro-méso développée	88
3.2.1 Génération de maillage du renfort non-déformé basée sur Volume élémentaire représentatif (VER)	88
3.2.2 Connaissances d'élément isoparamétrique	90
3.2.3 Méthode de simulation macro-méso à partir des analyses macroscopiques	92
3.2.3.1 Superposition des structures non-déformés macroscopique et mésoscopique.	92
3.2.3.2 Calcul les coordonnées naturelles des nœuds mésoscopiques	93
3.2.3.3 Calcul la structure déformée à l'échelle de mèches	95
3.2.4 Post-traitement par les invariants physiques	96
3.2.4.1 Modes de déformation des mèches isotrope transverse	96
3.2.4.2 Définitions des bases covariantes et contravariantes	96

3.2.4.3 Calcul des invariants physiques	98
3.2.4.4 Tests élémentaires	99
3.3 Modélisation géométrique du VER à partir d'images de tomographie X	100
3.3.1 La technique tomographie.....	100
3.3.2 Modélisation géométrique du VER des renforts interlocks	101
3.3.2.1 Reconstruction CAO du VER d'Interlock I	101
3.3.2.2 Reconstruction CAO du VER d'Interlock II.....	104
3.3.2.3 Reconstruction CAO du VER d'Interlock III	105
3.4 Analyses mésoscopiques à partir des simulations macroscopiques des renforts interlocks	107
3.4.1 Déformations mésoscopiques pour le renfort Interlock I.....	107
3.4.2 Déformations mésoscopiques pour le renfort Interlock II	112
3.4.3 Déformations mésoscopiques pour le renfort Interlock III.....	115
Bilan du chapitre 3.....	120

3.1 Simulation mésoscopique de la pièce dans les littératures

Lors du procédé de mise en forme des renforts tissés, la simulation numérique est de plus en plus utilisée afin d'analyser et de prédire des apparitions de défauts susceptibles en prenant en compte le coût en temps et le coût économique des expériences. En tant qu'un matériau multi-échelles, des renforts tissés généralement sont modélisés à trois échelles différentes : macroscopique, mésoscopique et microscopique, présentées dans la section 1.4. On ne peut pas analyser tous les défauts et tous les caractéristiques à une seule échelle. Généralement, à l'échelle macroscopique sont analysés l'apparition de plissements et la forme géométrique de la pièce déformée. Dans les simulations mésoscopiques, les caractéristiques locales du renfort peuvent être étudiées par les déformations des mèches et de la maille tissée.

Les informations sur les déformations et les orientations des mèches sont essentielles pour la simulation d'injection de la résine dans l'étape suivant de fabrication. Cependant, il n'est généralement pas envisageable de simuler la mise en forme pour toute la pièce de renfort à l'échelle mésoscopique en prenant en compte des géométries complexes de mèches et leurs contacts complexes. A l'heure actuelle, seuls les modèles macroscopiques permettent d'effectuer ce type de simulations. C'est pour cela que des chercheurs couramment s'orientent vers la simulation macro-méso des renforts. Dans ces modèles, un des problèmes les plus critiques est de pallier à l'augmentation du temps de calcul.

Dans les travaux de Hamila [HAM 09], une méthode semi-discrète est réalisée à l'aide des éléments finis à trois nœuds qui composent les mailles tissées où les directions chaîne et trame sont quelconques par rapport aux cotés de l'élément. Figure 3-1 relève cet élément S3 spécial dans lequel les variables nodales ne sont que des déplacements, à savoir rotation-libre. Par rapport aux approches continue ou discrète, cette méthode a ses propres avantages. Les énergies de déformation d'un modèle simplifié d'un nombre de cellules est prise en compte au lieu d'un modèle continue homogénéisé complexe. Elle prend en compte seulement les propriétés mécaniques des éléments à l'échelle mésoscopique (tension, cisaillement dans le plan, flexion), conduisant aux éléments efficaces numériquement. Comparé avec les expériences, les simulations de mise en forme sont satisfaisantes figure 3-1, cependant cet élément est strictement acceptable pour les renforts minces.

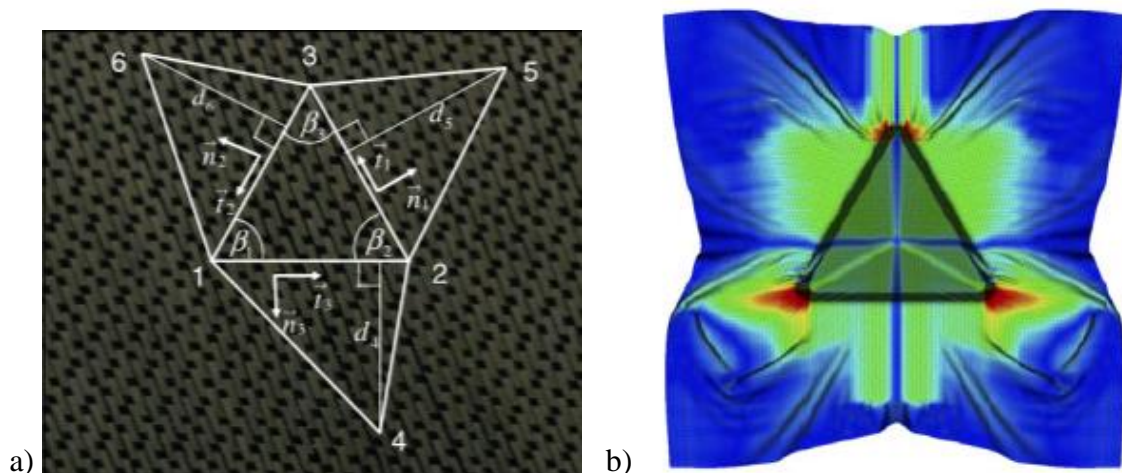


Figure 3-1 a) Discretisation de l'élément fini semi-discrète et b) simulation de drapage avec élément S3 [HAM 09]

Basé sur l'approche semi-discrète, De Luycker [LUY 09b] a introduit des éléments finis hexaédriques spécifiques pour simuler la mise en forme des renforts épais interlocks. Dans la figure 3-2, les mèches traversent les maillage d'éléments finis volumiques à huit nœuds à interpolation trilineaire. Dans le cadre du principe des travaux virtuels, le travail des forces internes de tension dû à la partie discrète et le travail dû aux autres contributions sont dissociés. Dans ce cas d'éléments finis 3D, les résultats simulations permettent d'observer les positions et les orientations des mèches déformées qui ont une influence importante sur les propriétés de la pièce finale. Toutefois, il n'est pas possible de calculer les variations des sections de mèches.

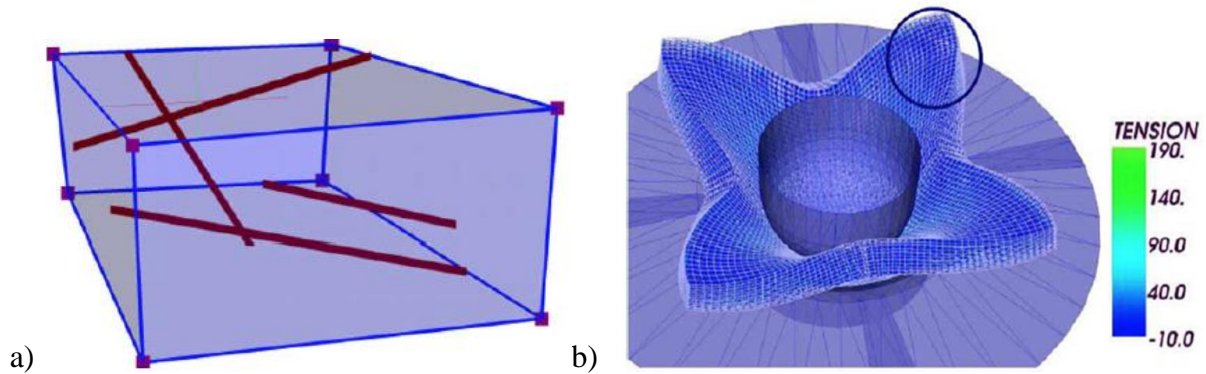


Figure 3-2 a) Elément hexaédrique spécifique avec ses mèches b) résultat par simulation d'emboutissage hémisphérique [LUY 09b]

Afin de réaliser les simulations de formage à l'échelle mésoscopique, Gatouillat [GAT 10] a proposé un modèle simplifié qui consiste en une description à l'échelle mésoscopique des renforts par des éléments finis de coque en contact permettant la simulation de la pièce à l'échelle macroscopique. Cela est réalisé à l'aide d'une loi de comportement hypoélastique spécifique à la mèche. Les directions des fibres sont strictement suivies et les comportements associés à la compaction transverse est considérés. Montré figure 3-3, ce modèle peut prédire les plissements et les glissements de mèches liés à la décohésion des mèches.

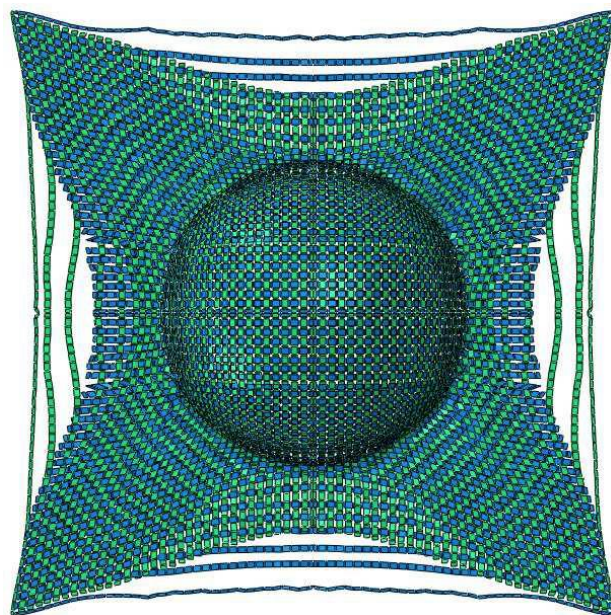


Figure 3-3 Simulation mésoscopique avec des éléments de coques du renfort [GAT 10]

Dans les simulations de la grande structure avec des détails structurels, afin d'optimiser le temps de calcul, Amini [AMI 09] a présenté une extension de la méthode de décomposition du domaine FETI-DP, nommé FETI-DP micro-macro. Elle consiste à diviser le maillage fin global en sous-domaines et à conserver le maillage fin que dans les sous-domaines d'intérêt. En conséquences, cette méthode permet d'introduire l'aspect multiéchelle par la description des sous-domaines avec un maillage fin (micro) et des autres sous-domaines avec un maillage grossier (macro ou homogénéisé). Dans l'étude de Iwata [IWA 19], cette méthode s'applique dans le domaine des simulations numériques de mise en forme des composites textiles. Une MMZ simulation couplée méso-macro de la déformation locale du renfort tissé lors du drapage a été proposée. Les visualisations des mèches au niveau du renfort local est réalisé grâce à un couplage d'une simulation macroscopique de drapage et d'une simulation locale à l'échelle mésoscopique dans les positions où se trouvent les défauts les plus probables dans la simulation macroscopique. Les défauts, qui contient des glissements et des flambements locaux de mèches dans cette étude, surtout existent dans les coins des moules qui sont les endroits sensibles aux défauts. Par rapport aux simulations mésoscopiques à grande échelle, les simulations MMZ montre les bons résultats qui correspond aux expériences et le temps de calcul réduit plusieurs fois. Mais lorsqu'on a besoin de calculer les déformations des mèches pour tout la pièce de renfort, par exemple dans le cas de calcul de perméabilité, l'avantage du temps de calcul n'est plus disponible.

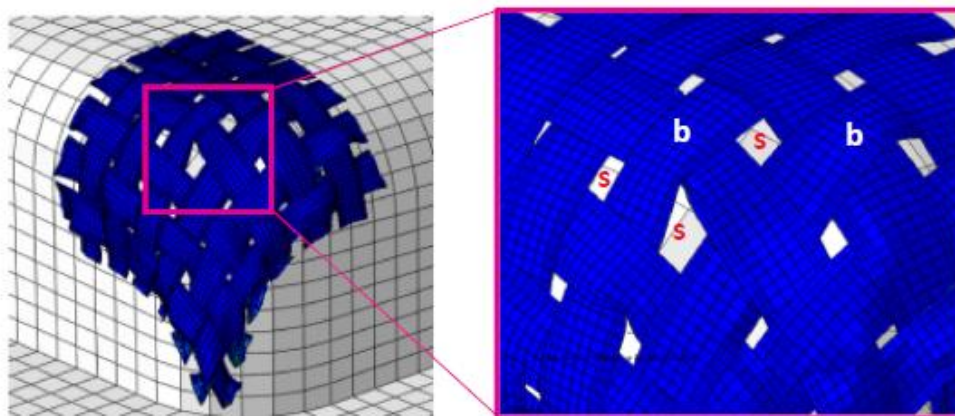


Figure 3-4 MMZ simulation de drapage pour le moule de boîte [IWA 19]

3.2 Méthode de transfert macro-méso développée

Dans des modèles macro-méso existants dans les littératures, généralement, soit les informations des sections de mèches ne sont pas considérées, soit les temps de calcul pour la simulation de toute la pièce sont très coûteux. Ce travail de thèse a pour objectif de mettre en œuvre une méthode rapide de transfert macro-méso à partir des simulations macroscopiques qui permet de visualiser et d'analyser les déformations et les orientations des mèches, ainsi que les variations des sections de mèches pour toute la pièce pendant le procédé de la mise en forme. La méthode développée consiste à créer un passage d'information entre les deux échelles. Ce passage permet de transformer les caractérisations déformées du matériau continu homogène à l'échelle macroscopique au matériau hétérogène à l'échelle mésoscopique. Afin d'automatiser l'étape de transfert des informations entre l'échelle macroscopique et l'échelle mésoscopique, cette méthode de transfert macro-méso a été implémentée en Fortran dans le cadre de cette thèse.

3.2.1 Génération de maillage du renfort non-déformé basée sur Volume élémentaire représentatif (VER)

Les renforts textiles tissés sont des matériaux milieux périodiques ou quasi-périodiques. Un Volume élémentaire représentatif (VER) est considéré comme le plus petit volume de matière permettant de reconstituer l'ensemble du renfort par répétitions et translations dans le plan ou dans la trois direction de l'espace et d'étudier des sollicitations élémentaires que peut subir un renfort. Le choix du VER est compliqué et n'est pas unique. La taille devrait être suffisamment grande par rapport à celle des composants matériaux afin de définir correctement les quantités globales d'intérêt, et simultanément cette taille devrait être assez petite pour des questions d'efficacité. Après la détermination du VER, le processus de génération de maillage du VER pour chaque renfort tissé interlock sera détaillé dans la section 3.3. Ensuite, à partir du modèle géométrique du VER la génération de maillage du renfort tissé non-déformé doit être abordée suivant les étapes :

- Lecture des informations du VER

A la suite de la génération de maillage du VER, cette première étape consiste à récupérer toute les données relatives au VER se trouvant dans un fichier de génération du VER. Principalement, sont compris les coordonnées des nœuds, les tableaux d'élément et les ensembles des nœuds où se trouvent sur chaque frontière. L'ensembles nommés $SetX^+$ représente les nœuds sur la frontière de la direction positive X, comme montré figure 3-5. Cette étape est primordiale car la modélisation du renfort est totalement basée sur elle.

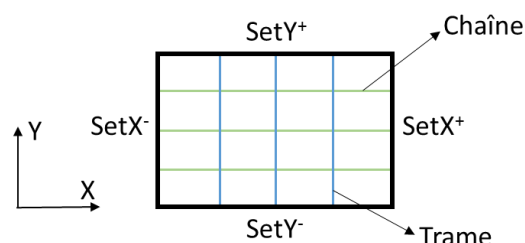


Figure 3-5 Les 4 ensembles de nœuds sur les frontières du VER

- Répétition du VER suivant la direction d'axe X (en m fois)

Cette étape consiste à répéter le VER suivant la directions X autant de fois qu'il le faut afin de pouvoir reconstituer le renfort tissé étudié. La répétition du VER se fait m fois suivant la direction X. Le principe est de repartir à chaque fois i ($i=1\dots m$) du VER initial et d'ajouter à la coordonnée suivant X de chaque nœud M_{ijk} (i, j, k signifie respectivement les fois de répétitions en X, Y et Z, ici $j=k=0$), la dimension suivant X (l_x) du VER multiplié par le numéro i de la répétition en cours. Les coordonnées suivant Y et Z restent inchangées (voir figure 3-6). Il faut noter que pendant la répétition du VER les doublages de nœuds existent sur les nœuds de frontières. C'est à dire, pour un nœud sur l'extrémités du VER suivant la direction X, un autre nœud correspondant qui a les mêmes coordonnées de Y et Z se trouve sur l'autre extrémité, car le VER est périodique. Donc ces doublages de nœuds seront fusionnés à chaque répétition pour assurer la cohérence et la continuité des mèches. De plus, les numéros des nœuds doivent être mise à jour après la suppression des doublages.

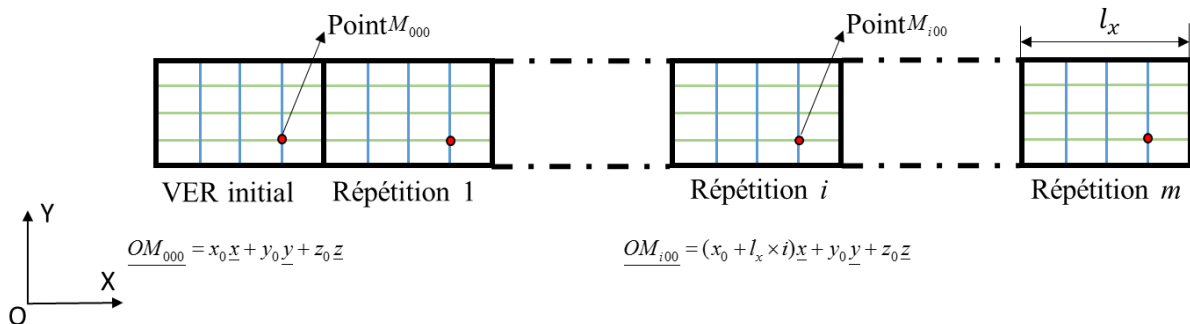


Figure 3-6 Schéma de répétition du VER suivant X

- Répétition du VER suivant la direction d'axe Y (en n fois)

Basée sur la géométrie obtenue par la deuxième étape, la répétition de l'ensemble se fait n fois suivant la direction Y. Comme indiqué figure 3-7, de la même manière que les répétitions suivant X, les répétitions du bloc obtenu ci-dessus suivant la direction Y augmente que les coordonnées Y de chaque nœud M_{ij0} , en restant constantes les coordonnées suivant X et Z. Les doublages de nœuds se situant à l'extrémité du bloc déjà créé par les répétitions suivant X doivent être fusionnés à chaque répétition. Ensuite, dans les nouveaux tableaux d'élément la mise à jour de numéros des nœuds est tenue en compte.

- Répétition du VER suivant la direction d'axe Z (en k fois)

Après les répétitions du VER suivant les directions X et Y jusqu'à la taille désirée, les répétitions suivant Z peut être effectuées par la même façon si nécessaire, par exemple dans le cas d'Interlock III.

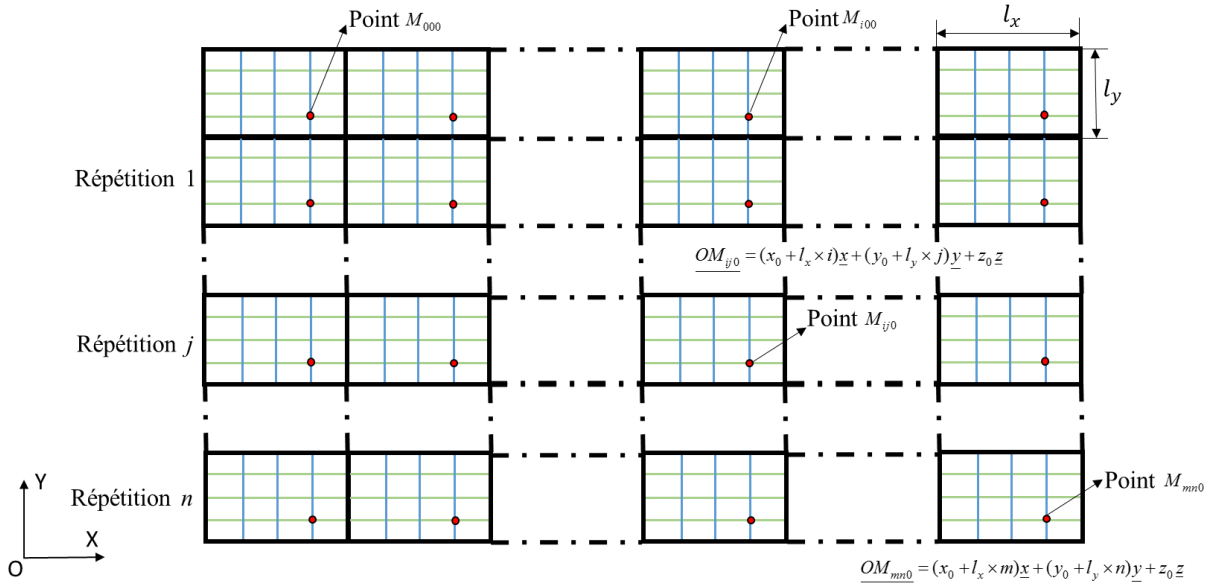


Figure 3-7 Schéma de répétition du VER suivant X et Y

Après ce processus de répétition en directions X, Y et Z, un renfort non-déformé de dimension $(m+1) \times (n+1) \times (k+1)$ multiple de celle d'un VER peut être obtenu avec des maillages de mèches à l'échelle mésoscopique. Pour calculer les déformations de ce renfort rapidement, des connaissances d'élément isoparamétrique seront utilisées.

3.2.2 Connaissances d'élément isoparamétrique

Dans les méthodes des éléments finis, les éléments isoparamétriques sont largement utilisés qui rendent la construction des fonctions de forme et le calcul de la matrice de rigidité grandement facilités. Lorsqu'on calcule la matrice de rigidité $[K]$ pour une structure complexe, soit on construit $[K]$ pour un certain nombre d'éléments de forme et de géométrie fixe, et il est nécessaire d'utiliser un grand nombre d'éléments pour mailler cette structure, soit des éléments à géométries variables sont utilisés, et il faut reconstruire à chaque fois. Dans ce cas dilemme, une solution courante consiste à utiliser des fonctions d'interpolation pour des éléments de forme non régulières pour décrire non seulement le champ de déplacement des éléments, mais également leur géométrie, tout en travaillant en coordonnées locales (ou coordonnées naturelles). À l'aide d'un jeu de fonctions de forme, à chaque élément réel avec des coordonnées spatiales (ou coordonnées globales), on associe un élément de référence avec des coordonnées locales. Les deux systèmes d'un élément hexaèdre à huit nœuds sont montrés sur la figure 3-8.

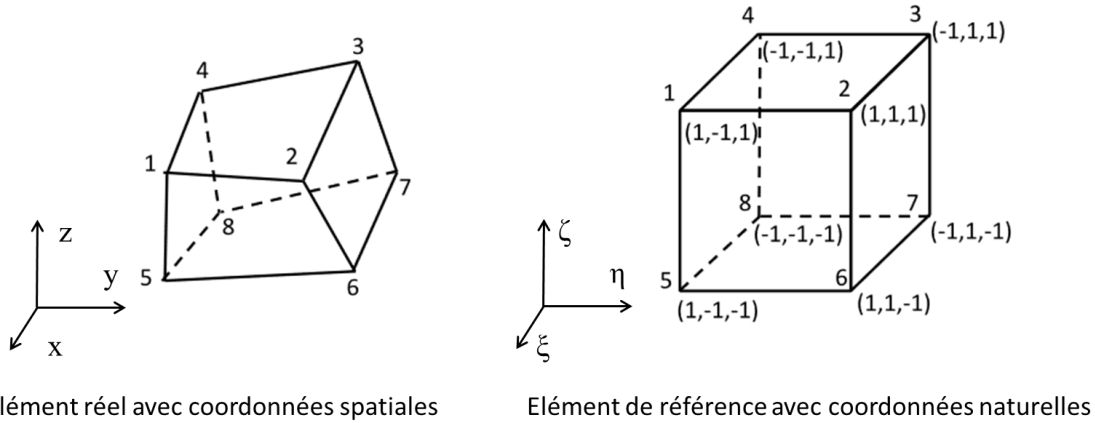


Figure 3-8 Elément réel et élément de référence

Représentation de la géométrie :

La géométrie d'un élément peut être exprimée en fonction des fonctions d'interpolation sous la forme suivante :

$$\begin{aligned}
 x(\xi, \eta, \zeta) &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) * X^i \\
 y(\xi, \eta, \zeta) &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) * Y^i \\
 z(\xi, \eta, \zeta) &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) * Z^i
 \end{aligned} \tag{3.1}$$

où :

- i est un indice de numéro de nœud, $i = 1 \dots 8$;
- $N_i(\xi, \eta, \zeta)$ est la fonction de forme ou fonction d'interpolation pour le nœud i ;
- ξ, η, ζ sont les coordonnées naturelles d'un point dans l'élément de référence qui sont dans le cadre de $(-1, 1)$;
- x, y, z sont les coordonnées spatiales d'un point de l'élément ;
- X, Y, Z sont les coordonnées spatiales des nœuds d'élément.

Pour un élément hexaédrique à 8 nœuds, les fonctions d'interpolation sont :

$$N_i = \frac{1}{8} (1 + \xi \cdot \xi_i) (1 + \eta \cdot \eta_i) (1 + \zeta \cdot \zeta_i) \tag{3.2}$$

avec ξ_i, η_i, ζ_i les coordonnées naturelles de nœud i d'élément.

La matrice jacobienne $[J]$ de la transformation géométrique qui fait passer de l'élément de référence à l'élément réel peut s'exprimer :

$$[J(\xi, \eta, \zeta)] = \frac{\partial(x, y, z)}{\partial(\xi, \eta, \zeta)} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \\ \frac{\partial x}{\partial \zeta} & \frac{\partial y}{\partial \zeta} & \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

Représentation du champ de déplacements :

Dans les éléments isoparamétriques, les fonctions d'interpolation qui définissent la transformation géométrique sont les mêmes fonctions pour le champ de déplacements :

$$\begin{aligned} u(\xi, \eta, \zeta) &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) * U^i \\ v(\xi, \eta, \zeta) &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) * V^i \\ w(\xi, \eta, \zeta) &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) * W^i \end{aligned} \quad (3.4)$$

où U^i , V^i , W^i sont les déplacements du nœud i d'élément macroscopique.

Pendant la transformation géométrique, seules les coordonnées spatiales d'un point varient en fonction de la position de l'élément réel et les coordonnées naturelles d'un point dans l'élément de référence restent constantes et donc intrinsèque à l'élément.

3.2.3 Méthode de transfert macro-méso à partir des analyses macroscopiques

Dans cette section, l'idée est de relier la modélisation mésoscopique des mèches à la simulation macroscopique du renfort tissé lors de la mise en forme basée sur les éléments isoparamétriques présentés ci-dessus. Si les analyses macroscopiques sont pertinentes, elles doivent conduire à des champs de déformations corrects (mais approchés) au niveau mésoscopique.

3.2.3.1 Superposition des structures non-déformés macroscopique et mésoscopique

Dans un premier temps, afin de définir un passage macro-méso la structure macroscopique qui est obtenu par les simulations macroscopiques dans chapitre 2 est remplie par les maillages mésoscopiques à grande échelle qui sont obtenus par les répétitions du VER dans la section 3.2.1. Ils ont les mêmes dimensions ou presque car les maillages mésoscopique du tissu ne peut être qu'un multiple de ceux de VER. Illustré figure 3-9, les fils verts et bleus indiquent les maillages de mèches de chaîne et trame, et les fils rouges signifient les maillages du renfort lors de la mise en forme. Les deux structures aux échelles différentes se superposées au moyen de supprimer des décalages de position entre les deux structures. Dans la configuration initiale, les maillages mésoscopiques et macroscopiques sont considérés orthogonaux.

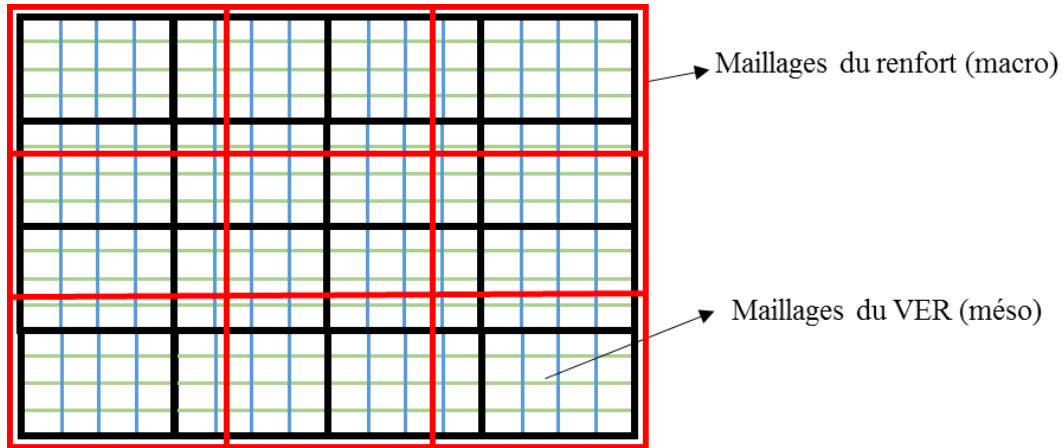


Figure 3-9 Superposition des structures aux échelles mésoscopique et macroscopique

3.2.3.2 Calcul des coordonnées naturelles des nœuds mésoscopiques

Après la superposition, les maillages mésoscopiques sont bien dans le cadre des maillages macroscopiques du renfort. Pour chaque nœud des maillages de mèches qui est dit ‘nœud mésoscopique’, on peut le correspondre à un élément macroscopique où se trouve ce nœud mésoscopique. C’est à dire, on adresse un nœud mésoscopique au élément macroscopique auquel ce nœud mésoscopique appartient. Maintenant, on peut citer le concept de l’élément isoparamétrique. Dans la figure 3-10, les points rouges sont les nœuds d’élément de la structure macroscopique, et le point bleu représente un nœud mésoscopique qui appartient à cet élément macroscopique. Pendant la transformation, les coordonnées naturelles de ce point mésoscopique bleu dans cet élément restent identiques dans la base réelle ou dans la base de référence. Similaire à l’équation (3.1), dans le cas de transfert macro-mésos on peut écrire comme :

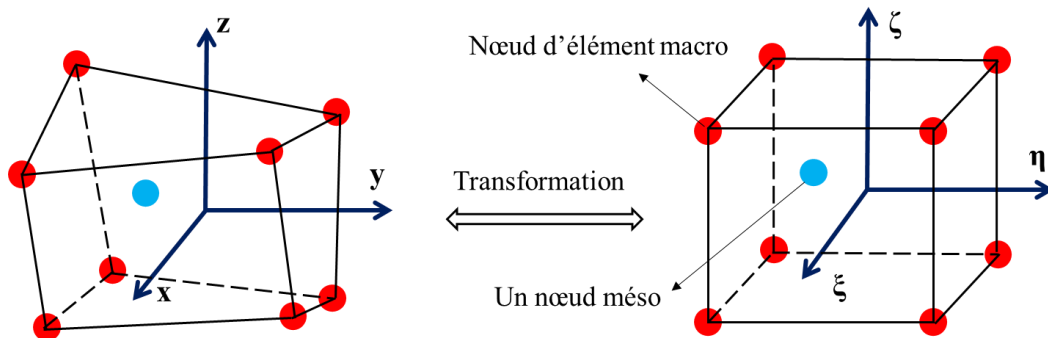


Figure 3-10 Un nœud méso appartenant à l’élément macro dans la base réelle et de référence

$$\underline{\lambda}_{\text{mésos}}(\xi, \eta, \zeta) = \sum_{i=1}^8 \underline{N}_i(\xi, \eta, \zeta) \cdot \underline{X}_{\text{macro}}^i(x, y, z) \quad (3.5)$$

Dans la base de référence, on peut calculer les coordonnées naturelles du nœud mésoscopique quelconque dans l’élément macroscopique non-déformé. Les fonctions de forme sont identiques pour la transformation géométrique et le champ de déplacements. Supposons les coordonnées naturelles du nœud mésoscopique connues, les coordonnées spatiales du nœud mésoscopique peuvent être calculées grâce aux positions déformées des nœuds d’élément macroscopique qui sont obtenues par les simulations macroscopiques. Le calcul des

coordonnées naturelles par l'équation (3.5) est alors un problème essentiel à résoudre. Afin de pallier ce problème qui est fortement non-linéaire, est choisi l'algorithme de Newton-Raphson.

Avant de calculer les coordonnées naturelles, il est nécessaire de déterminer des numéros d'élément où se situe le nœud mésoscopique ou le point bleu figure 3-10. L'équation en dessous peut être utilisée pour identifier l'élément macroscopique appartenant :

$$\begin{cases} X_{macro_min}^j \leq x_{més0} \leq X_{macro_max}^j \\ Y_{macro_min}^j \leq y_{més0} \leq Y_{macro_max}^j \\ Z_{macro_min}^j \leq z_{més0} \leq Z_{macro_max}^j \end{cases} \quad (3.6)$$

où $x_{més0}$, $y_{més0}$, $z_{més0}$ sont les coordonnées spatiales/globales du nœud mésoscopique et $X_{macro_min}^j$, $Y_{macro_min}^j$, $Z_{macro_min}^j$, $X_{macro_max}^j$, $Y_{macro_max}^j$, $Z_{macro_max}^j$ sont respectivement les coordonnées minimums et maximums des nœuds d'élément macroscopique avec numéro j où se trouve ce nœud mésoscopique.

L'algorithme de Newton-Raphson consiste à linéariser une fonction en un point n et à prendre le point $n+1$ d'annulation de cette linéarisation comme approximation du zéro recherché. On réitère ensuite cette procédure en l'approximation obtenue autant de fois qu'il faut pour se rapprocher de la solution. Dans notre cas, pour déterminer les coordonnées naturelles de ce nœud mésoscopique, l'idée consiste à minimiser la distance d entre un point flottant λ_{mobile} avec le point d'approximation $\lambda'_{més0}$ d'un zéro de la fonction (voir figure 3-11).

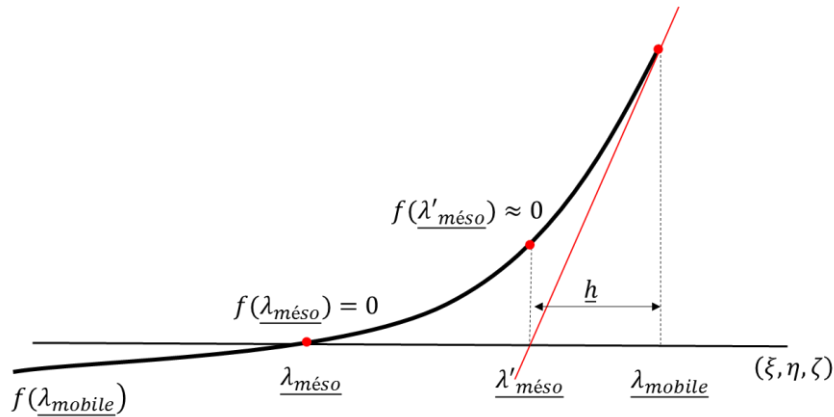


Figure 3-11 L'obtention du point d'approximation

$$d^2 = \left| \lambda'_{més0} - \lambda_{mobile} \right|^2 = \left| f(\lambda_{mobile}) \right|^2 \quad (3.7)$$

Soit $\lambda'_{més0} = \underline{h} + \lambda_{mobile}$, avec \underline{h} l'écart entre le nœud méso et les nœuds mobiles. Puisque le choix du point d'estimation initial est important pour la qualité du résultat, il doit être suffisamment proche du point réel. Le premier valeur de $\lambda_{mobile}(\xi, \eta, \zeta)$ est pris comme $\lambda_{mobile}(\xi, \eta, \zeta) = \lambda_{mobile}(0, 0, 0)$ pour tous les nœuds mésoscopiques à calculer. Ici, une approximation linéaire de ce point mésoscopique est utilisée par un développement de Taylor au premier ordre.

$$f(\lambda'_{més0}) = f(\lambda_{mobile} + \underline{h}) = f(\lambda_{mobile}) + \underline{h} \cdot \underline{J} \left(f(\lambda_{mobile}) \right) \approx 0 \quad (3.8)$$

où $\underline{J}(f(\lambda_{mobile}))$ est la matrice de jacobienne qui est définie dans l'équation (3.3). Dans notre cas, la matrice de jacobienne peut s'exprimer comme :

$$\underline{J}(f(\lambda_{mobile})) = \begin{bmatrix} \frac{\partial f(\lambda_{mobile})_1}{\partial \xi} & \frac{\partial f(\lambda_{mobile})_2}{\partial \xi} & \frac{\partial f(\lambda_{mobile})_3}{\partial \xi} \\ \frac{\partial f(\lambda_{mobile})_1}{\partial \eta} & \frac{\partial f(\lambda_{mobile})_2}{\partial \eta} & \frac{\partial f(\lambda_{mobile})_3}{\partial \eta} \\ \frac{\partial f(\lambda_{mobile})_1}{\partial \zeta} & \frac{\partial f(\lambda_{mobile})_2}{\partial \zeta} & \frac{\partial f(\lambda_{mobile})_3}{\partial \zeta} \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

On souhaite minimiser la fonction $f(\lambda_{mobile})$ donc :

$$\lambda'_{més0} = \lambda_{mobile} + \underline{h} = \lambda_{mobile} - \underline{J}^{-1}(f(\lambda_{mobile})) \cdot f(\lambda_{mobile}) \quad (3.10)$$

En fonction de cette équation, le point d'approximation $\lambda'_{més0}$ est plus proche de la vraie solution $\lambda_{més0}$ que le point mobile λ_{mobile} . Donc on peut prendre $\lambda'_{més0}$ comme le λ_{mobile} dans la prochaine itération. Il découle de ce raisonnement donc d'effectuer des itérations successives jusqu'à une approximation assez proche de la vraie solution $\lambda_{més0}$. L'équation est ainsi modifiée pour prendre en compte les itérations :

$$\lambda_{mobile(n+1)} = \lambda_{mobile(n)} - \underline{J}^{-1}(f(\lambda_{mobile(n)})) \cdot f(\lambda_{mobile(n)}) \quad (3.11)$$

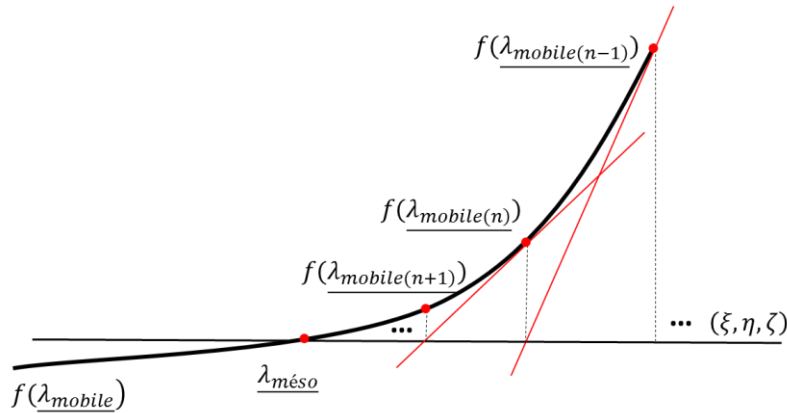


Figure 3-12 L'algorithme de Newton-Raphson dans notre cas

3.2.3.3 Calcul la structure déformée à l'échelle de mèches

Les coordonnées naturelles pour tous les nœuds mésoscopiques des VERs dans les éléments macroscopiques correspondants peuvent être calculées à partir du renfort non-déformé de la simulation et du tissu obtenu par des répétitions de VER. Donc afin d'obtenir les déformations des mèches à grande échelle, on peut utiliser l'équation (3.5) de nouveau, mais dans la configuration déformée au lieu de la configuration initiale. En connaissant la terme de fonctions de forme $N_i(\xi, \eta, \zeta)$ associée aux coordonnées naturelles des nœuds mésoscopiques et la terme $X_{macro}^i(x, y, z)$ liée aux coordonnées des nœuds d'élément du renfort après la déformation, les

déplacements et les déformations des mèches peuvent être calculées facilement en fonction de l'équation (3.5).

3.2.4 Post-traitement par les invariants physiques

De manière à visualiser les résultats dans le logiciel ParaView [AYA 15], le post-traitement basé sur les invariants physiques à l'échelle mésoscopique est implanté dans les codes. Les structures mésoscopiques de VER sont maillées par les éléments finis prismatiques et hexaèdres. Seuls les invariants physiques définis sur les prismes éléments sont détaillés, car seules les fonctions de forme sont différentes au cours du calcul des invariants physiques dans les éléments hexaèdres.

3.2.4.1 Modes de déformation des mèches isotrope transverse

Une mèche est un assemblage de fibres orientées approximativement dans la même direction. On trouve que cet assemblage est suffisamment compact pour que les fibres ne puissent pas se déplacer de manière indépendante. Cela permet de considérer les mèches comme un matériau continu. Selon l'étude de [BAD 08b], la distribution des fibres dans une section de la mèche est isotrope dans les sections, et les mèches sont supposées isotrope transverse. Cela conduit à une direction privilégiée qui suit la direction de mèche. Basé sur les coordonnées initiales et déformées des nœuds mésoscopiques de VER, les invariants physiques associés à chaque mode de déformation de mèches seront calculés.

Similaire comme la description de mode de déformation des renforts dans la section 2.2.2.2, une description de 4 modes de déformation à l'échelle de mèches qui découlent directement de la microstructure de la mèche sera introduite. Ces modes de déformations de mèches illustrés sur la figure 3- sont : l'élongation dans la direction des fibres, la compaction dans le plan transverse, la distorsion dans le plan transverse et le cisaillement. Dans la loi de comportement hyperélastique des mèches, des invariants physiques correspondant à chacun des modes de déformation précédents sont définis de la même façon comme présenté dans la section 2.2.2.3 afin d'exprimer les énergies de déformation de la mèche.

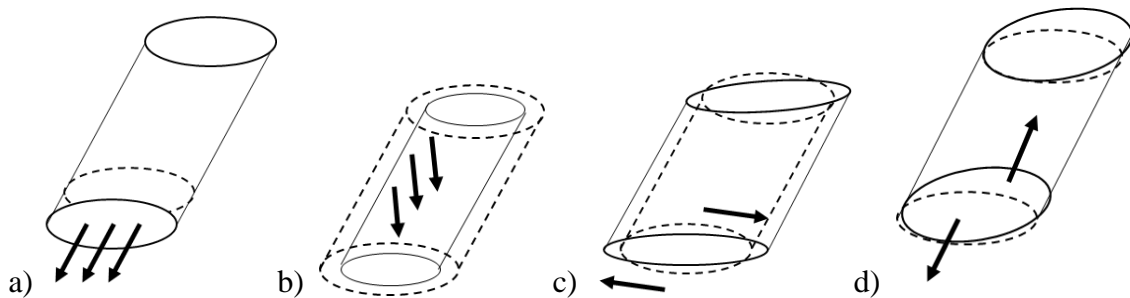


Figure 3-13 Modes de déformation de la mèche : (a) élongation (b) compaction (c) distorsion (d) cisaillement

3.2.4.2 Définitions des bases covariantes et contravariantes

Dans une base $\{\underline{M}, \underline{N}_1, \underline{N}_2\}$, les mèches sont caractérisées comme un matériau isotrope transverse par un vecteur (normé) \underline{M} qui représente la direction principale en configuration initiale. Cela permet de définir un tenseur structural $\underline{\underline{M}} = \underline{M} \otimes \underline{M}$ qui peut être utilisé pour calculer les invariants classiques. Afin de suivre la direction des mèches pendant des grandes transformations, il est nécessaire de définir une base matérielle locale.

Dans les éléments isoparamétriques à six nœuds, pendant la transformation géométrique les fonctions de forme des déplacements sont identiques aux celles de la géométrie. Si on connaît les coordonnées matérielles d'un point permettant de positionner ce point au sein d'un élément dans la configuration de référence, on pourra alors déduire la position de ce point, en fonction des coordonnées matérielles, dans n'importe quelle configuration réelle de l'élément. Ce positionnement est interpolé par les six nœuds d'élément, comme le cas dans l'élément hexaédrique à huit nœuds.

$$\underline{x}^S(\xi, \eta, \zeta) = \sum_{i=1}^6 N_i(\xi, \eta, \zeta) * \underline{X}_i \quad (3.12)$$

- ξ, η, ζ sont les coordonnées naturelles d'un point dans l'élément ;
- \underline{x}^S sont les coordonnées spatiales d'un point de l'élément ;
- \underline{X}_i sont les coordonnées spatiales des nœuds d'élément.

Les fonctions de forme peuvent s'écrire :

$$N(\xi, \eta, \zeta) = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} (1-\zeta)(1-\xi-\eta) \\ (1-\zeta)\xi \\ (1-\zeta)\eta \\ (1+\zeta)(1-\xi-\eta) \\ (1+\zeta)\xi \\ (1+\zeta)\eta \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

La base covariante \underline{g}_i dans la configuration actuelle peut être déterminée par les fonctions de forme et les coordonnées des nœuds d'élément :

$$\underline{g}_i = \frac{\partial \underline{x}^S}{\partial \underline{x}^I(\xi, \eta, \zeta)} = \sum_{i=1}^6 \frac{\partial N_i}{\partial \underline{x}^I} * \underline{X}_i = \sum_{i=1}^6 \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} & \frac{\partial N_i}{\partial \eta} & \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \end{bmatrix} * \underline{X}_i \quad (3.14)$$

avec \underline{x}^S et \underline{x}^I les coordonnées spatiales et naturelles des nœuds dans l'élément. Illustré figure 3-14, on définit la base covariante \underline{g}_i dans l'élément déformé et la base covariante \underline{G}_i dans l'élément non-déformé (le point original est au milieu du fil avec les coordonnées matérielles (0, 0, 0)).

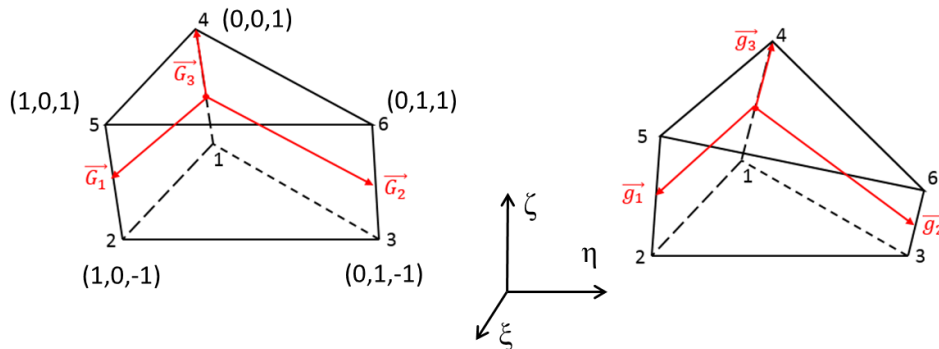


Figure 3-14 Définition des bases covariantes dans l'élément non-déformé et déformé

$$\begin{cases} \underline{g}_1 = \frac{(x_2 - x_1) + (x_5 - x_4)}{2} \\ \underline{g}_2 = \frac{(x_3 - x_1) + (x_6 - x_4)}{2} \\ \underline{g}_3 = \frac{(x_4 - x_1)}{2} \end{cases} \quad \begin{cases} \underline{G}_1 = \frac{(\underline{X}_2 - \underline{X}_1) + (\underline{X}_5 - \underline{X}_4)}{2} \\ \underline{G}_2 = \frac{(\underline{X}_3 - \underline{X}_1) + (\underline{X}_6 - \underline{X}_4)}{2} \\ \underline{G}_3 = \frac{(\underline{X}_4 - \underline{X}_1)}{2} \end{cases} \quad (3.15)$$

avec x_i et \underline{X}_i ($i=1-6$) sont les coordonnées des nœuds d'élément prismatique dans la configuration déformée et dans la configuration initiale. Par convention on notera \underline{g}^i et \underline{G}^i les bases contravariantes correspondant respectivement à \underline{g}_i et \underline{G}_i telles que :

$$\begin{aligned} \underline{g}_i \cdot \underline{g}^j &= \delta^{ij} \\ \underline{G}_i \cdot \underline{G}^j &= \delta^{ij} \end{aligned} \quad (3.16)$$

où δ^{ij} correspond à la matrice identité.

De la même manière, la base covariante \underline{g}_i et la base covariante \underline{G}_i des éléments finis hexaèdre à huit nœuds peuvent être obtenues à partir les fonctions de forme.

3.2.4.3 Calcul des invariants physiques

A partir des base covariantes \underline{g}_i et contravariantes \underline{G}^i définies ci-dessus, nous pouvons calculer le tenseur de déformation \underline{F} puis le tenseur de Cauchy green $\underline{C} = \underline{F}^T \cdot \underline{F}$. Nous utilisons la formule suivant :

$$\underline{F} = \underline{g}_i \otimes \underline{G}^i \quad (3.17)$$

Ensuite, les invariants classiques des éléments mésoscopiques peuvent s'écrire :

$$\begin{aligned} I_1 &= Tr(\underline{C}); \quad I_2 = \frac{1}{2} (Tr(\underline{C})^2 - Tr(\underline{C}^2)); \quad I_3 = Det(\underline{C}) \\ I_4 &= \underline{C} : \underline{M} = \underline{M} \cdot \underline{C} \cdot \underline{M}; \quad I_5 = \underline{C}^2 : \underline{M} = \underline{M} \cdot \underline{C}^2 \cdot \underline{M} \end{aligned} \quad (3.18)$$

En effet, le vecteur \underline{M} qui correspond à la direction principale de la mèche est le vecteur normé \underline{G}_3 , sous la forme suivante :

$$\underline{M} = \frac{\underline{G}_3}{|\underline{G}_3|} \quad (3.19)$$

Selon les travaux de Charmetant [CHA 11b], les invariants physiques normalisés associés à chaque mode de déformation dans la section 3.2.4.1 seront donc utilisés pour décrire la transformation de la mèche :

$$I_{\text{elong}} = \frac{1}{2} \ln \sqrt{I_4} \quad (3.20)$$

$$I_{\text{comp}} = \frac{1}{4} \ln \sqrt{\frac{I_3}{I_4}} \quad (3.21)$$

$$I_{dis} = \frac{1}{2} \ln \left(\frac{I_1 I_4 - I_5}{2\sqrt{I_3 I_4}} + \sqrt{\left(\frac{I_1 I_4 - I_5}{2\sqrt{I_3 I_4}} \right)^2 - 1} \right) \quad (3.22)$$

$$I_{cis} = \sqrt{\frac{I_5}{I_4} - 1} \quad (3.23)$$

Une fois ces invariants physiques calculés, nous pourrions visualiser les déformations sur chaque mode de déformation de l'élément. Basé sur les coordonnées initiales et déformées des nœuds mésoscopiques de VER, les invariants physiques associés à chaque mode de déformation de mèches seront calculés.

3.2.4.4 Tests élémentaires

De manière à vérifier l'implémentation du post-traitement, quatre tests associés aux modes de déformation sont mis en œuvre. Lors de ces tests, deux types de grandeurs calculés de façon théorique sont comparés avec ceux calculés par simulation : des tenseurs de déformation $\underline{\underline{F}}$ et les invariants physiques.

Dans les tests élémentaires, deux éléments prismatiques de deux longueurs a sont compris. Par rapport à chaque mode de déformation, les conditions aux limites et les chargements en déplacements $0.2a$ imposés sont donnés par les figures ci-dessous, ainsi que les résultats des tenseurs de déformation et des invariants physiques. Selon les tenseurs de déformation, les résultats par simulation sont en bon accord avec ceux théoriques. On peut aussi constater que dans chaque mode de déformation, sauf l'invariant physique lié à ce mode de déformation les autres invariants restent zéros. Cela permet de vérifier la bonne implémentation du post-traitement des éléments des mèches.

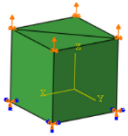
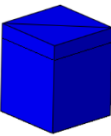
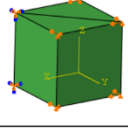
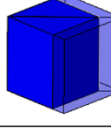
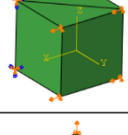
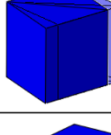
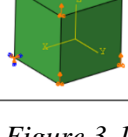
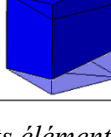
Mode de déformation	Configuration initiale	Configuration initiale et déformée	Tenseur de déformation	Invariant physique			
				$I_{\text{élong}}$	I_{comp}	I_{dis}	I_{cis}
Elongation			$\underline{\underline{F}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1.2 \end{bmatrix}$	0,182	0,0	0,0	0,0
Compression			$\underline{\underline{F}} = \begin{bmatrix} 0.8 & 0 & 0 \\ 0 & 0.8 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	0,0	-0,223	0,0	0,0
Distorsion			$\underline{\underline{F}} = \begin{bmatrix} 1 & 0.2 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	0,0	0,0	0,099	0,0
Cisaillement			$\underline{\underline{F}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ -0.2 & 0.2 & 1 \end{bmatrix}$	0,0	0,0	0,0	0,283

Figure 3-15 4 tests élémentaires de l'implémentation du post-traitement

3.3 Modélisation géométrique du VER à partir d'images de tomographie X

3.3.1 La technique tomographie

Pour observer et analyser l'architecture interne du tissu composite, la tomographie à rayons X qui est une technique non destructive peut être un outil efficace. Le principe s'appuie sur les propriétés d'atténuation des rayons X par la matière et sur l'enregistrement du rayonnement transmis à travers l'objet, principe de la radiographie. Les données collectées à la suite d'une investigation complète du renfort interlock à étudier permettent de reconstruire la géométrie 3D au cœur de l'échantillon par des méthodes mathématiques. Les modélisations géométriques du VER dans ce manuscrit sont effectuées à partir des données de tomographie X sous le format d'images.

Le schéma de principe d'un tomographe à rayons X est illustré dans la figure 3-16. Il comprend une source, une platine de rotation et un détecteur de rayons X. Le détecteur va convertir les rayons X en lumière visible par un matériau luminescent. L'image ainsi formée est agrandie et projetée par une optique sur un capteur CCD. On effectue des radiographies en faisant varier l'angle de vue de l'objet afin d'obtenir un jeu correspondant à un tour complet de l'objet.

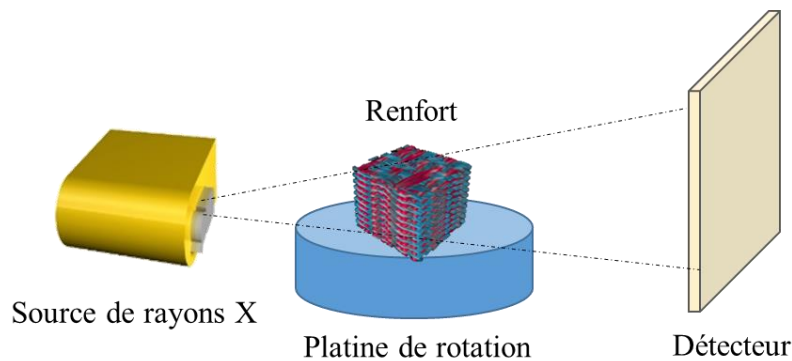


Figure 3-16 Schéma de principe d'un tomographe à rayons X

La tomographie à rayons X permet de reconstruire la structure interne d'un objet solide tridimensionnel en prenant l'image bidimensionnelle de coupes ou de projections, c'est-à-dire qu'un processus d'imagerie tomographique peut produire une image complète représentant l'objet original à l'aide des tranches d'image de l'objet. Ainsi, grâce au modèle de reconstruction, nous pouvons visualiser les caractéristiques à l'intérieur d'objets solides opaques et acquérir des informations numériques sur les propriétés et les géométries des objets. La technologie de tomographie a de nombreuses applications dans de nombreux domaines, tels que les domaines médical et industriel.

Dans notre étude, cette technique de la tomographie aux rayons X est utilisée pour fournir une observation mésoscopique des renforts tissés interlocks, dans le but de la reconstruction du modèle RVE mésoscopique. Par rapport aux autres méthodes d'observation, telle que l'ajout de résine pour maintenir les renforts et obtenir des coupes, la technique tomographie a un avantage intéressant : il n'est pas nécessaire de toucher l'échantillon pour l'observer à cœur. Grâce à cet avantage, on peut observer des renforts secs au repos afin de construire la géométrie des mèches, ainsi que comparer les déformations des mèches avec celles obtenues par simulation.

Le paramètre important dans le test de tomographie est la résolution. La source de rayons X étant conique, il est facile d'obtenir une large gamme de résolution de 1.5 μm à 80 μm en plaçant l'échantillon à différentes distances entre la source et le détecteur. La résolution adoptée pour un scan est prise en compte d'un compromis entre la taille de l'éprouvette et la résolution requise pour les plus petits éléments à observer. Par exemple, la valeur de résolution de 40 μm est suffisante pour Interlock I.

3.3.2 Modélisation géométrique du VER des renforts interlocks

Afin d'obtenir la géométrie réelle du renfort le plus proche possible, la technologie de tomographie à rayons X présentée ci-dessus est choisie pour établir les modèles géométriques du RVE. Pour démontrer l'efficacité de la méthode macro-méso proposée, nous avons choisi trois types des renforts tissés décrits dans la section 1.2.4 qui ont des différentes armures et architectures. Dans le cadre de cette thèse, les modélisations géométriques de ces trois types de renforts tissés interlocks ont été réalisées. Pour cela, il faut obtenir les reconstructions géométriques à partir des séries d'images tomographiques sous forme 2D effectuées par tranche depuis l'extérieur des renforts interlocks. La reconstruction géométrique du VER d'Interlock I a été réalisée à l'aide du logiciel CATIA V5 dans le cadre de cette thèse. Par rapport aux 2 autres, le modèle d'Interlock II est proposé par Naouar [NAO 15] avec une méthode directe utilisant la microtomographie à rayon X, et le modèle d'Interlock III utilisé est développé par Azehaf [AZE 17] sous le logiciel CATIA.

3.3.2.1 Reconstruction CAO du VER d'Interlock I

Dans les méthodologies classiques de modélisation par balayage, le modèle géométrique peut être obtenu en balayant la section transversale le long d'une trajectoire de la ligne moyenne de chaque mèche correspondante. Etant donné que les trajectoires de la ligne moyenne varient, les trajectoires sont normalement construites par la combinaison de segments droits, de paraboles, de sinusoides, de polynômes, etc. Les interpénétrations possibles entre mèches peuvent être susceptibles de se produire dans la zone de contact. De plus, prenant en compte l'architecture spécifique de notre interlock étudiée, à savoir la grande changement d'ondulation longitudinale et les variations complexes de section dans les directions de chaîne et de trame, il est difficile de générer la maille élémentaire qui dispose de la même l'architecture que le renfort tomographique par les logiciels généraux. Par exemple, un des logiciels les plus utilisés TexGen qui fournit des sections plus régulières et dont les mèches de trame sont toute horizontales. Cependant, par des coupes tomographiques de la direction chaîne et trame présentés sur figure 1-8, on peut observer que les mèches de chaîne ont une large ondulation au long de la mèche, mais aussi les mèches de trame ont une orientation qui varie évidemment en fonction de leurs positions relatives aux mèches de chaîne. Ceci rend la modélisation géométrique plus compliquée. Alors, nous proposons un simple modèle de reconstruction 3D tomographique en prenant en compte les trajectoires réelles de la ligne moyenne des mèches de chaîne et trame et les sections transversales simplifiées des mèches.

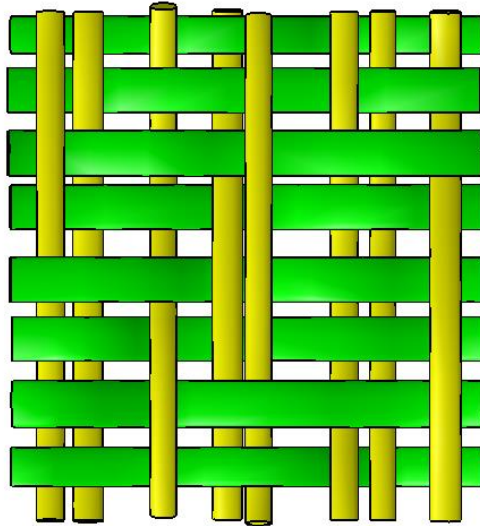
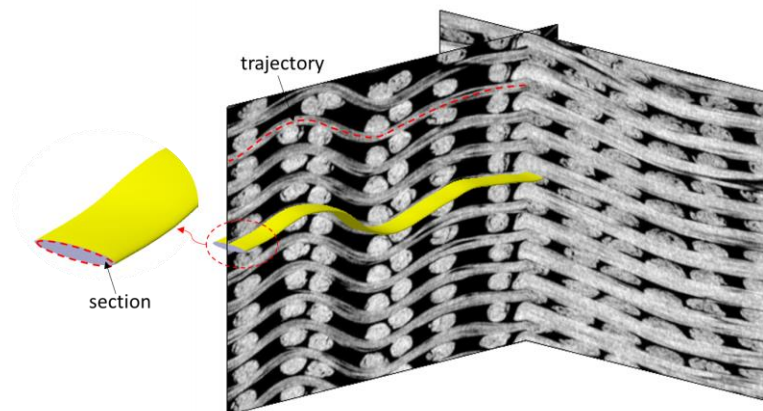


Figure 3-17 Les positions relatives des deux réseaux dans un VER

Cet interlock est périodique, chaque couche comprend huit mèches de chaîne et huit mèches de trame, comme illustré figure 3-17 les positions relatives des deux réseaux dans un VER. En effet, on peut noter que dans la direction d'épaisseur le renfort tissé est périodique sauf les bords supérieur et inférieur du tissu. Indépendamment de l'effet de frontière, nous construisons un modèle du VER avec six couches et nous intéressons aux deux couches au milieu.

Le modèle CAO mésoscopique du VER est reconstruit à partir des images de coupe tomographiques en 2D suivant les directions de chaîne et trame. Ce modèle est assez complexe en raison des ondulations complexes et variées des mèches dans les directions chaîne et trame. Les sections des mèches de chaîne et trame sont simplement considérées comme des ellipses comme dans la plupart des littératures. Leurs tailles de section sont un peu plus petites que la réalité en prenant en compte des interpénétrations possibles entre mèches. De plus, les trajectoires sont dessinées en respectant les lignes moyennes réelles sur tomographies. Comme indiqué figure 3-18, la section transversale et la trajectoire réelle de la ligne moyenne d'une même mèche sont créées dans le même espace, puis la géométrie de cette mèche peut être générée par le balayage de la section le long de cette trajectoire réelle. Les mèches jaunes et vertes représentent respectivement les mèches de chaîne et de trame.



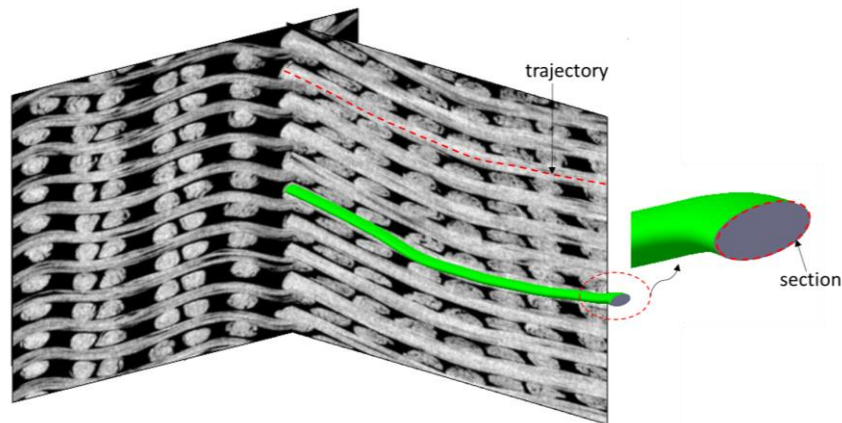


Figure 3-18 Construction de mèche chaîne/trame à partir des tomographies

Lors du balayage, la section de chaque mèche modélisée sous la forme d'une ellipse est supposée constante le long de la direction de la trajectoire. Du fait de cette simplification, il en résulte une apparition de petit écart entre les mèches, ce qui est inévitable. Dans CATIA V5, les trajectoires des lignes moyennes des mèches sont obtenues à partir de la tomographie, ce qui permet d'exprimer la position et l'ondulation réelle des mèches dans la structure interne du renfort. Pour assurer que le VER soit exactement périodique, les deux extrémités de chaque mèche dans un VER doivent être au même niveau horizontal et les lignes moyennes de chaque mèche doivent avoir la même courbure aux extrémités. Pour pallier ce problème, il faut que les deux points d'extrémité d'une trajectoire de mèche soient sur la même ligne horizontale et ont le même angle de tangente.

Cette méthode est assez simple et efficace dans ce cas d'Interlock I pour considérer les caractérisations géométriques des mèches, telles que embuvages, largeurs et sections transversales de mèches. Ce modèle de CAO est maillé dans Abaqus par des éléments d'hexaèdre triangulaires linéaires à 8 nœuds avec une intégration complète (voir figure 3-19) qui peuvent éviter les phénomènes d'hourglassing possibles.

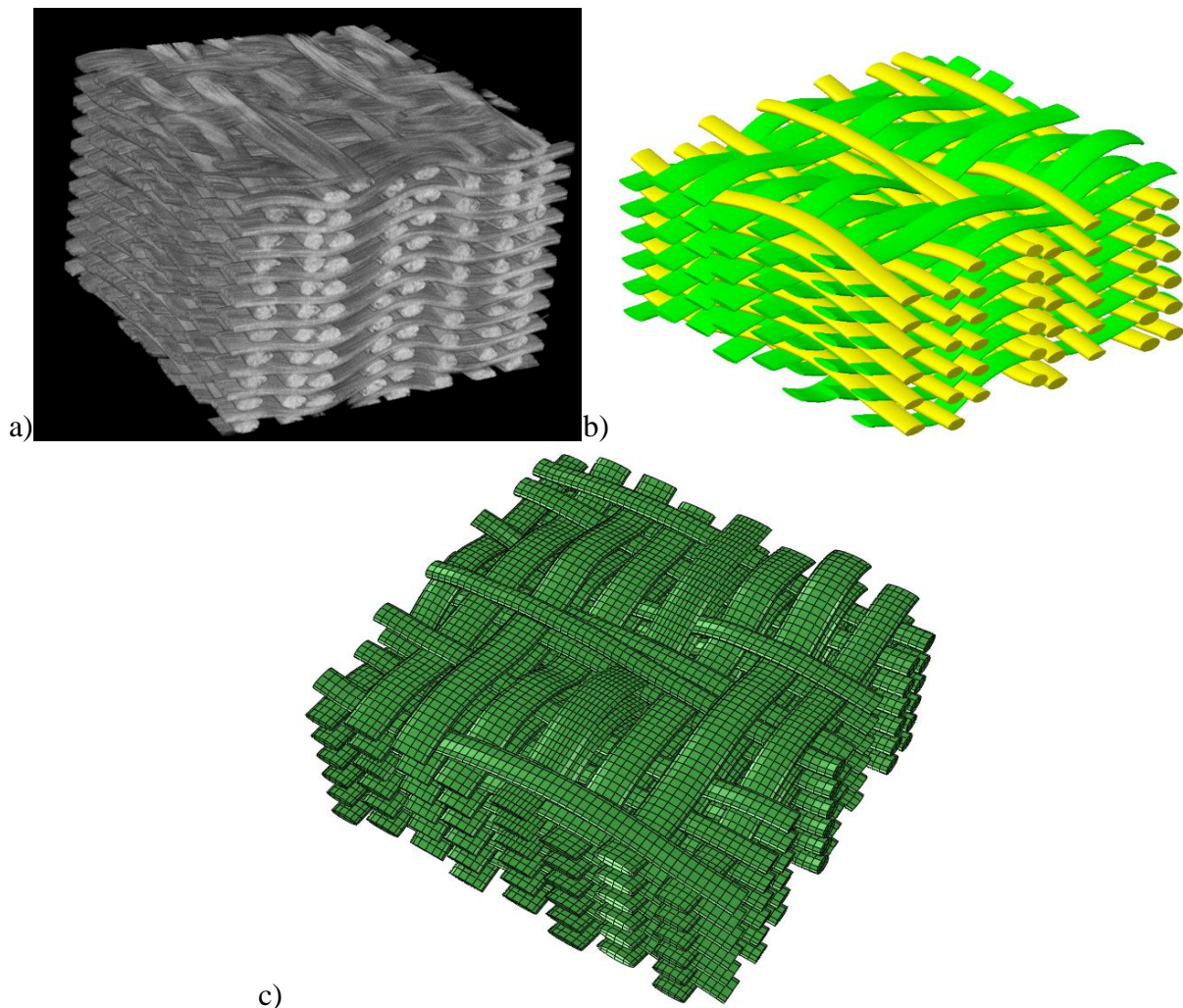


Figure 3-19 Modélisation géométrique du VER : a) modèle tomographique en vue 3D b) modèle géométrique sous CATIA c) modèle maillé par des éléments hexaédriques

3.3.2.2 Reconstruction CAO du VER d'Interlock II

L'armure du renfort Interlock II est différente de celle d'Interlock I par rapport à la direction d'épaisseur, qui dispose de trois couches de chaînes et quatre couches de trames non intercalées entre elles avec une épaisseur de 3.2 mm. En particulier, sauf les mèches de chaîne et de trame, le troisième type de mèche, ou une mèche liante orthogonale englobant les chaînes et trames dans l'épaisseur existe dans une cellule élémentaire représentative. La présence de ces mèches liantes introduit le couplage de déformation dans le plan et hors du plan. Cette armure du renfort tissé interlock est plus régulière que celle d'Interlock I. Dans les travaux de Naouar [NAO 15], la reconstruction géométrique est réalisée par une méthode directe utilisant la microtomographie à rayons X basée sur la géométrie réelle de l'armure textile.

Cette méthode directe consiste à générer la géométrie du renfort et son maillage directement basé sur les images de microtomographie. Pour cela, il faut d'abord segmenter les images de manière à différencier les différentes composantes d'une image, c'est-à-dire les mèches de chaîne et les mèches de trame. La segmentation d'image peut être réalisée par deux méthodes. La première est une méthode de segmentation basée sur le calcul du tenseur de structure, ou la matrice du gradient de l'image pour chaque pixel. Depuis cette matrice, les informations sur l'orientation privilégiée de chaque pixel de l'image peuvent être obtenues. Ensuite,

l'assemblage d'orientation de l'image est seuillé selon le sens chaîne ou trame. Finalement, les images segmentées sont obtenues par certaines opérations de morphologies mathématiques sur ces images seuillées. La deuxième méthode basée sur l'analyse de la texture est plus convenable quand les sections de mèches possèdent un aspect filamenteux. Ici, la matrice de cooccurrence des niveaux de gris de l'image est utilisée pour mesurer le nombre d'apparitions des paires de valeurs de pixels situés à une certaine distance dans l'image. Dans cette matrice, quatre paramètres caractéristiques permettent de seuiller correctement les images tomographiques et d'obtenir une segmentation d'image. Enfin les contours des mèches sont clairement identifiés.

Après les traitements des images de microtomographie, il reste à générer les maillages à partir de ces images segmentées. Les éléments prismatiques sont construits par un jeu de projection en s'appuyant sur des triangulations de Delaunay des sections transverses le long des mèches. Ces éléments sont capables de s'adapter à la forme de mèche. Les faces extérieures des mèches qui sont maillées en quadrangles permettent de mieux traiter le problème de contact entre les surfaces des mèches. De plus, ils ont le nombre beaucoup moins que des éléments tétraédriques. Figure 3- montre l'image segmenté et le modèle géométrique maillé (C3D6 dans Abaqus).

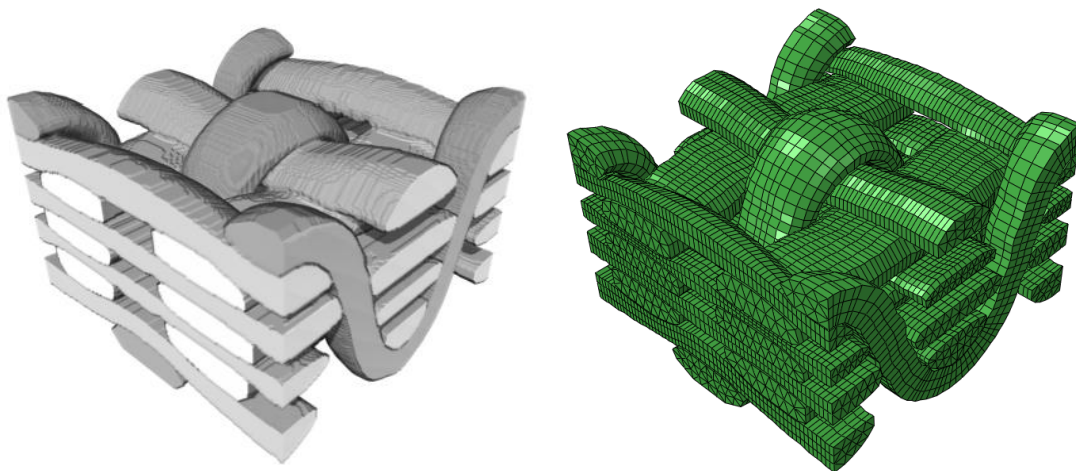


Figure 3-20 Renfort tissé interlock orthogonal segmenté et son modèle géométrique maillé [NAO 15]

3.3.2.3 Reconstruction CAO du VER d'Interlock III

Par rapport à l'Interlock III avec une épaisseur de 15 mm, l'armure est relativement simple car les orientations des mèches de trame sont horizontales et constantes. Une vue en coupe dans l'image tomographie en vue 3D suivant le sens trame permet de mesurer l'amplitude de l'embuvage et de générer une forme géométrique aux sections des mèches chaîne. On peut constater que ce tissu interlock est fortement déséquilibré selon les largeurs et les embuvages des mèches chaîne et trame. En réalité, le liage dans l'épaisseur est de type « layer-to-layer », on peut alors supposer que cet interlock a une périodicité tridimensionnelle. Donc le comportement du VER montré figure 3-21 peut représenter du milieu macroscopique.

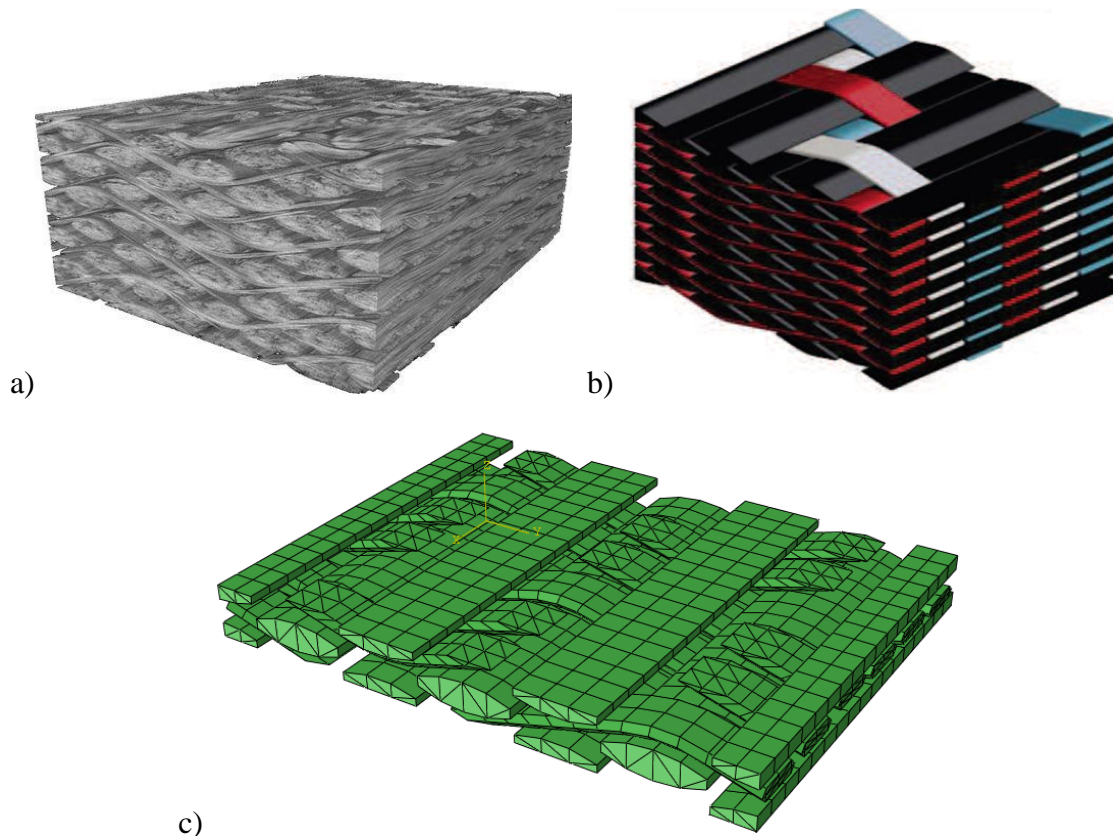


Figure 3-21 Modélisation géométrique du VER : a) modèle tomographique en vue 3D b) modèle géométrique sous CATIA c) modèle maillé dans Abaqus [AZE 17]

Les modélisations du VER pour chaque type de renfort tissé interlock sont réalisées dans cette section. On peut noter que les trois types des interlocks ont des différentes armures, embuvages des mèches... Selon leur propre caractérisés géométriques, leurs modèles géométriques sont maillés par différents types et tailles d'éléments. Ensuite, dans la section suivante ces modélisations du VER seront utilisées pour modéliser les renforts déformés à l'échelle de la pièce, basés sur la méthode proposée dans ce manuscrit.

3.4 Analyses mésoscopiques à partir des simulations macroscopiques des renforts interlocks

Dans le cadre de cette thèse, les champs de déplacements-déformations des renforts tissés interlocks étudiés à l'échelle mésoscopique peuvent alors être déterminés à partir des simulations macroscopiques des tissus pendant le procédé de la mise en forme. Dans cette sections, basés sur les reconstructions géométriques du VER et la méthode de transfert macro-méso proposée, les résultats mésoscopiques des mèches pour les trois renforts interlocks seront présentés dans les deux essais : flexion trois points et emboutissage hémisphérique.

3.4.1 Déformations mésoscopiques pour le renfort Interlock I

En s'appuyant sur la méthode macro-méso développée dans ce manuscrit, les déformations de l'Interlock I à l'échelle mésoscopique sont réalisées à partir des simulations macroscopiques du renfort dans les deux cas : flexion trois points et emboutissage hémisphérique. Etant donné que les mèches de chaîne et trame d'Interlock I ont les ondulations et embuvages inégalables, on montrera les résultats de flexion trois points dans les deux directions.

Dans la figure 3-22 a), le renfort tissé interlock non-déformé suivant le sens chaîne est placé au-dessus de deux appuis fixes et au-dessous de l'appuis central qui va descendre pour appliquer l'effort. Et ce renfort interlock déformé à la fin de la mise en forme est montré sur la figure 3-22 b). Les renfort interlock suivant le sens trame dans les configurations initiale et déformée sont présentés figure 3-23.

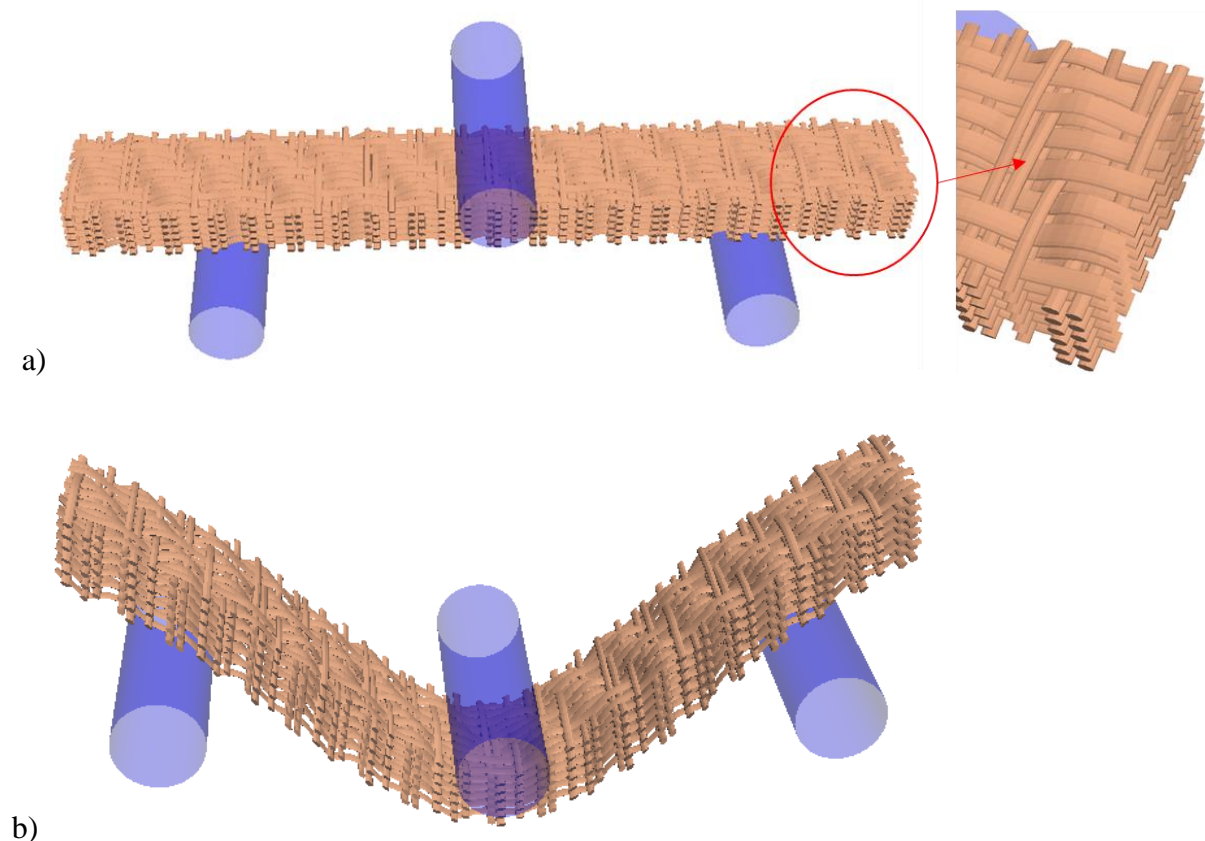


Figure 3-22 Géométrie mésoscopique du renfort suivant le sens chaîne : a) initial et b) déformé

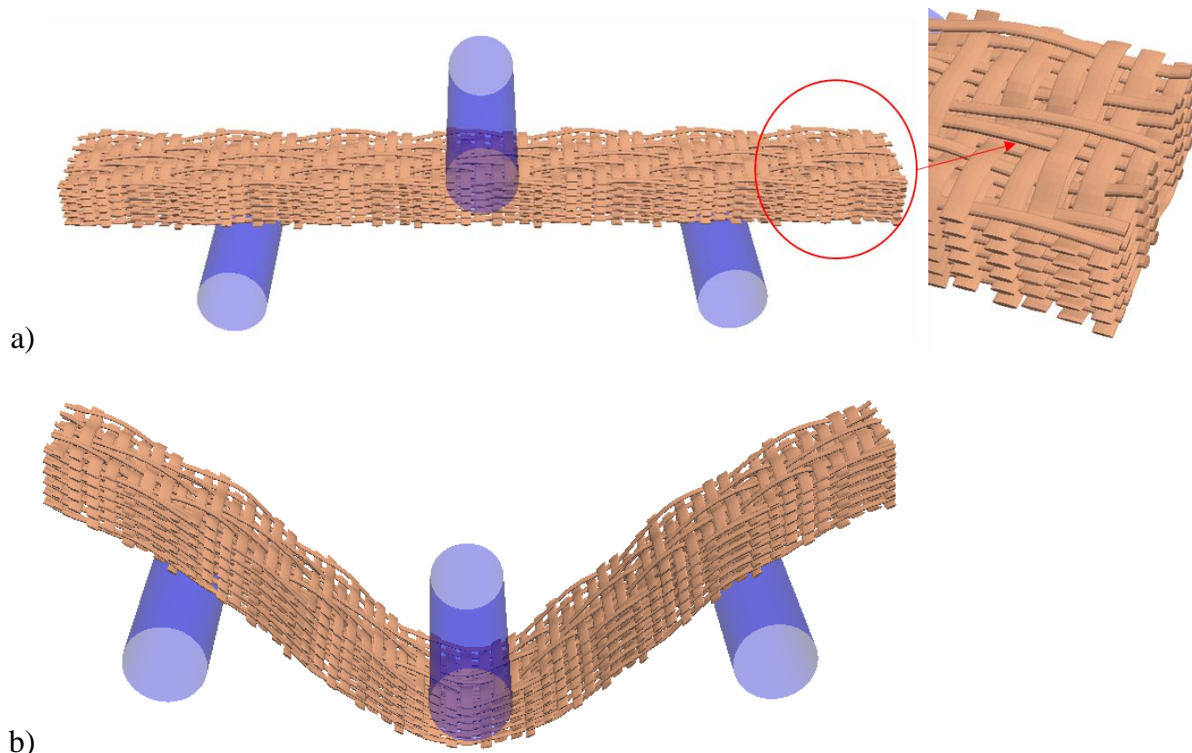


Figure 3-23 Géométrie mésoscopique du renfort suivant le sens trame : a) initial et b) déformé

Selon les résultats de la simulation macroscopique dans la section 2.5.1.1, on peut constater que le cisaillement transverse se présente au cours de la flexion en raison des glissements relatifs entre des couches de mèches. Cette déformation en cisaillement transverse est le mode de déformation principal pour l'essai de flexion. Afin de valider la fidélité des déformations mésoscopique, une comparaison d'angle de cisaillement sur certaines positions importantes sera effectuée. Comme illustré figure 3-24, les trois positions dans la simulation macroscopique : le milieu du renfort, l'extrémité du renfort et la position où l'angle de cisaillement est maximum, sont considérées. Ensuite, les angle de cisaillement pour les trois positions correspondantes dans le résultat mésoscopique sont mesurés par le traitement d'image dans le logiciel ImageJ. On remarque que selon les positions déformées des sections des mèches, les sections transversales du renfort ne restent plus perpendiculaires à la ligne moyenne à cause des glissements relatifs entre mèches, autrement dit, les angle de cisaillement transverse ne sont pas nuls. De plus, les angle sont assez proches que ceux de la simulation macroscopique. Quant aux faibles erreurs, elles viennent peut-être du fait que les comportements locaux des mèches ne sont pas pris en compte. Dans le chapitre suivant, les comportements de glissement des mèches seront ajoutés dans notre modèle. En tous cas, les résultats mésoscopiques des mèches basés sur la méthode de transfert macro-méso sont satisfaisants par rapport à la forme géométrique du renfort et aux déformations d'angle de cisaillement dans les simulations macroscopiques des renforts.

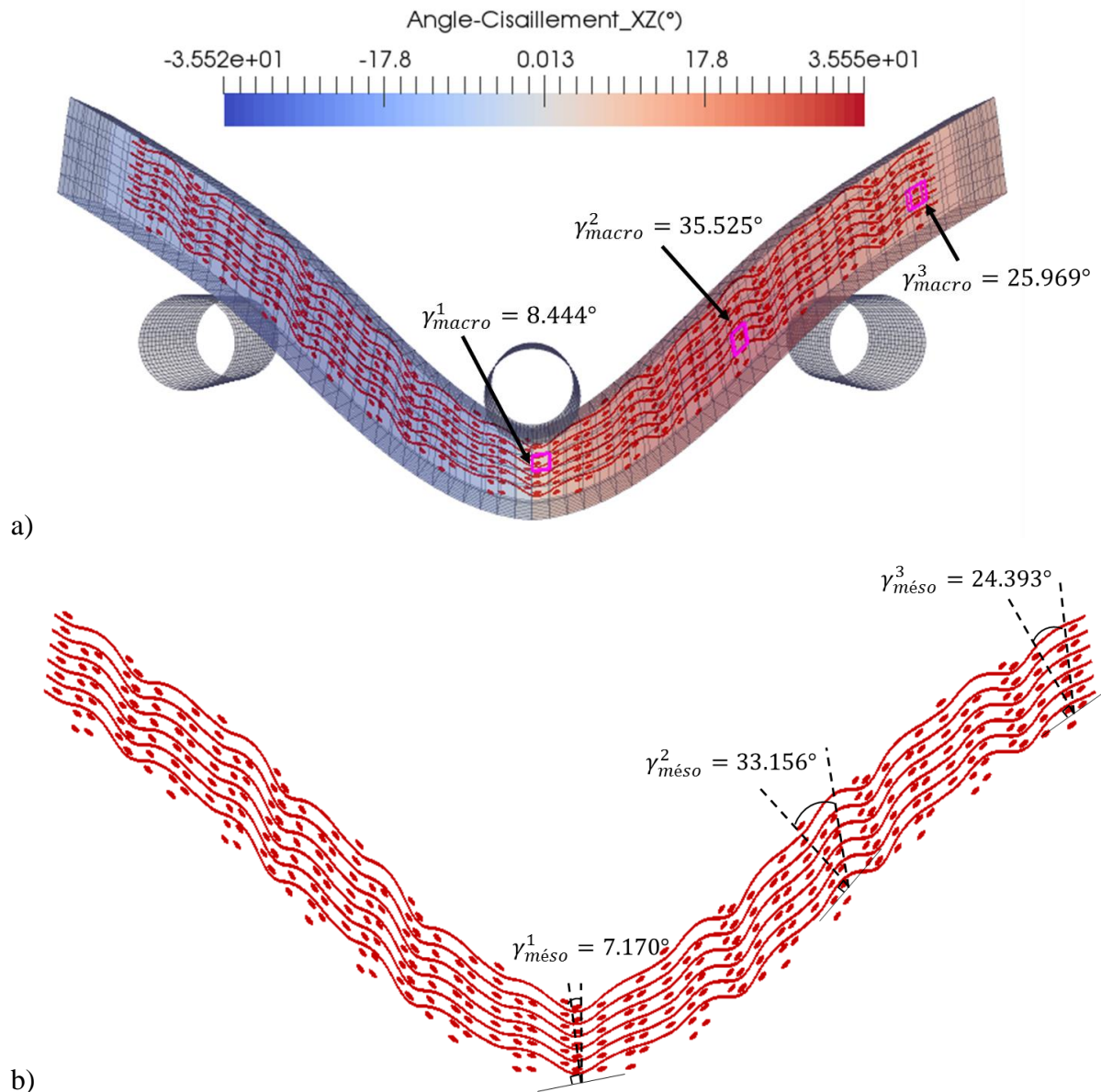


Figure 3-24 Comparaison des angles de cisaillement des résultats :
a) macroscopique b) mésoscopique

Grâce au post-traitement détaillé dans la section 3.2.4, les déformations mésoscopiques des mèches du renfort tissé interlock dans la configuration déformée peuvent être visualisées. La figure 3-25 présente les déformations des mèches du renfort Interlock I en flexion suivant le sens chaîne associées aux quatre modes de déformation : l'élongation dans la direction des fibres, la compaction dans le plan transverse, la distorsion dans le plan transverse et le cisaillement transverse. Et figure 3-26 montre les visualisations des invariants physiques pour les mèches du renfort Interlock I en flexion suivant le sens trame.

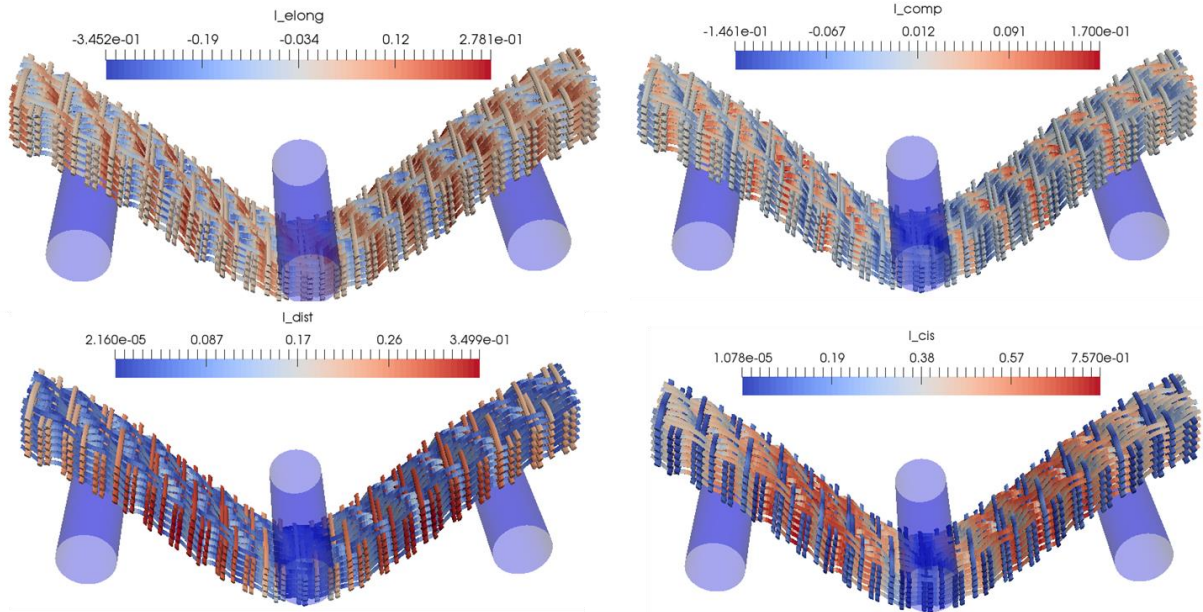


Figure 3-25 Visualisations des invariants physiques associés aux 4 modes de déformation des mèches du renfort Interlock I en flexion (chaîne)

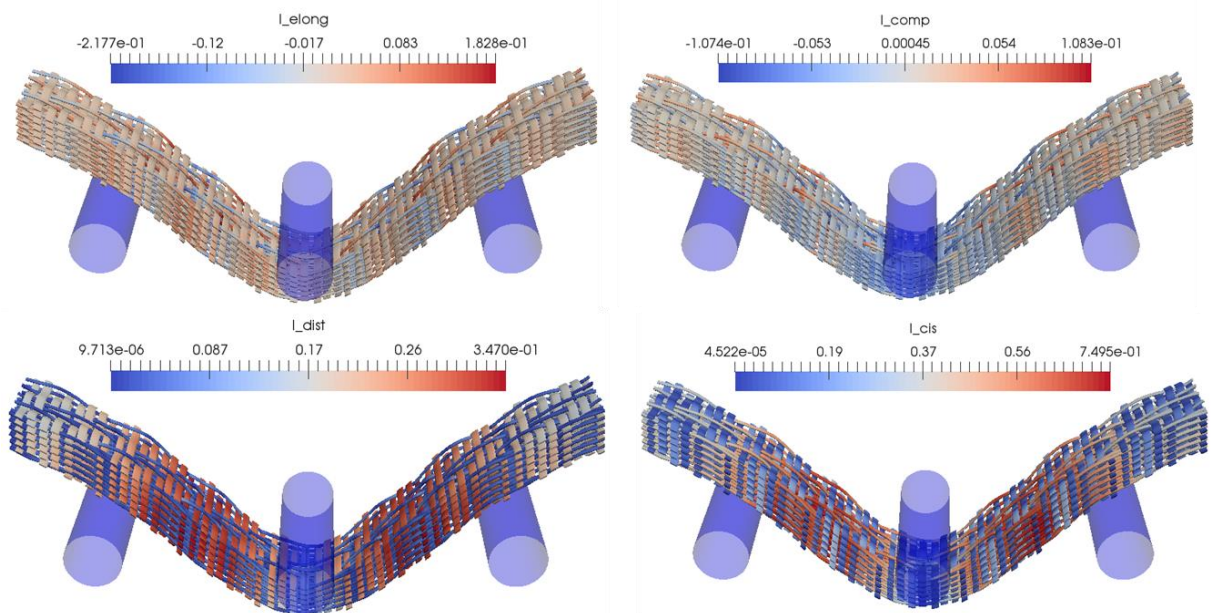
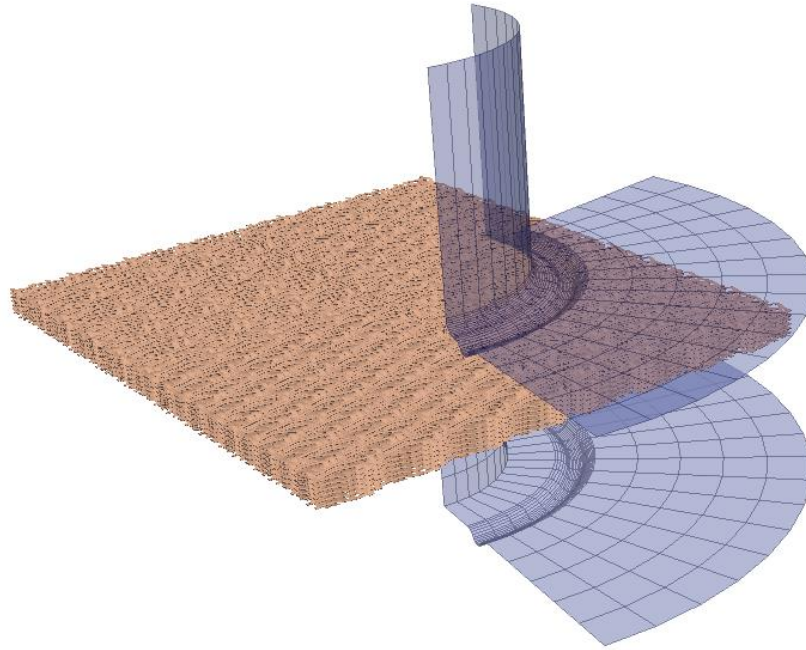
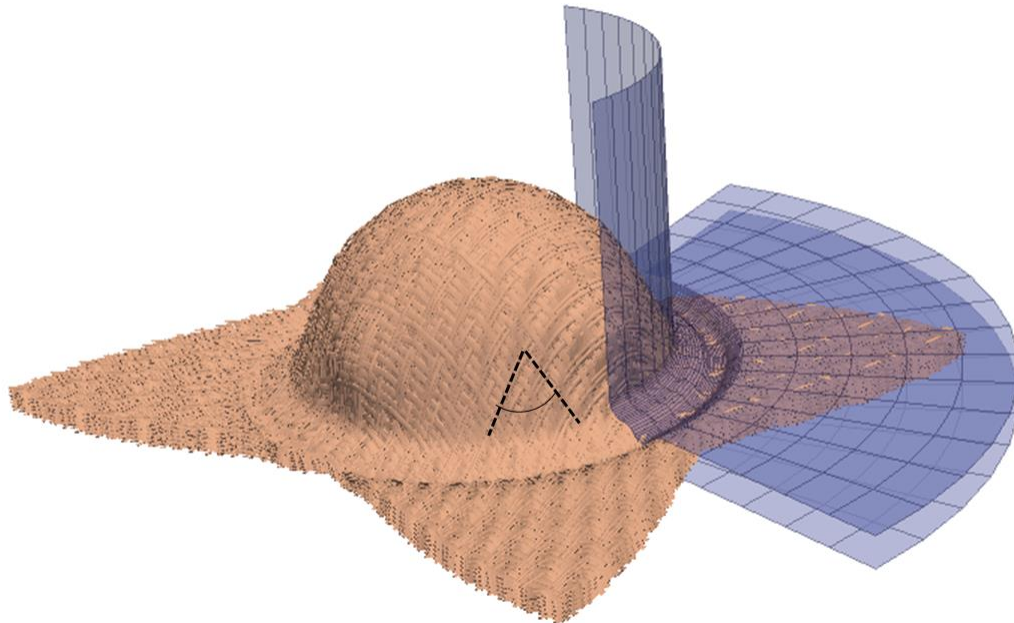


Figure 3-26 Visualisations des invariants physiques associés aux 4 modes de déformation des mèches du renfort Interlock I en flexion (trame)

Comme dans l'essai de flexion trois points, les déformations mésoscopiques issues du calcul macroscopique du renfort Interlock I sont déterminées pour l'essai d'emboutissage hémisphérique. Figure 3-27 a) montre le renfort non-déformé, et le poinçon et la matrice qui sont des outils rigides. Et la figure 3-27 b) montre ce renfort déformé qui correspond à la forme finale obtenue par la simulation macroscopique. Il est évident que l'angle de cisailment dans le plan des mèches de chaîne et de trame a considérablement changé, ne restant pas 90 degrés comme dans la configuration initiale.



a)



b)

Figure 3-27 Géométrie mésoscopique d'emboutissage du renfort: a) initial et b) déformé

Les visualisations sur figure 3-28 sont les invariants physiques associés à chaque mode de déformation de mèches du renfort dans les configurations déformées.

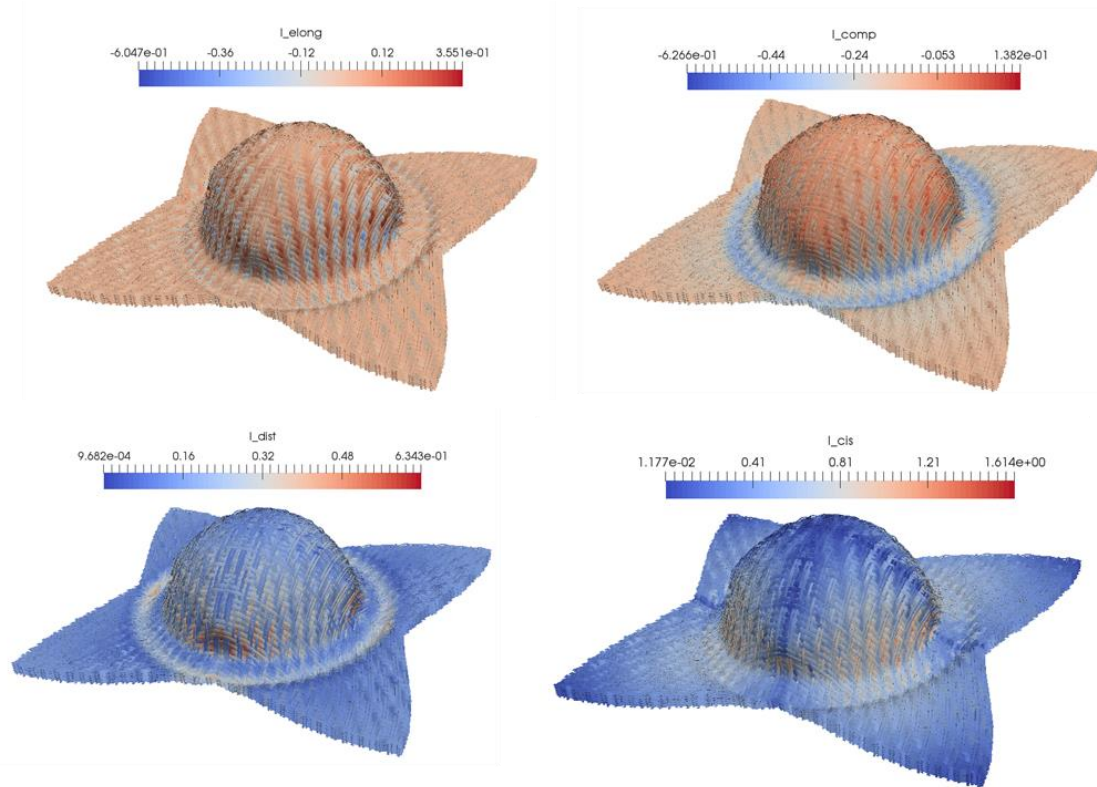


Figure 3-28 Visualisations sur les invariants physiques associés aux 4 modes de déformation

3.4.2 Déformations mésoscopiques pour le renfort Interlock II

Comme décrit dans la section 3.3.2.2, un VER du renfort Interlock I consiste en trois couches de chaînes et quatre couches de trames non intercalées entre elles, et ainsi une mèche liante orthogonale particulière dans la direction d'épaisseur. Nous nous intéressons surtout à cette mèche liante car les mèches de chaîne et trame sont quasiment horizontales. Donc dans la flexion trois points, on va montrer que les résultats suivant la direction chaîne. D'après ces résultats, on peut distinguer les déformations des mèches et leurs orientations finales qui sont des informations importantes pour les simulations d'injection de la résine dans la prochaine étape.

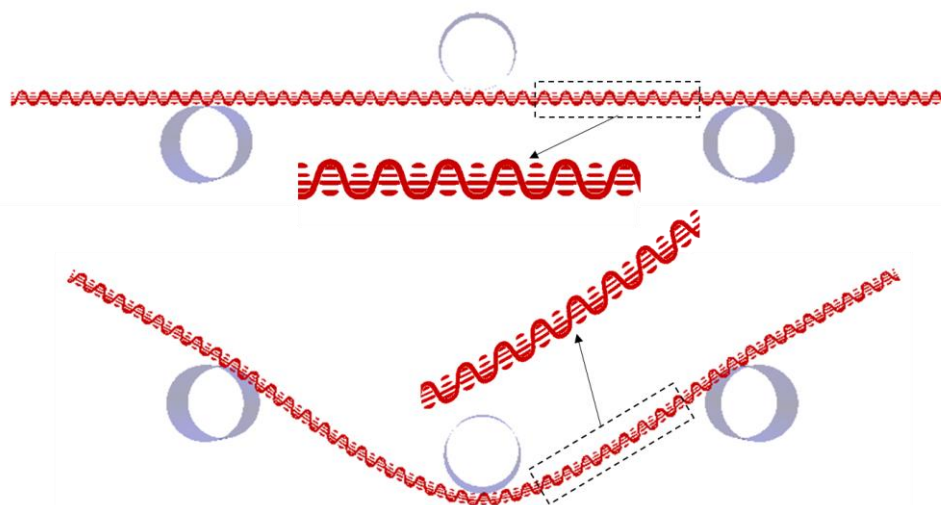


Figure 3-29 Coupes des sections de mèches dans les configurations initiale et déformée

Selon les coupes des sections, les changements et déformations des sections de mèches sont clairement visibles (voir figure 3-29). Les sections de mèches ne restent plus perpendiculaires à la ligne moyenne, cela signifie que les couches de mèches se glissent les unes et les autres. En outre, les post-traitements liés aux quatre modes de déformation à l'échelle mésoscopique sont illustrés figure 3-30. Basé sur les post-traitements, il est possible de programmer en vue de visualiser plus de grandeurs si nécessaire. On perçoit que l'invariant d'élongation de la mèche liante varie selon la position et que les plus grandes valeurs se présentent au milieu de l'appui fixe et l'appui mobile, en disposant de la même tendance de variation que l'invariant de cisaillement transverse dans la simulation macroscopique.

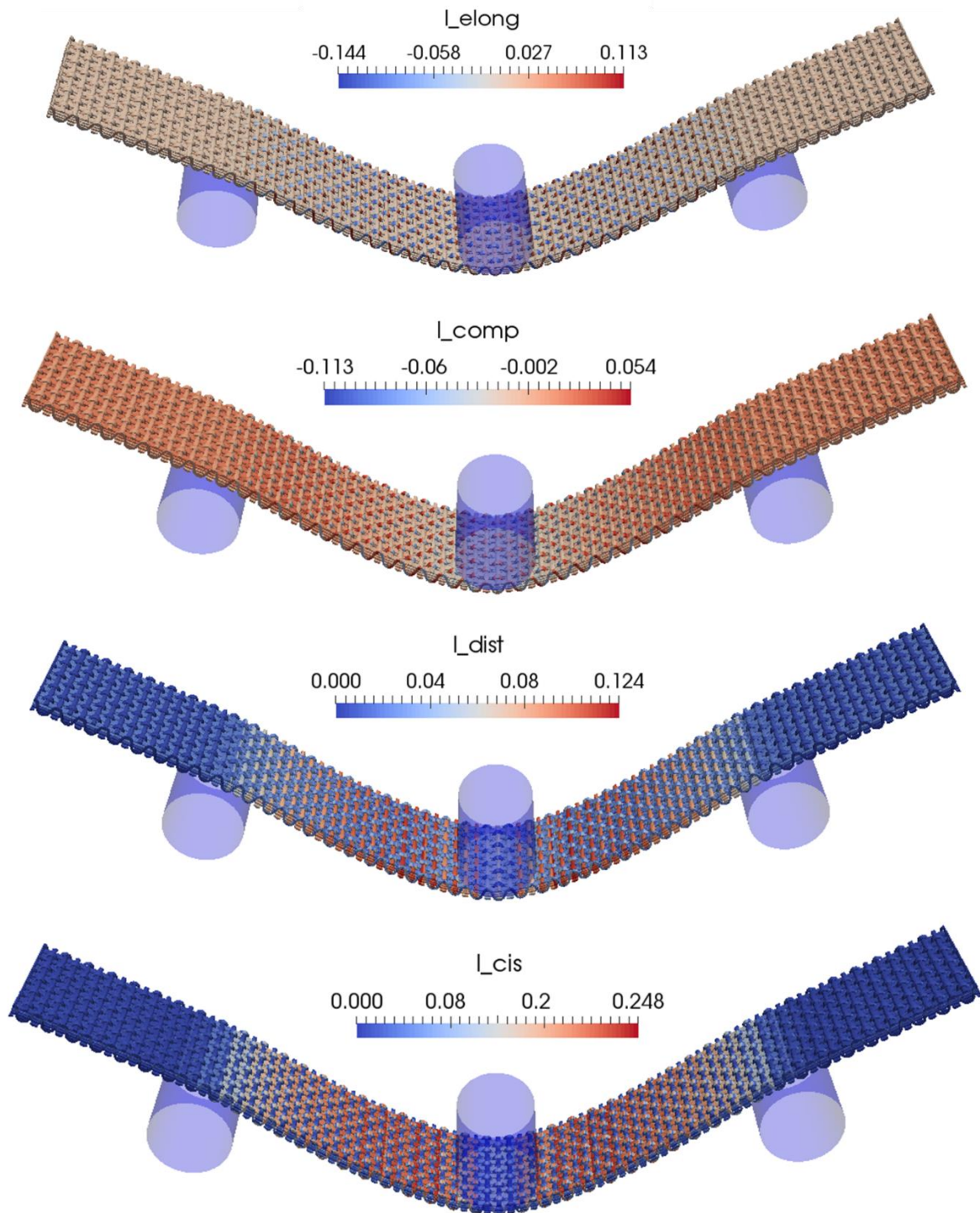


Figure 3-30 Post-traitements de la flexion trois points du renfort Interlock II

Dans l'essai d'emboutissage hémisphérique, les champs de déplacements-déformations mésoscopiques de renfort Interlock II est déterminés par la méthode macro-méso. En outre, la visualisation de l'invariant compression du renfort est tracée dans la figure 3-31. Figure 3-32 donne une comparaison de la géométrie déformée selon les résultats expérimental et numérique. Les informations de positions et déformations des mèches permettent de simuler l'écoulement de la résine dans l'étape d'injection.

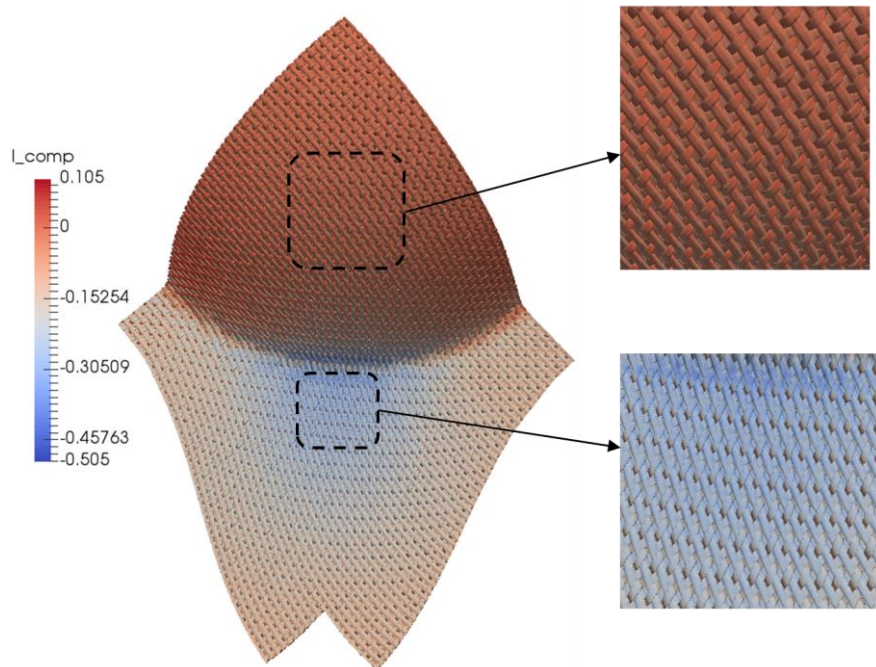


Figure 3-31 Déformations des mèches du renfort tissé en compression et détails

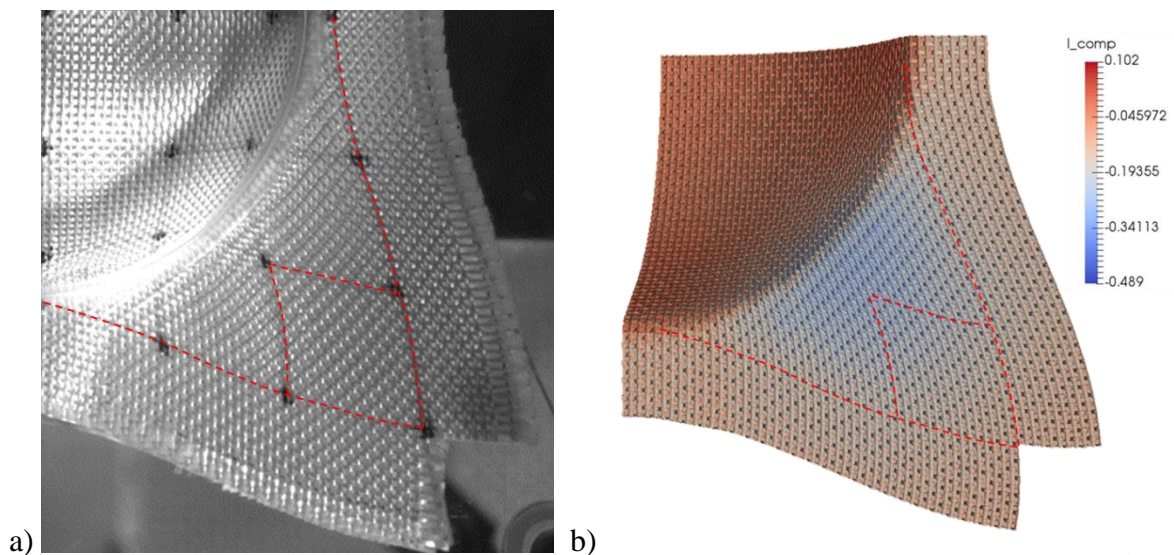


Figure 3-32 Comparaison de la géométrie déformée du renfort Interlock II : a) expérimente
b) simulation

3.4.3 Déformations mésoscopiques pour le renfort Interlock III

La cellule du renfort tissé Interlock III est supposée de disposer d'une périodicité dans les trois directions principales. Pris en compte que l'embuvage des mèches de trame est nul, soit pas d'ondulation suivant des mèches de trame, nous montrerons les résultats de la flexion suivant le sens de chaîne comme dans le cas d'Interlock II. Différent des deux autres tissus ce VER doit être répété non seulement dans les directions de chaîne et trame mais aussi dans la direction d'épaisseur. Figure 3-33 démonte les renforts non-déformé et déformé à l'échelle mésoscopique.

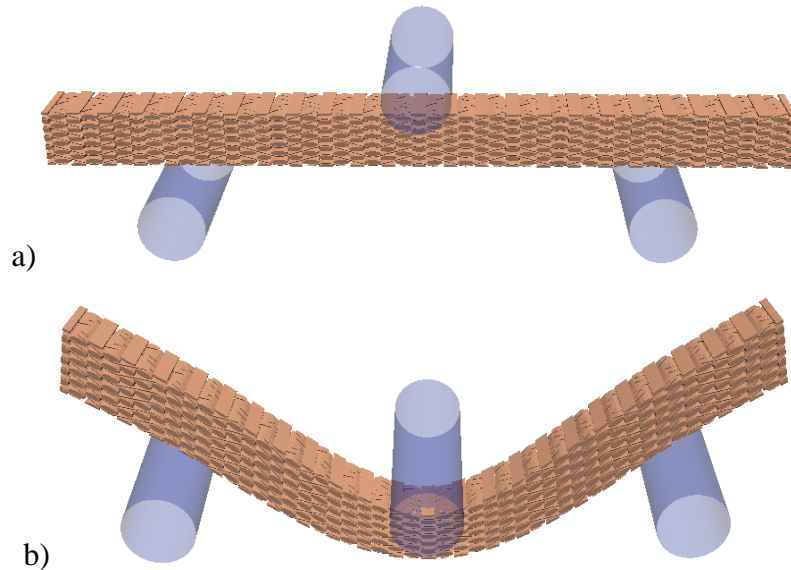


Figure 3-33 Géométrie mésoscopique du renfort 3D non-déformé et déformé

Une seule mèche peut être extraite pour mieux analyser les variations de déformation au long d'une mèche, comme l'exemple figure 3-34. Des coupes du renfort en visualisant l'invariant de distorsion sont pris dans la même position dans la configuration initiale et déformée, comme illustré figure 3-35. En observant les changements de section des mèches, on voit facilement que les glissements relatifs entre les mèches existent au cours de la flexion. Surtout les valeurs de l'invariant de distorsion ont une même distribution que le cisaillement transverse dans la simulation macroscopique. Finalement, les visualisations des post-traitements concernant aux invariants physiques sont présentées sur figure 3-36.

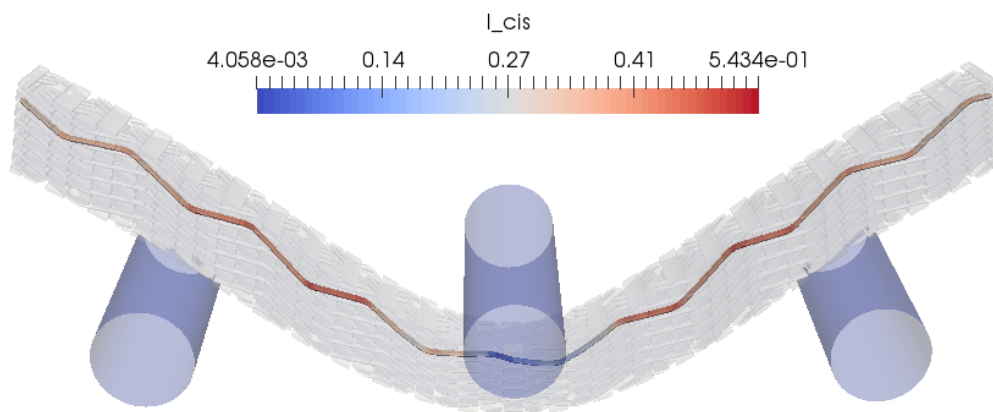


Figure 3-34 Exemple de l'extrait d'une seule mèche

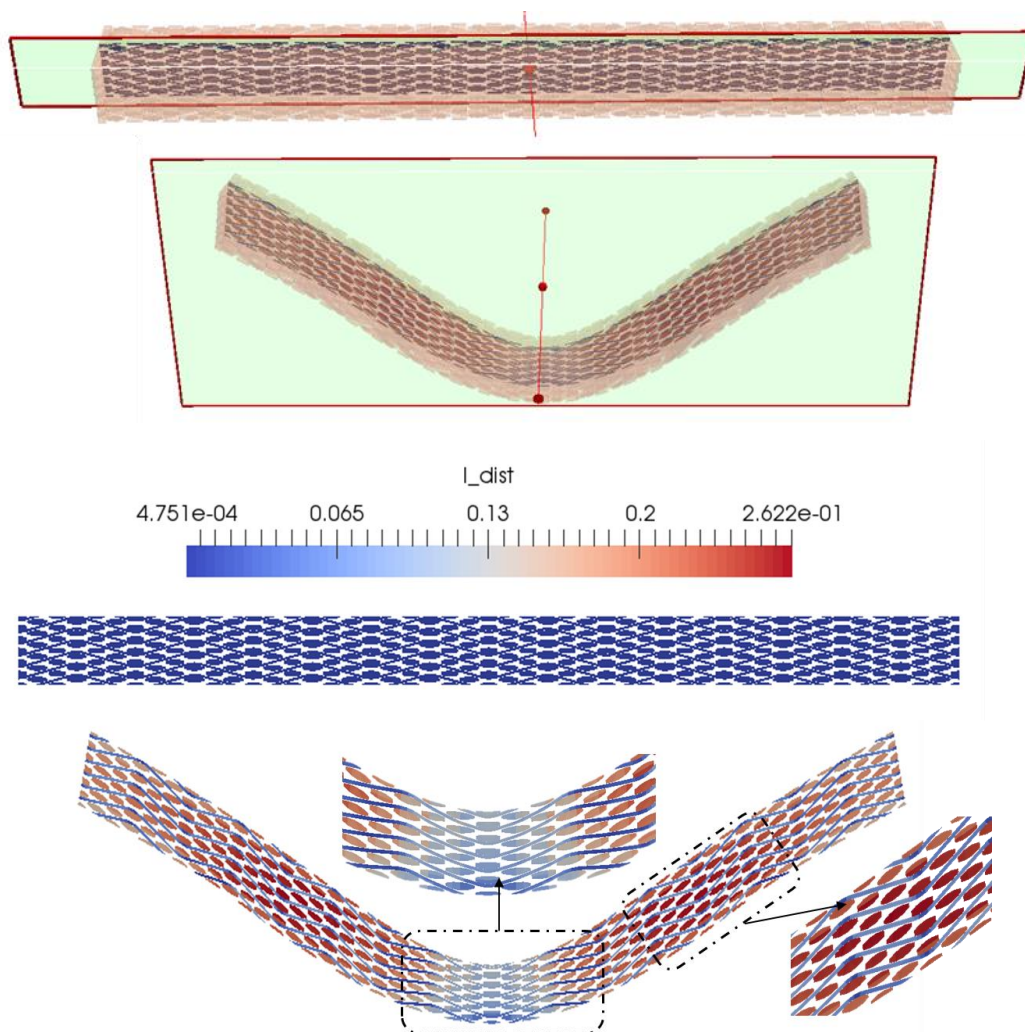


Figure 3-35 Coupes du renfort Interlock III dans la configurations initiale et déformée

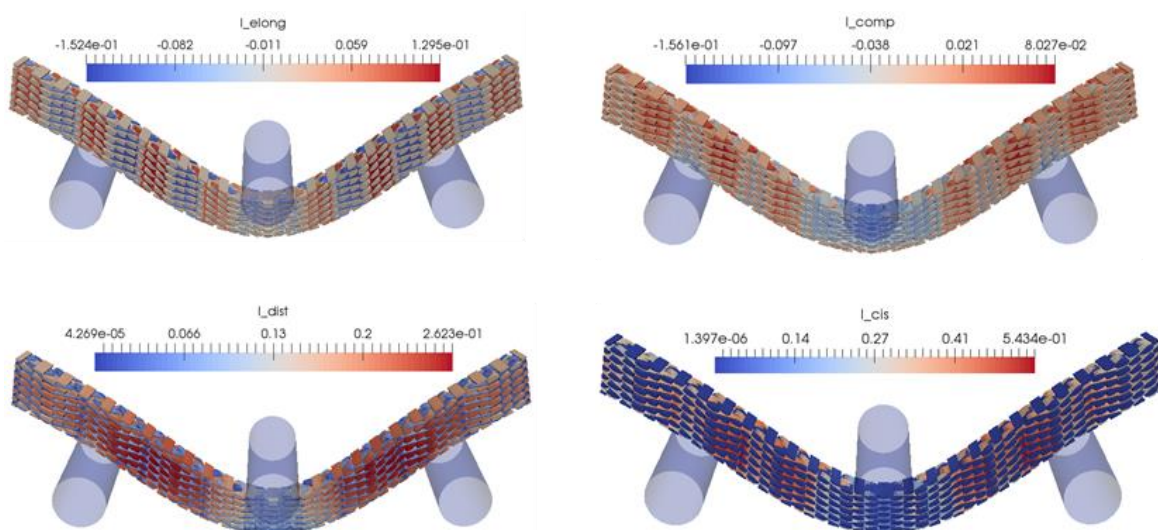


Figure 3-36 Post-traitements associée aux invariants physiques lors de la flexion

Au cours de l'essai d'emboutissage d'Interlock III, le renfort tissé est décrit à l'échelle mésoscopique dans un état initial et un état final (voir figure 3-37). Grâce à la symétrie de la géométrie et des conditions aux limites, un quart de modèle est pris en compte. Sur figure 3-37 b), une coupe suivant la direction de mèche de chaîne est explicitée afin de visualiser les changements des sections de mèches de trame. De plus, les résultats des post-traitements pour un quart du renfort sont montés figure 3-38.

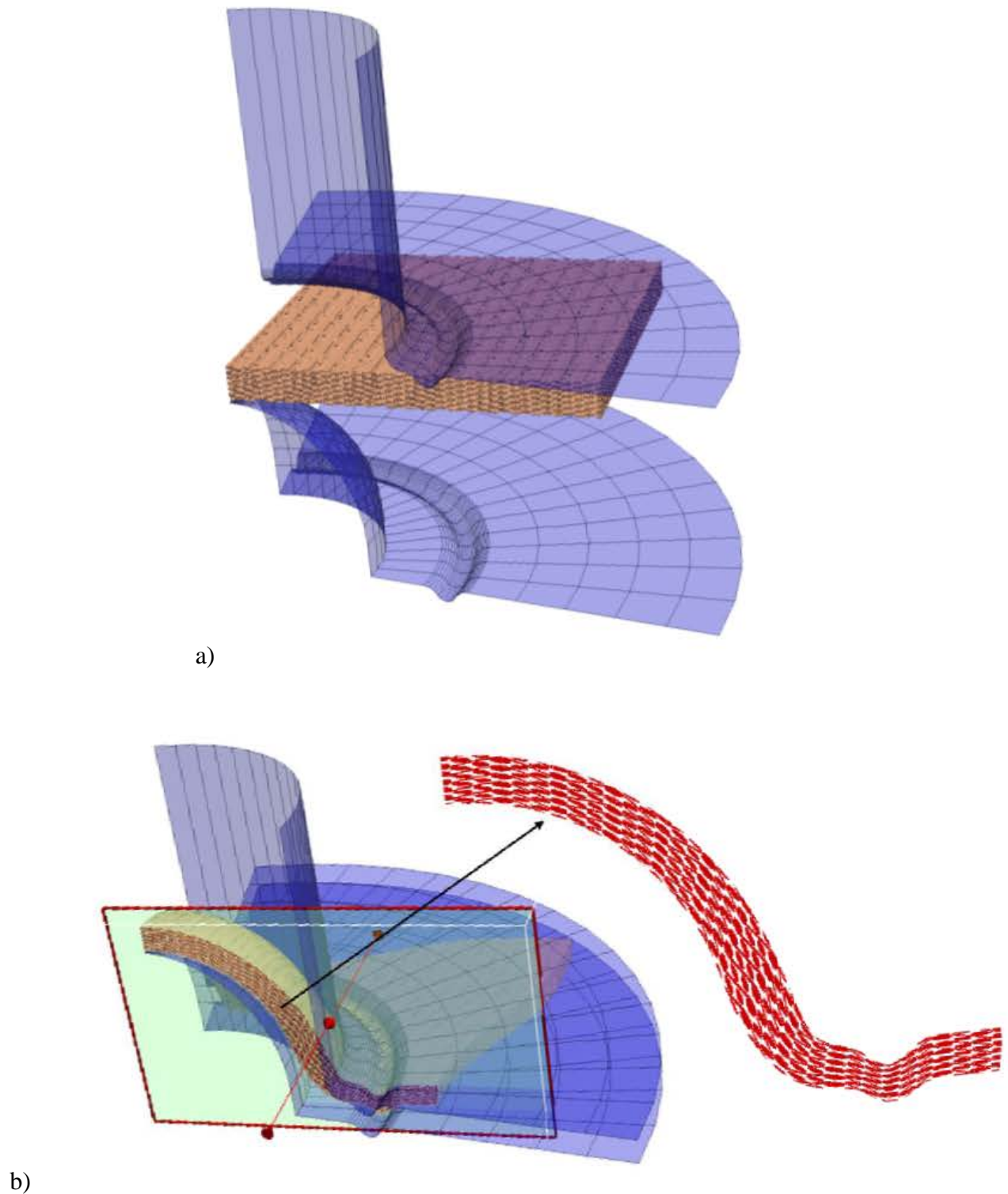


Figure 3-37 Déformations des mèches du renfort Interlock III a) non-déformé b) déformé

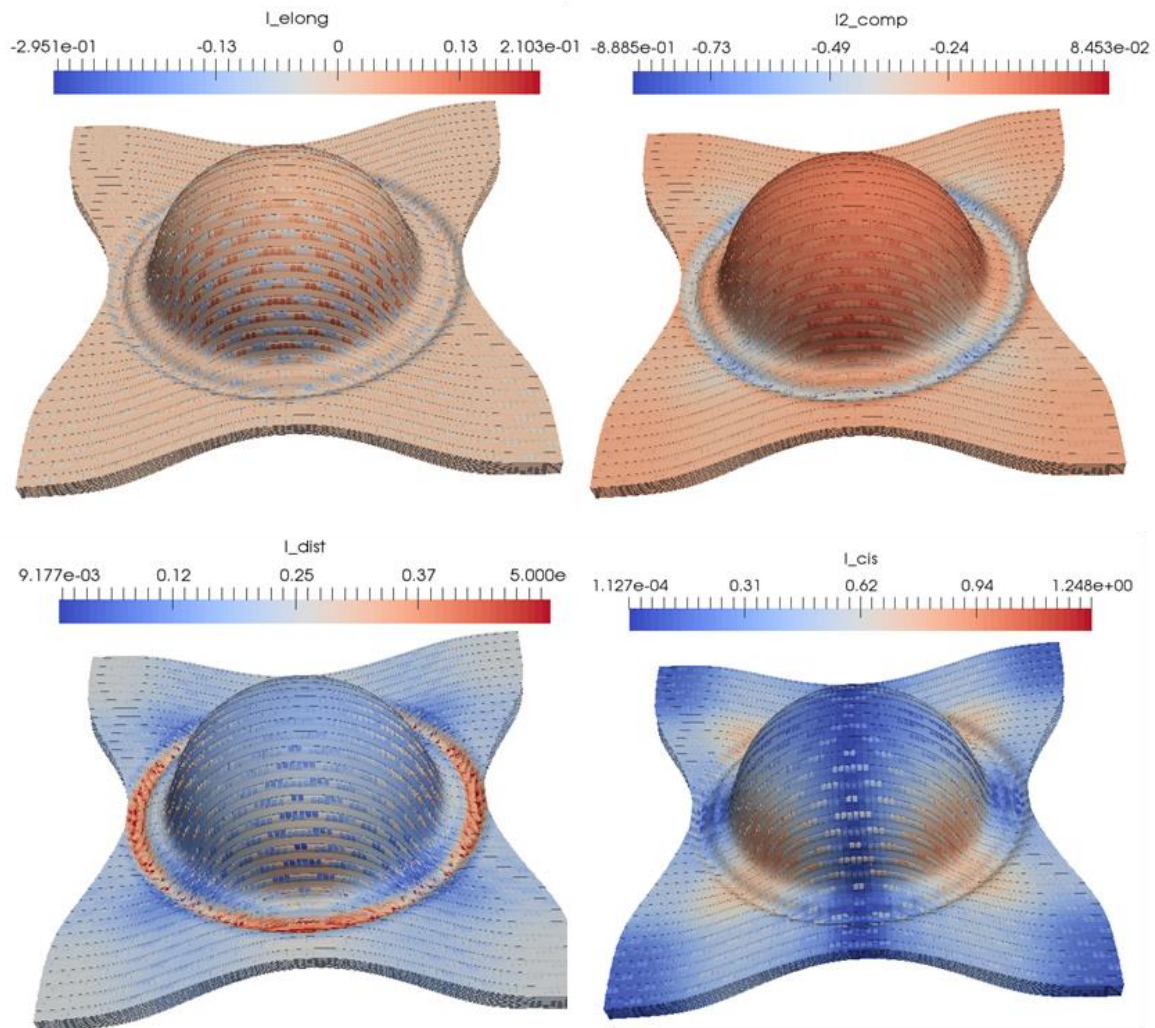
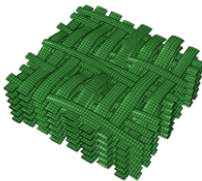
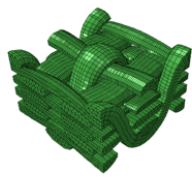
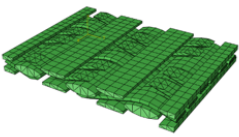


Figure 3-38 Post-traitements des mèches associée aux invariants physiques

Un des avantages les plus intéressants de cette méthode macro-méso est la diminution du temps de calcul. Bien que le temps de calcul varie selon le nombre des éléments et le nombre de VER dans le renfort, certaines comparaisons peuvent être effectués entre la transfert macro-méso à partir des simulations macroscopiques et celle d'un calcul réalisé complètement à l'échelle mésoscopique. Par exemple, dans les travaux de [IWA 19], un tissu taffetas 2D en carbone de dimension $400 \times 400 \text{ mm}^2$ est simulé pour l'essai d'emboutissage hémisphérique, dont le temps de calcul est 258 h. Tableau 3-1 donne un bilan sur les trois renforts interlocks étudiés par rapport aux temps de calcul. On peut observer que les calculs macro-méso sont vraiment rapides par rapport au temps de calcul des simulations macroscopiques et simulation mésoscopique pour l'ensemble du renfort.

	Interlock I	Interlock II	Interlock III
Modèle géométrique			
Dimension	26 mm(C)*29.98 mm(T)	4.78mm(C)*4.64mm(T)	16.8 mm(C)*22.5 mm(T)
Nombre de nœud	116540	33738	3568
Nombre d'élément	75792	39888	3056
Flexion 3 points (T) 200*30*épaisseur Fois de répétition	7(C)*1(T)	41(C)*6(T)	8(C)*1(T)*6(E)
Temps de calcul	Simulation macro	1 jour	1 jour
	Transfert macro-méso	< 1 min	< 1 min
Emboutissage hémisphérique 125*125*épaisseur Fois de répétition	4(C)*5(T)	25(C)*25(T)	7(C)*5(T)*6(E)
Temps de calcul	Simulation macro	2 jours 18h	1 jour
	Transfert macro-méso	3 mins	≈ 1 h

— (C), (T) et (E) signifient dans le sens de chaîne, de trame et d'épaisseur.

Tableau 3-1 Bilan sur les temps de calcul pour les trois renforts étudiés

Bilan du chapitre 3

Dans ce chapitre 3, la méthode de transfert macro-méso à partir des simulations macroscopiques des renforts interlocks qui permet de visualiser les déformations des mèches de toute la pièce est développée. Les informations mésoscopiques des mèches de la pièce déformée sont très importantes à l'égard des simulations de l'écoulement de la résine dans l'étage d'injection.

Dans un premier temps, les méthodes macro-méso existantes dans les littératures pour simuler le procédé de formage à l'échelle mésoscopique sont introduites. Généralement, soit la simplification perd les informations importantes, soit les temps de calcul pour toute la pièce sont très coûteux. Donc le but de cette thèse est de développer une méthode assez rapide en comprenant plus de caractérisations des mèches. Ensuite, cette méthode macro-méso est détaillée dans la section 3.2. Les Volume élémentaire représentatif (VERs) sont utilisés pour construire une pièce à l'échelle mésoscopique. Grâce aux éléments isoparamétriques qui ont la même fonction de forme de la géométrie et du champ de déplacement, une relation constante est établie entre des nœuds mésoscopiques et des éléments macroscopiques. Les post-traitements associés au chaque mode de déformation : l'élongation dans les sens chaîne et trame, la compression transverse, le cisaillement dans le plan et les cisaillements transverses dans les sens chaîne et trame, sont mis en place dans le but de visualiser les déformations des mèches. Les reconstructions CAO du VER sont réalisées fondées sur les images de tomographie. Finalement, les déformations mésoscopiques pour les trois renforts tissés interlocks sont déterminées à l'aide de la méthode de transfert macro-méso dans les deux essais : flexion trois points et Emboutissage hémisphérique. Les résultats en premiers sont en bon accord avec les simulations macroscopiques ou les expériences sur certains aspects. Un des plus grands avantages de cette méthode macro-méso est le temps de calcul assez rapide par rapport à celui de grande échelle mésoscopique. Cependant des limites existent du fait de la non prise en compte des comportements locaux des mèches. Cela sera bien pris en compte dans le chapitre suivant.

Chapitre 4

Analyses mésoscopiques locales et comparaisons avec expériences

Les analyses mésoscopiques des renforts tissés interlock obtenus par la méthode de transfert macro-méso détaillée dans le dernier chapitre ont montré leur efficacité en permettant d'expliquer les principaux phénomènes des renforts à l'échelle mésoscopique lors de la mise en forme. Cependant sans tenir compte des glissements entre les mèches, cette approche conduit à un phénomène d'allongement excessive des mèches qui est mis en évidence dans un premier temps. Pour pallier ce phénomène, deux approches : Calcul méso direct et Calcul méso via macro sont proposées sur de simples exemples avec des éléments poutre et hexaèdres. Ensuite, des simulations mésoscopiques en utilisant la loi de comportement isotrope transverse sont mise en œuvre pour les renforts interlocks dans le cas de la flexion trois points. Finalement, une comparaison est établie au niveau mésoscopique entre les résultats obtenus par simulations et expérimentalement.

Sommaire

4.1	Techniques de résolution d'élongation excessive des mèches	123
4.1.1	Mis en évidence du phénomène d'élongation excessive	123
4.1.2	Deux solutions proposées : Méso direct et Méso via macro	125
4.1.2.1	Test de validation : solution analytique	126
4.1.2.2	Test de validation des deux solutions par éléments poutre	128
4.1.2.2	Test de validation des deux solutions par éléments volumiques	129
4.2	Simulations mésoscopiques dans le cas de flexion	131
4.2.1	Implémentation dans le logiciel Abaqus	131
4.2.1.1	Loi de comportement des mèches	131
4.2.1.2	Autres données de calcul	132
4.2.2	Résultats des simulations mésoscopiques sur Interlock I	133
4.2.3	Résultats des simulations mésoscopiques sur Interlock II	135
4.3	L'essai de la flexion et les comparaisons	139
4.3.1	Essais et résultats à l'échelle mésoscopique	139

4.3.2 Comparaisons entre simulations et expériences.....	141
Bilan du chapitre 4.....	142

4.1 Techniques de résolution d'élongation excessive des mèches

Dans le troisième chapitre, les déformations de renforts tissés interlocks à l'échelle mésoscopique sont obtenues à partir des simulations macroscopiques, en utilisant la méthode de transfert macro-méso. Cette méthode macro-méso consiste à se rapprocher de la configuration déformée et évite de faire un calcul de la pièce à l'échelle mésoscopique. C'est un grand avantage en terme de temps de calcul étant donné le nombre important de degré de liberté. De plus, les résultats mésoscopiques des renforts lors de la mise en forme fournissent de importantes informations des mèches, telle que des variations de section. Pourtant ces résultats mésoscopiques montrent aussi des inconvénients car ils ne prennent pas en compte les glissements entre les mèches. Autrement dit, les mouvements de mèches sont considérés continus comme la structure macroscopique. Dans cette section, le phénomène d'élongation irréaliste des mèches entraîné par des transformations géométriques est montré. Ce comportement a notamment été analysé pour des simulations de flexion. Les énergies internes produites par les déformations de mèches doivent être relaxées de la manière simple. Pour cela, deux solutions sont proposées et validées par des simples exemples avec différents types d'élément.

4.1.1 Mis en évidence du phénomène d'élongation excessive

Selon le post-traitement d'invariant d'élongation du renfort, on remarque que l'élongation atteint plus de 20%. En réalité, cette amplification de l'élongation de mèches n'est pas réelle. En vue de clarifier ce phénomène, on cherche à analyser le phénomène d'élongation irréaliste dans le cas de flexion suivant la direction de chaîne sur l'Interlock I. Illustré sur la figure 4-1, un même élément macroscopique du renfort est choisi comme un référentiel observé dans la configuration initiale et déformée. Dans cet élément macroscopique, les orientations de deux mèches à l'échelle mésoscopique sont marquées. Ensuite, afin de mieux visualiser les changements des longueurs de mèches, le modèle géométrique simplifié en 2D consistant en un élément macroscopique et deux mèches mésoscopiques où se situent dans cet élément est établi par le traitement d'image.

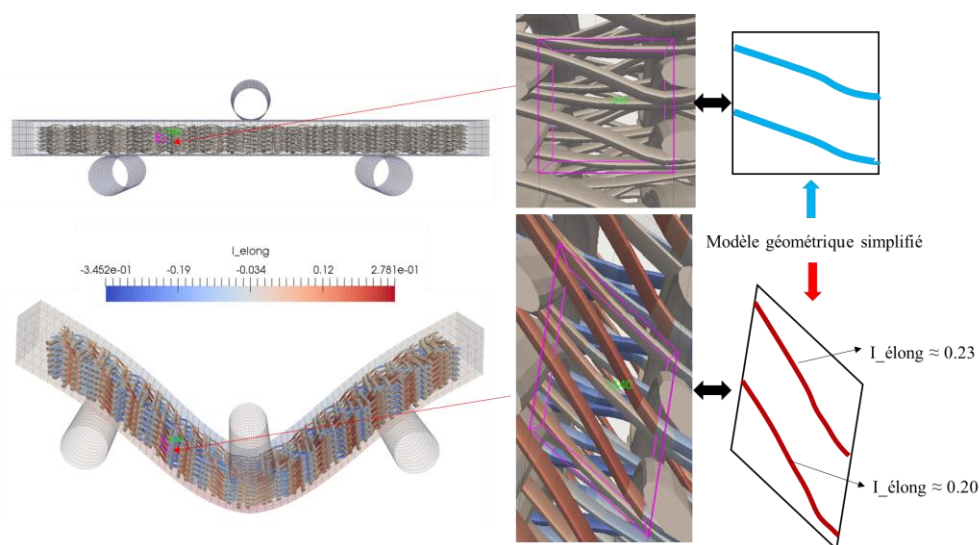


Figure 4-1 Modèle géométrique simplifié des mèches non déformées et déformées

Au cours de la flexion, le mode de déformation principal de cet élément est cisaillement transverse dans le plan $(\underline{M}_1, \underline{M}_3)$. Par une rotation rigide, on obtient cet élément déformé dans le même système de coordonnées que l'élément non-déformé, comme montré figure 4-2. Après la déformation du renfort, les déformations d'élongation des deux mèches varient entre environ 0.20 et 0.23. En fait, dans cet élément ce sont les lignes diagonales qui ont les variations maximums de la longueur pendant une déformation en cisaillement transverse. C'est à dire que si les mèches suivent les directions de diagonales, ils auront une variation importante d'élongation par rapport aux autre directions. Dans ce cas, il est logique de trouver que les invariants d'élongation des deux mèches est dans la gamme de $(-0.321, 0.327)$ en fonction des changements de longueur des lignes diagonales. De plus, on constate que les changements des côtés du carré noir qui représente l'élément macroscopique sont très faible, $I_{elong_M_1} = 0.00027$ et $I_{elong_M_3} = 0.0143$. Cela signifie que ce phénomène d'élongation excessive des mèches n'est pas dû aux résultats macroscopique du renfort.

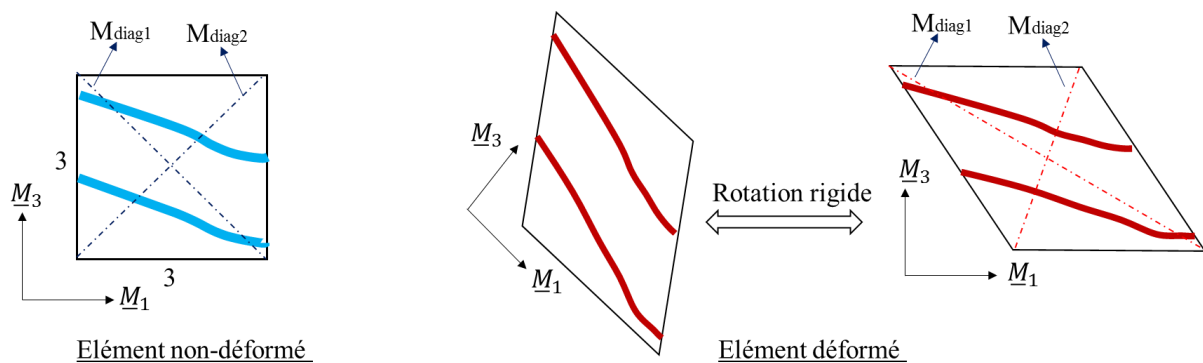


Figure 4-2 Calcul des changements d'élongation dans modèle géométrique simplifié

Lorsqu'on calcule les positions finales des mèches selon la méthode macro-méso, on considère que les mouvements de mèches à l'intérieur sont fixés par le continuum macroscopique. En particulier, dans le cas où le renfort est sollicité en cisaillement transversal, cela va provoquer une élongation pour certaines directions. Quand la pente d'une mèche est plus raide, ce phénomène d'élongation irréaliste devient plus évident. Cela peut être remarqué que des zones qui ont une grande pente dans la géométrie d'une mèche ont des couleurs plus rouges représentant plus grandes valeurs sur l'image de post-traitement d'élongation. Mais en réalité, au moment où le renfort est sollicité en large déformation, les mèches intérieures peuvent résister au moyen de se glisser mutuellement grâce à une forte rigidité de tension.

De plus, outre la géométrie de mèches, l'élongation suivant la direction de mèche associe aussi à la position de déformation du renfort tissé. Dans le cas de flexion, les six points/zones de référence qui ont la même géométrie ou la même pente sont choisis (vois figure 4-3). Parmi eux, les points P_{h1}, P_{h2}, P_{h3} se situent en haut du renfort qui est sollicité des compressions, et les points P_{b1}, P_{b2}, P_{b3} se situent en bas du renfort qui est sollicité des tractions. Dans la configuration déformée, on trace les invariants d'élongation à l'échelle mésoscopique pour les points de mèches et les invariants de cisaillement transverse à l'échelle macroscopique pour les éléments correspondants du renfort où se trouvent les points de référence. La comparaison entre eux est illustrée sur figure 4-4. D'après les courbes, elles ont une tendance identique de changement. Autrement dit, au fur et à mesure que le cisaillement transverse du renfort grandit, l'élongation des mèches devient de plus en plus importante.

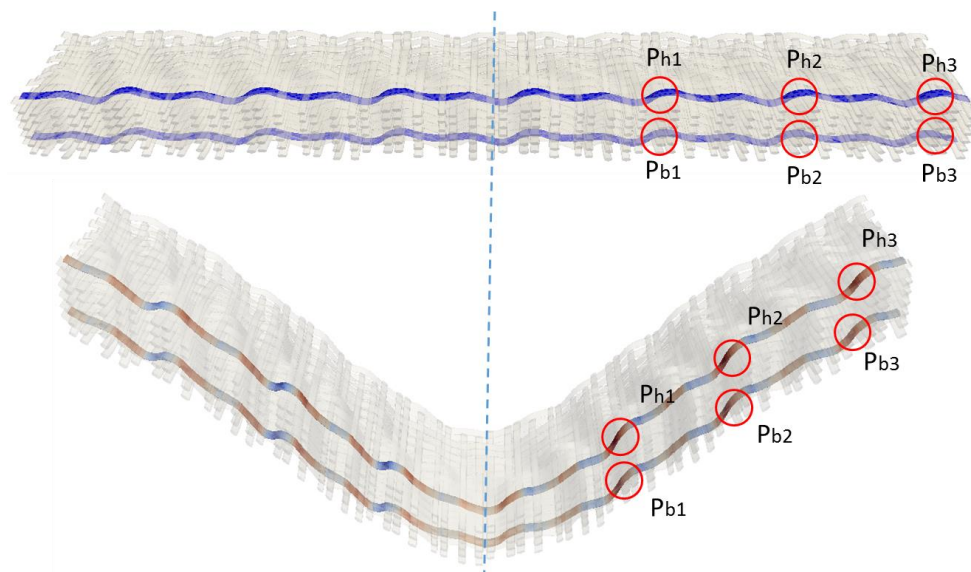


Figure 4-3 Six zones de référence avec la même géométrie

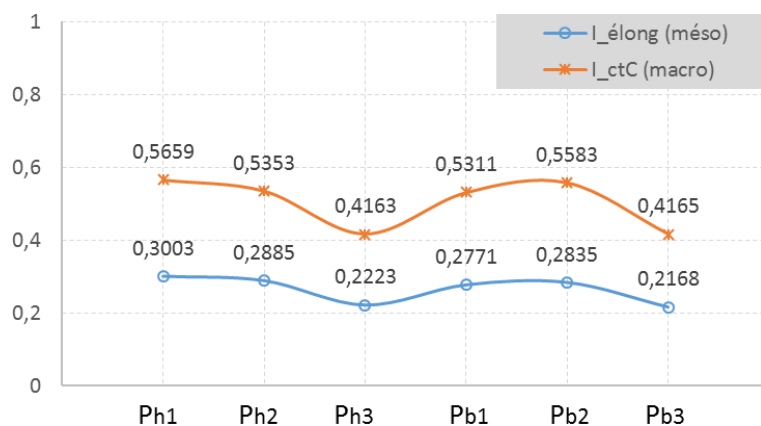


Figure 4-4 Comparaison de $I_{\text{élong}} \text{ (mésos)}$ et $I_{\text{ctC}} \text{ (macro)}$

Dans cette méthode de transfert macro-mésos, l'élongation excessive des mèches provient du fait que toutes les mèches sont considérées les matières homogènes comme le renfort tissé dans la simulation macroscopique. Quand le renfort est sollicité en grand cisaillement transverse, les mèches possédant une pente deviennent sollicitées en extension dans le sens des fibres, et s'allongent irréallement en fonction de la déformation macroscopique. En réalité, les mèches sollicitées en tension suivant le sens des fibres glissent par rapport aux autres mèches étant donné la rigidité importante en tension. Alors, afin de pallier ce phénomène d'allongement irréal, provenant d'une absence de glissements entre les mèches, on propose une simulation locale mésoscopique dans ABAQUS.

4.1.2 Deux solutions proposées : Mésos direct et Mésos via macro

Au cours de la méthode de transfert macro-mésos, le phénomène numérique de l'amplification de l'élongation des mèches existe à cause de l'absence de comportement de

glissement de mèches. Deux solutions proposées dans cette section ont pour but de trouver une solution mésoscopique qui s'appuie sur le comportement et la géométrie des mèches :

- Solution I (Mésos direct) : les chargements en déplacement calculés par les résultats de la méthode de transfert macro-mésos sont imposés sur chaque nœud localisés sur les bords du VER. Les comportements de glissement des mèches sont pris en compte.
- Solution II (Mésos via macro) : d'abord, les déplacements calculés selon les résultats de la méthode de transfert macro-mésos sont imposés sur tous les nœuds du VER. Ensuite, les déplacements imposés sont relâchés en encastrant les bords du VER.

Avant d'appliquer les approches aux VER des renforts tissés interlocks étudiés, il est intéressant de les valider dans les simples cas et de les comparer avec la solution analytique dans ces cas.

4.1.2.1 Test de validation : solution analytique

Dans un premier temps, les déplacements des nœuds à imposer doivent être calculés à partir de la simulation macro basé sur la méthode de transfert macro-mésos. Figure 4-5, on montre deux solides qui comprennent un élément hexaèdre respectivement ont des dimensions différentes de manière à simuler les mèches avec rigidités différentes. Ces deux éléments représentent alors les structures à l'échelle mésoscopique.

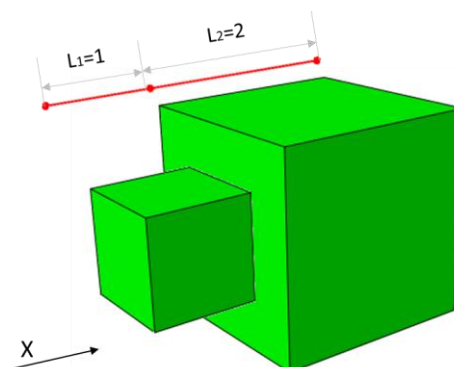


Figure 4-5 Deux éléments à étudier (l'unité en mm)

Figure 4-6 indique le schéma de calcul du transfert macro-mésos dans le cas de compression du renfort. Ici, les zones grises signifient le renfort macro dont les deux extrémités sont sollicités en compression de 1 mm chaque côté, et les zones vertes décrivent les mèches méso dont la configuration déformée peut être exprimée à l'aide de la méthode de transfert macro-mésos. En outre, le contact entre les deux pièces mésoscopiques est appliqué par la loi de pénalité avec un coefficient 0.24 pendant le calcul. En vue d'une simplification, la loi de comportement élastique avec le coefficient de poisson nul et le module de Young 320 MPa est utilisée. Donc nous nous observons que les déformations des cubes suivant la direction de compression (ou direction X). Alors, selon la configuration initiale et déformée des solides mésoscopiques, on peut facilement obtenir les déplacements à imposer pour tous les nœuds.

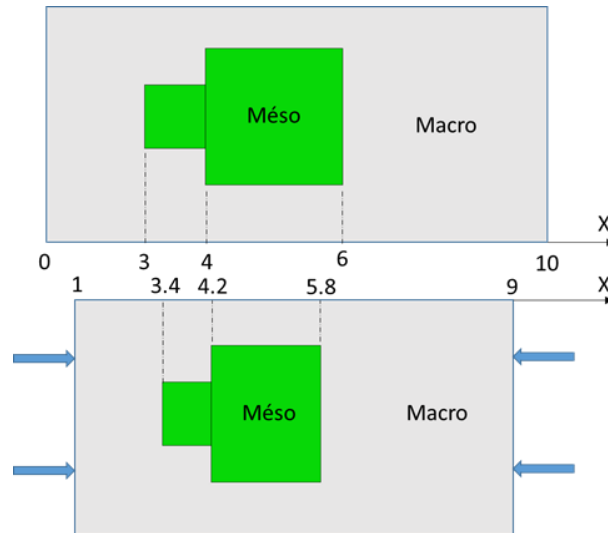


Figure 4-6 Schéma de transfert macro-méso dans le cas de compression du renfort

Dans un second temps, afin d'obtenir les déformations du VER relaxé, il faut déterminer les positions finales des nœuds au milieu du VER. Dans ce simple cas en compression, on peut distinguer trois surfaces Sur_{-1} , Sur_{-2} , Sur_{-3} avec déplacements différents qui permettent de représenter des déplacements des nœuds sur les deux extrémités et des nœuds milieux du VER (voir figure 4-7). Nous nous intéressons à la position finale de la surface Sur_{-2} ou déplacement U_2 après imposer respectivement des déplacements $U_1 = 0.4$ et $U_3 = -0.2$ sur les surfaces Sur_{-1} et Sur_{-3} .

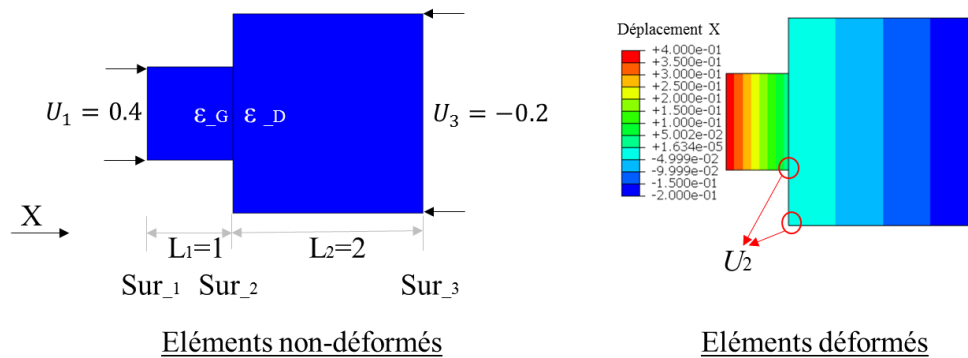


Figure 4-7 Deux éléments imposés en compression

Les faces de deux éléments sur la surface Sur_{-2} ont une force de contact identique. Alors les déformations de deux éléments sur cette surface peuvent s'exprimer comme :

$$\begin{cases} F_{-G} = F_{-D} \\ \sigma_{-G} = 4\sigma_{-D} \\ \varepsilon_{-G} = 4\varepsilon_{-D} \end{cases} \quad (4.1)$$

Les déformations de deux éléments ε_{-G} et ε_{-D} s'écrivent à l'aide des coordonnées X des surfaces :

$$\begin{cases} \varepsilon_{-G} = \ln\left(1 + \frac{U_2 - U_1}{L_1}\right) \\ \varepsilon_{-D} = \ln\left(1 + \frac{U_3 - U_2}{L_2}\right) \end{cases} \quad (4.2)$$

Selon la relation des déformations ε_{-G} et ε_{-D} définies dans équation (4.1), une formule de degré 4 non-linéaire est obtenue :

$$\varepsilon_{-G} - 4\varepsilon_{-D} = \ln\left(1 + \frac{U_2 - 0.4}{1}\right) - 4\ln\left(1 + \frac{-0.2 - U_2}{2}\right) = 0 \quad (4.3)$$

Après calcul, on obtient la solution analytique : $U_2 = 0.02308$. C'est-à-dire, la position de la surface Sur_{-2} se déplace vers la droite à la fin de compression car les rigidités des deux éléments sont différentes.

4.1.2.2 Test de validation des deux solutions par éléments poutre

Comme indiqué figure 4-8, les éléments poutre sont utilisés pour valider des deux solutions proposées dans cette section. Nous définissons les sections avec les mêmes dimensions que celles dans le calcul théorique.

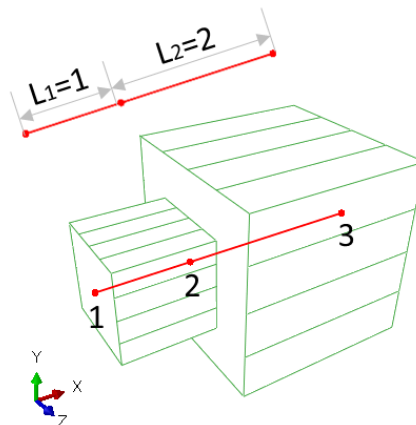


Figure 4-8 Deux éléments poutre à étudier

Les paramètres dans la loi de comportement élastique restent identiques que ceux dans la section 4.1.2.1. De la même manière dans le calcul théorique, les déplacements à appliquer pour tous les nœuds sont obtenus en fonction de la figure 4-6. Ces tests de validation basés sur les deux solutions proposées sont représentés schématiquement figure 4-9. Les deux calculs sont effectués dans le logiciel Abaqus. Dans Solution I (Mésos direct), les déplacements calculés pour Nœud 1 et Nœud 2 sont imposés. Dans Solution II (Mésos via macro), elle consiste en deux étapes. Dans la première étape, chaque nœud est sollicité par un chargement en déplacement. Dans la deuxième étape, le déplacement d'un nœud au milieu, ou Nœud 2, est enlevé où une condition d'encastrement est imposée sur les nœuds des extrémités.

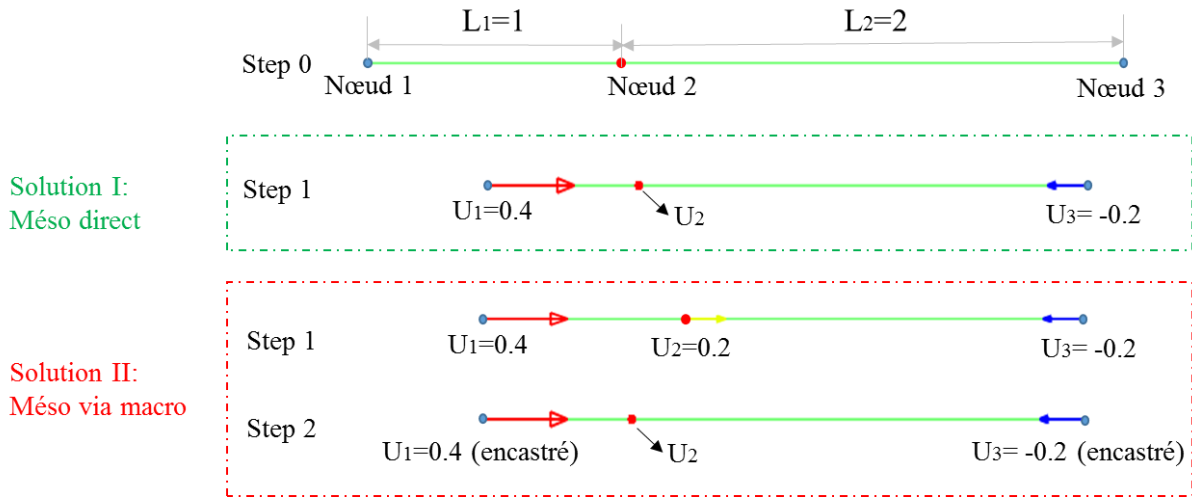


Figure 4-9 Schéma des calculs par éléments poutre

Les résultats de déplacement final du Nœud 2 sont tracés figure 4-10 pour les deux solutions. Il est indiqué que les déplacements finals de Nœud 2 dans les approches de Solution I (Mésodirect) et Solution II (Mésovia macro) sont quasiment identiques que celui de la solution analytique. Par rapport à la deuxième solution, lorsque le déplacement du Nœud 2 est relâché, le mouvement de ce nœud devient un problème dynamique, et se stabilise progressivement sous l'effet de l'amortissement.

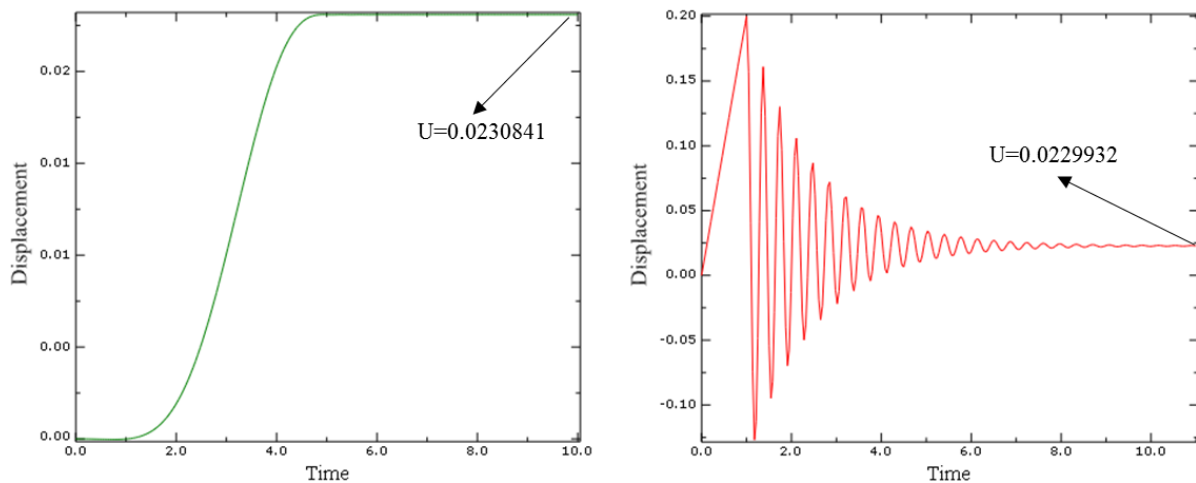


Figure 4-10 Courbes de déplacement du Nœuds 2 dans Solution I et Solution II

4.1.2.2 Test de validation des deux solutions par éléments volumiques

De la même manière que dans la section 4.1.2.2, les éléments volumiques hexaédriques à huit nœuds nommés C3D8 dans Abaqus sont utilisés pour vérifier les deux approches proposées. Deux pièces avec éléments hexaédriques sont montrées dans la figure 4-5. Ayant les dimensions différentes, le contact entre les deux pièces est pris en compte. Comme dans le cas d'éléments poutre, ici la loi de comportement et la loi de contact avec un coefficient 0.24 sont considérés pareilles que dans la solution analytique.

Dans Solution I (Mésodirect), les déplacements mésoscopiques sont imposés pour les nœuds sur les deux extrémités d'éléments. Et les nœuds au milieu sont libres. Dans Solution II (Mésovia macro), tous les nœuds sont sollicités en un déplacement calculé selon le schéma

(figure 4-6). Ensuite, les déplacements imposés sont libérés à l'exception des nœuds des limites qui sont encastrés au cours de cette étape. Nous nous intéressons à l'état final de déplacement des nœuds au milieu qui simulent les mouvements des mèches de l'état tendu à l'état réel. Comme précédent, trois surfaces sont remarquées sur lesquelles les nœuds ont des déplacements identiques en tenant compte du fait que le coefficient du poisson dans la loi de comportement est pris zéro. Donc on trace les courbes de déplacement des nœuds sur la surface Sur_2 pour les deux approches (voir figure 4-11 et 4-12).

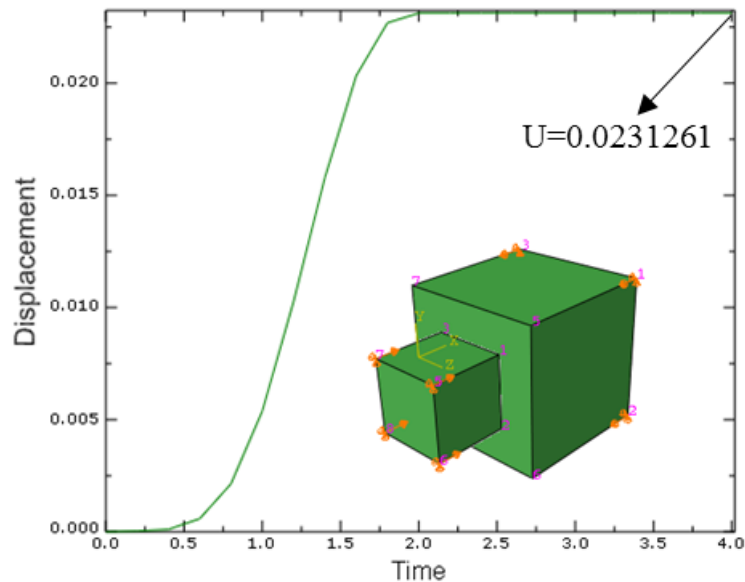


Figure 4-11 Courbes de déplacement par éléments C3D8 dans Solution I (Meso direct)

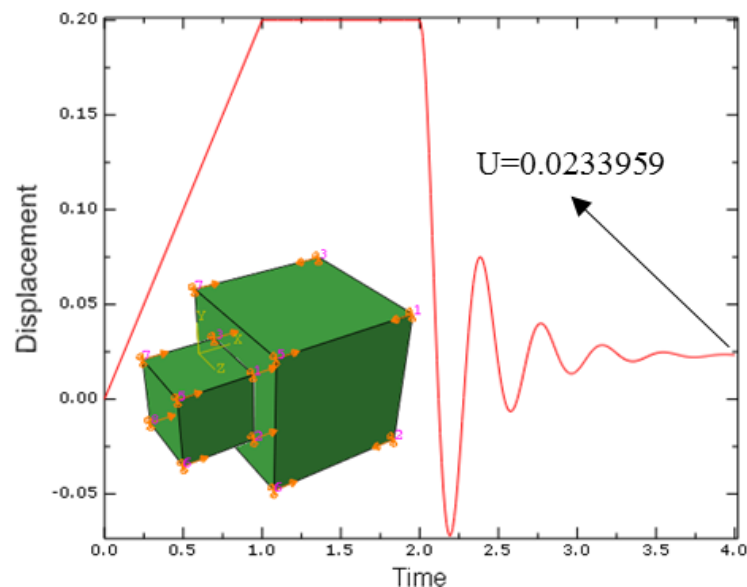


Figure 4-12 Courbes de déplacement par éléments C3D8 dans Solution II

Selon les valeurs finales de déplacement dans Solution I (Meso direct) et Solution II (Meso via macro), elles sont considérées quasiment pareilles que celle de la solution analytique. En bref, les résultats obtenus par éléments finis volumiques (ou poutre) s'avèrent que les deux solutions proposées permettent d'éliminer ce phénomène d'allongement irréal des mèches.

4.2 Simulations mésoscopiques dans le cas de flexion

Cette section indique les différents points clés qui permettent de réaliser les simulations numériques locaux du VER à l'échelle mésoscopique pour les renforts tissés interlocks. Parmi eux, une description d'une loi de comportement hyperélastique sera détaillée.

4.2.1 Implémentation dans le logiciel Abaqus

4.2.1.1 Loi de comportement des mèches

La loi de comportement hyperélastique isotrope transverse Néo-Hookéen est utilisée pour décrire les comportements mécaniques de mèches dans ce chapitre. Dans cette loi non-élastique, la direction des fibres est particulièrement suivie. Selon les travaux de [BAD 08b], les sections dans le plan transverse de mèches sont supposées isotrope. Les mèches de renforts tissés sont alors assumées être transversalement isotrope.

Dans ce modèle hyperélastique isotrope transverse, la définition du potentiel d'énergie est importante. Certains modèles isotropes transverses basés sur des différents formats de potentiel d'énergie ont été développés. Dans les travaux de Lürding [LüR 01], le potentiel d'énergie a été défini en s'appuyant sur les trois invariants classiques et deux invariants physiques. Itskov [ITS 04] a développé un potentiel d'énergie en forme polynomiale à l'ordre 3 avec 12 paramètres matériaux à déterminer. Selon l'étude de Schröder et al. [SCH 08], le modèle de découplage du potentiel d'énergie entre un potentiel isotrope de type Mooney-Rivlin et un potentiel d'isotropie transverse, a été mis en place. Bonnet et Burton [BON 98] ont également développé un modèle hyperélastique isotrope transverse qui se compose en deux parties : un potentiel isotrope de type Néo-Hookéen w_{iso} et un autre potentiel isotrope transverse w_{trans} de type polynomial. Ce modèle isotrope transverse de découplage est choisi pour les simulations mésoscopiques dans cette section.

Le potentiel d'énergie de déformation qui se décompose en une somme de deux potentiels peut s'exprimer sous la forme:

$$\left\{ \begin{array}{l} w = w_{iso}(I_1, I_2, I_3) + w_{trans}(I_1, I_2, I_3, I_4, I_5) \\ w_{iso} = \frac{1}{2} \mu (I_1 - 3) - \mu \ln(J) + \frac{1}{2} \lambda (J - 1)^2 \\ w_{trans} = [\alpha + \beta \ln(J) + \gamma (I_4 - 1)] (I_4 - 1) - \frac{1}{2} \alpha (I_5 - 1) \end{array} \right. \quad (4.4)$$

Le potentiel isotrope w_{iso} décrit les comportements longitudinaux d'une mèche, et le potentiel w_{trans} est orthotrope et correspond aux déformations d'une mèche dans le plan transverse. Le second tenseur de Piola-Kirchhoff $\underline{\underline{S}}$ peut alors être déduit à partir des expressions des potentiels dans l'équation (4.4) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{\underline{S}} = \underline{\underline{S}}_{iso} + \underline{\underline{S}}_{trans} = 2 \frac{\partial w_{iso}}{\partial \underline{\underline{C}}} + 2 \frac{\partial w_{trans}}{\partial \underline{\underline{C}}} \\ \underline{\underline{S}}_{iso} = \mu(\underline{\underline{I}} - \underline{\underline{C}}^{-1}) + \lambda J(J-1)\underline{\underline{C}}^{-1} \\ \underline{\underline{S}}_{trans} = 2\beta(I_4 - 1)\underline{\underline{C}}^{-1} + 2[\alpha + 2\beta \ln(J) + 2\gamma(I_4 - 1)]\underline{\underline{M}} - \alpha(\underline{\underline{C}} \otimes \underline{\underline{M}} + \underline{\underline{M}} \otimes \underline{\underline{C}}) \end{array} \right. \quad (4.5)$$

Les paramètres λ , μ , α , β et γ sont définis dans l'étude de [BON 98] en fonction des quatre paramètres matériaux : module d'élasticité transverse E , module d'élasticité longitudinale E_A , coefficient de poisson ν et module de cisaillement longitudinale G_A . Tableau 4-1 montre les paramètres utilisés dans les simulations mésoscopiques des renforts interlocks dans ce manuscrit [FLO 13].

E (MPa)	E_A (MPa)	ν	G_A (MPa)
3200	45516	0	1600

Tableau 4-1 Paramètres matériaux utilisés des renforts interlocks

Afin d'implémenter cette loi de comportement hyperélastique dans Abaqus/Explicit, une sous-routine utilisateur VUMAT (Vectorized User Material) dans laquelle l'utilisateur programme les comportements des matériaux en grande transformation est mis en placés en Fortran.

4.2.1.2 Autres données de calcul

Outre la loi de comportement qui décrit les comportements mécaniques des mèches en grande transformation, il reste plusieurs données à définir.

Quant aux types d'élément, les éléments volumiques à intégration complète sont utilisés. Les calculs à intégration induite qui possèdent qu'un seul point d'intégration peut diminuer le temps de calcul, mais dans certaines transformations cela peut conduire à un mode à énergie nulle ou un mode hourglass. C'est-à-dire qu'une déformation se produit au point d'intégration sans le changement d'énergie. Malgré le temps de calcul élevé, le calcul avec des éléments à intégration complète est un des plus simples moyens d'éviter ce mode de déformation non-désiré.

Avec une loi de comportement isotrope transverse, il est nécessaire de définir une orientation matérielle indiquant la direction des mèches pour chaque élément. Pour cela, la commande *orientation dans Abaqus permet de préciser la direction privilégiée d'une mèche à partir de la numérotation des nœuds interne à l'élément.

Dans ABAQUS/Explicit, l'algorithme de contact général ("general contact algorithm") est choisi pour gérer le problème de contact. Quant à la loi de contact dans la direction tangentielle, le frottement entre les mèches est pris en compte grâce à une loi de Coulomb avec un coefficient de 0,24. Dans la direction normale, la relation de contact « hard » permet de minimiser la pénétration entre les surfaces de contact et ne permet pas le transfert de contrainte de traction à travers l'interface.

4.2.2 Résultats des simulations mésoscopiques sur Interlock I

Les approches de Solution I (Mésos direct) et Solution II (Mésos via macro) ont été validées grâce aux simples exemples avec éléments poutre et éléments volumiques. Il est maintenant possible d'effectuer les simulations mésoscopiques des renforts interlocks en utilisant ces approches. Afin de démontrer la faisabilité de ces approches proposées dans la section 4.2.1, les simulations mésoscopiques des renforts Interlock I et Interlock II lors de la flexion seront des exemples représentatifs.

Après la transfert macro-mésos à partir des simulations macroscopiques, en fonction du post-traitement d'élongation des mèches on peut constater que certaines zones des mèches s'allongent excessivement. Surtout ce phénomène est plus évident sur les zones qui ont une grande pente selon le contour d'élongation du VER. Afin de pallier ce phénomène, deux solutions sont proposées. Dans la figure 4-13, la position du VER d'Interlock I dans le renfort tissé est illustrée dans la configuration initiale et actuelle.

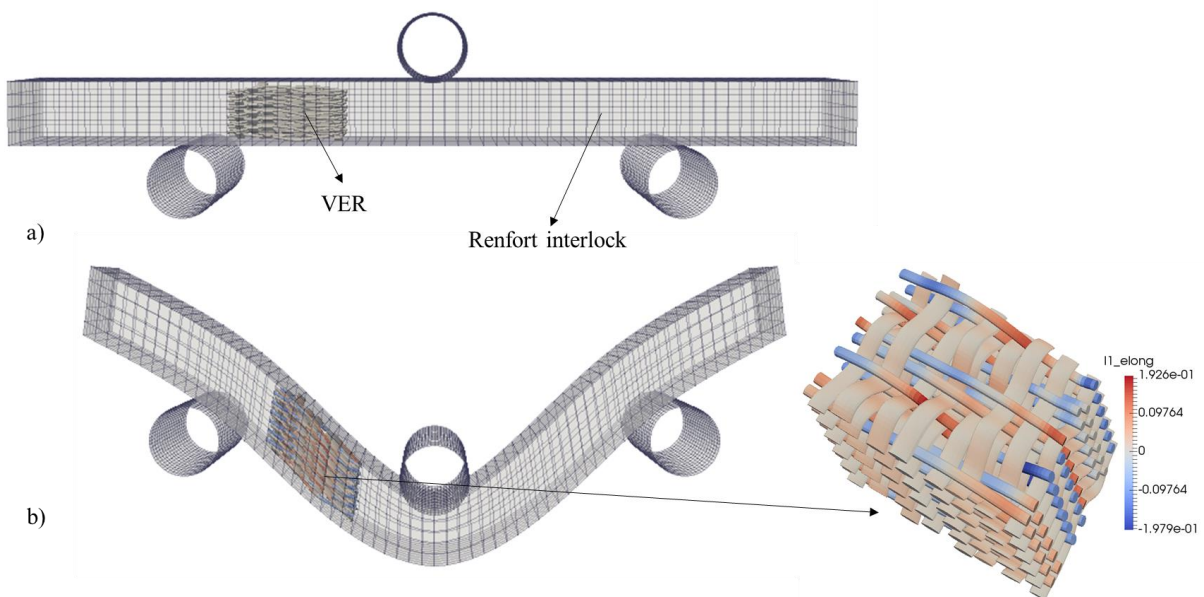


Figure 4-13 Position du VER à simuler dans le renfort tissé a) initial et b) déformé

La simulation mésoscopique locale du VER d'Interlock est réalisée basée sur Solution I (Mésos direct). Le résultat prenant en compte du comportement de glissement des mèches est donné figure 4-14 a). En comparaison avec le résultat sans ajouter le comportement de glissement des mèches, il est évident que ce phénomène d'allongement suivant la direction de mèche a disparu dans la majeure partie de la zone du VER.

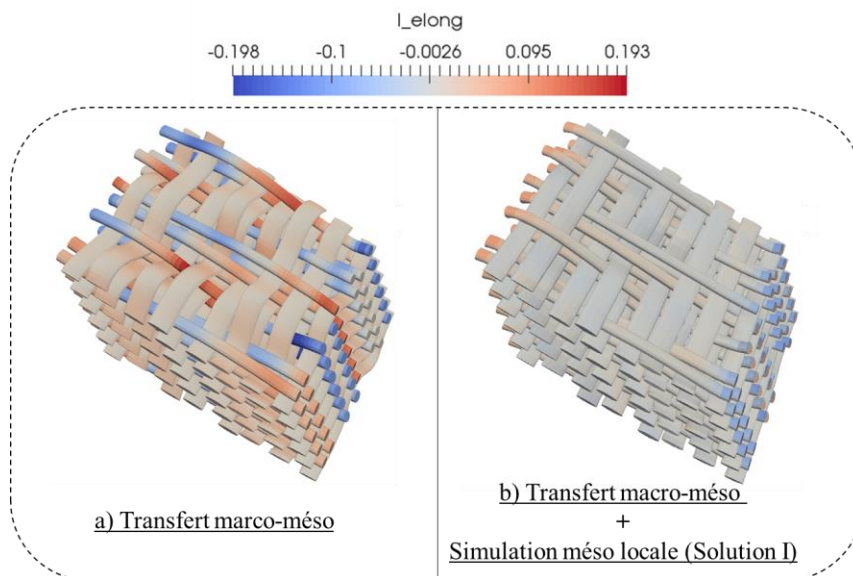


Figure 4-14 Comparaison des résultats : avant et après simulation mésoscopique d'Interlock I (Solution I : Calcul méso direct)

Selon la Solution II (Méso via macro), la simulation mésoscopique est effectuée pour Interlock I. La figure 4-15 décrit le résultat du calcul méso à partir de macro, ainsi que la comparaison avec celui de méso basé sur macro. On peut observer en fonction du contour d'élongation que le phénomène d'allongement est supprimé dans l'état final.

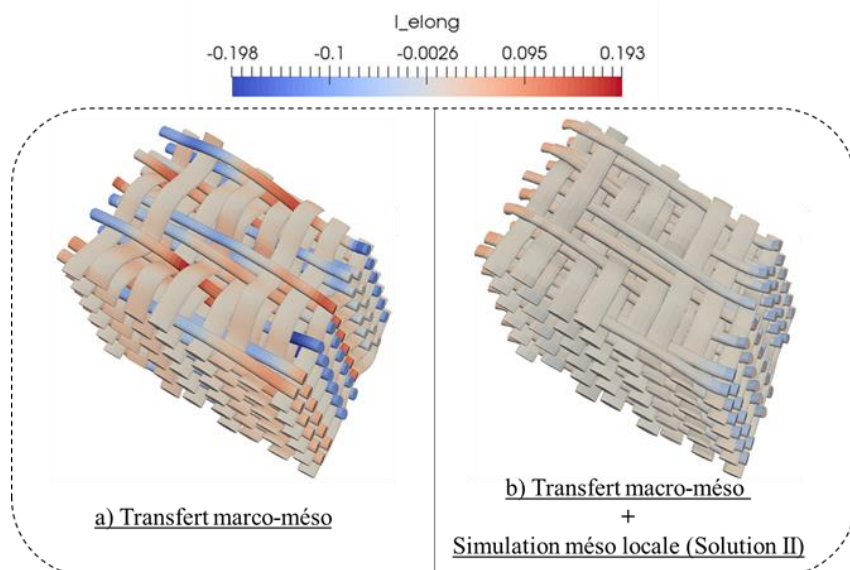


Figure 4-15 Comparaison des résultats : avant et après simulation mésoscopique d'Interlock I (Solution II : Calcul méso via macro)

Selon les résultats montrés figure 4-14 et 4-15, les deux approches se sont avérées efficaces par rapport à la suppression du phénomène d'allongement excessive des mèches. Si on compare les deux approches, le Solution II (Méso via macro) est plus préférable que Solution I (Méso direct) en terme du temps de calcul. Dans ce cas où le VER simulé se situe près de l'appui fixe, le temps de calcul de Solution I (Méso direct) est de 5,0 heures, et celui de Solution II (Méso via macro) est 4,5 heures. Cependant, il faut noter que lorsque la position de VER se déplace plus près de l'appui central, les déplacements à charger grandiront, et le temps de calcul de

Solution I (Mésos direct) augmentera. Au contraire, dans la même situation, le temps de calcul de Solution II (Mésos via macro) reste quasiment constant. Car dans la première étape, les positions de tous les nœuds sont déjà calculés dans le transfert macro-mésos. A la fin de cette étape, la position du VER est assez proche que celle de l'état final avec le temps de calcul fixé. De plus, c'est la deuxième étape de relâchement d'énergie qui détermine principalement le temps de calcul total, et cela est presque indépendant de la distance des état initial et déformé du VER.

Quand il s'agit de la stabilité de calcul, Solution II (Mésos via macro) montre une faible instabilité. La figure 4-16 trace les courbes d'énergie interne (ALLIE) et d'énergie cinématique (ALLKE) en fonction du temps. Au début du relâchement des déplacements imposés dans la première étape, des changements soudains dans les conditions aux limites en déplacement provoque une augmentation rapide qui diminue progressivement sous l'effet de l'amortissement. Le problème devient dynamique, et il est plus susceptible de ne pas se converger.

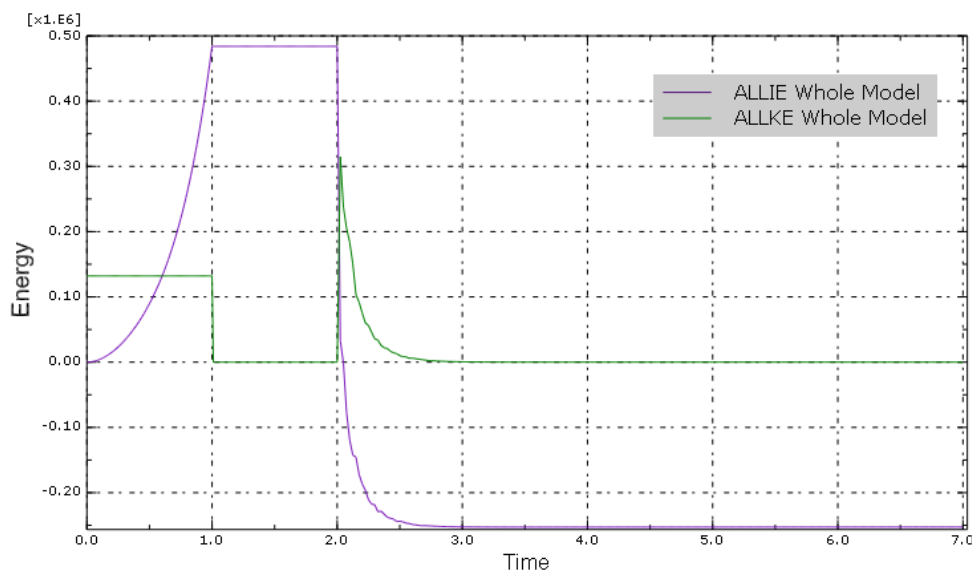


Figure 4-16 Courbes des énergies en fonction du temps

4.2.3 Résultats des simulations mésoscopiques sur Interlock II

De la même façon que l'analyse d'Interlock I, la position du VER d'Interlock II dans le renfort tissé est montrée dans la configuration initiale et actuelle (voir figure 4-17). Le phénomène d'allongement excessive des mèches peut être facilement observé selon le VER déformé et calculé par le transfert macro-mésos du renfort interlock, surtout pour les mèches liantes dans un VER.

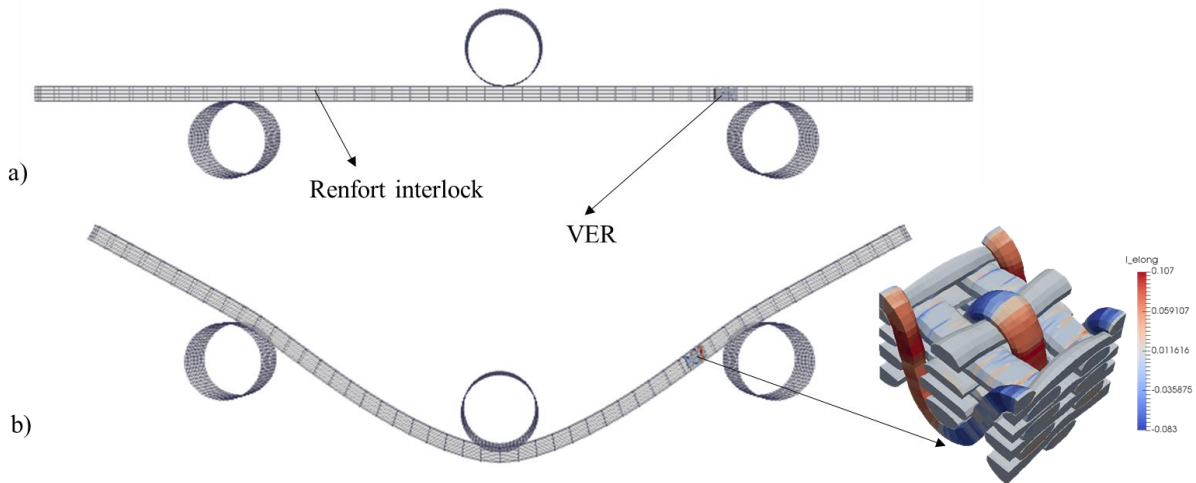


Figure 4-17 Position du VER à simuler dans le renfort tissé a) initial et b) déformé

Les deux approches selon la Solution I (Méso direct) et la Solution II (Méso via macro) sont utilisées pour les simulations à l'échelle mésoscopique, en vue d'éviter le phénomène d'élongation excessive des mèches. La figure 4-18 donne une comparaison de l'invariant d'élongation entre le résultat avant et après la simulation mésoscopique selon la Solution I (Méso direct). Le post-traitement d'élongation du résultat des simulations mésoscopiques se relève que le phénomène d'élongation excessive est évité par l'approche de Solution I (Méso direct).

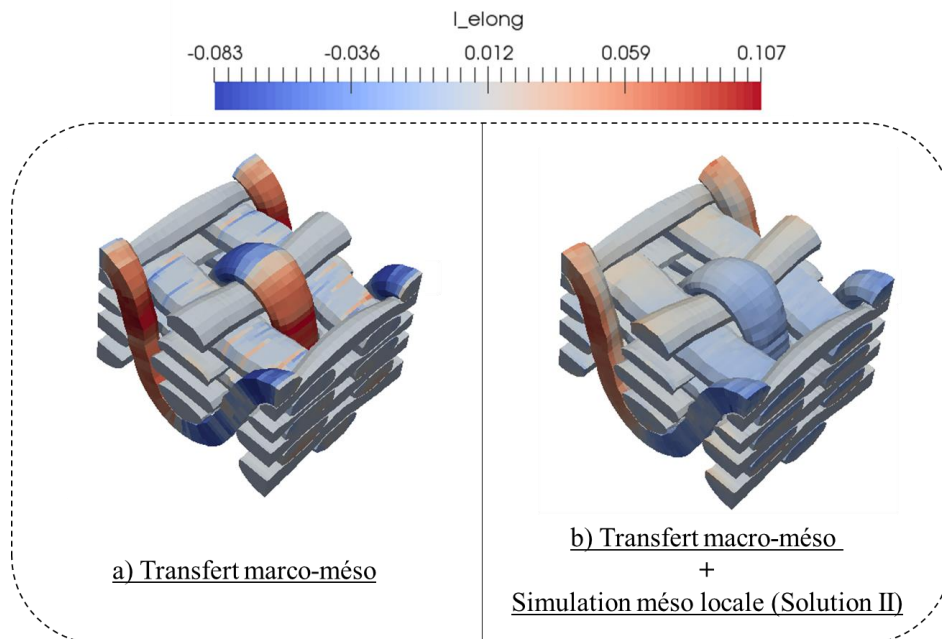


Figure 4-18 Comparaison des résultats : avant et après simulation mésoscopique d'Interlock II (Solution I : Calcul méso direct)

Une comparaison entre le résultat avant et après la simulation mésoscopique selon la Solution II (Méso via macro) est réalisée sur figure 4-19. Cela démontre que cette partie d'énergie de déformation provoquant une élongation irréaliste des mèches est déjà relâchée par l'approche de la Solution II (Méso via macro). Néanmoins, les déplacements sont imposés comme conditions aux limites sur les frontières du VER, donc l'effet des bords se produit à la

fin de la simulation mésoscopique. C'est à dire que les contraintes sont plus concentrées sur les zones de frontières du VER.

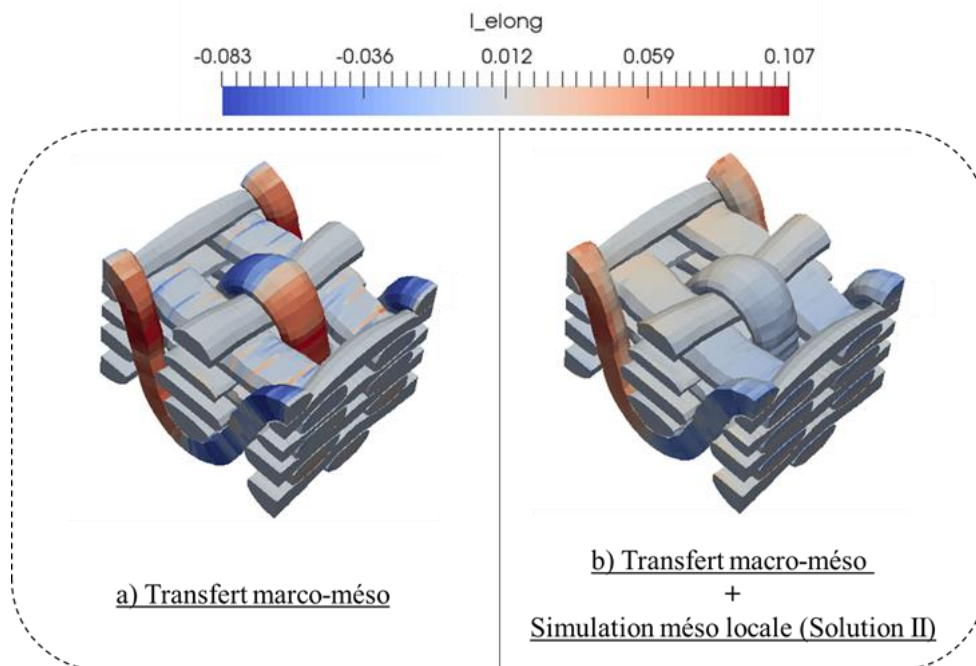


Figure 4-19 Comparaison des résultats : avant et après simulation mésoscopique d'Interlock II (Solution II : Calcul méso via macro)

Finalement, afin de montrer l'efficacité des deux approches de la manière plus précise, dix éléments qui se localisent des différentes zones du VER sont choisis en tant que les points à analyser (figure 4-20). La figure 4-21 indique les valeurs d'élongation sur le résultat avant et après la simulation mésoscopique selon la Solution I (Méso direct) et la Solution II (Méso via macro). Les valeurs d'élongation qui sont excessives dans le cas de Transfert macro-méso diminuent dans le cadre normal après les simulations mésoscopiques basées sur les deux approches. On peut alors conclure que le phénomène d'allongement excessif des mèches qui a lieu notamment sur les mèches liantes peut s'éviter par les deux approches proposées.

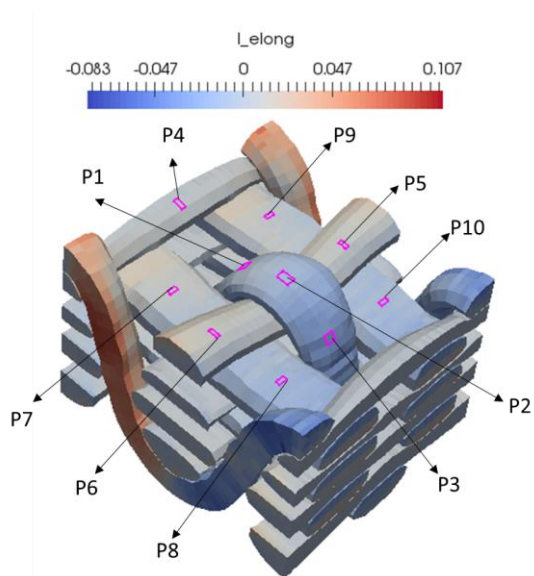


Figure 4-20 Les positions des dix points à observer du VER

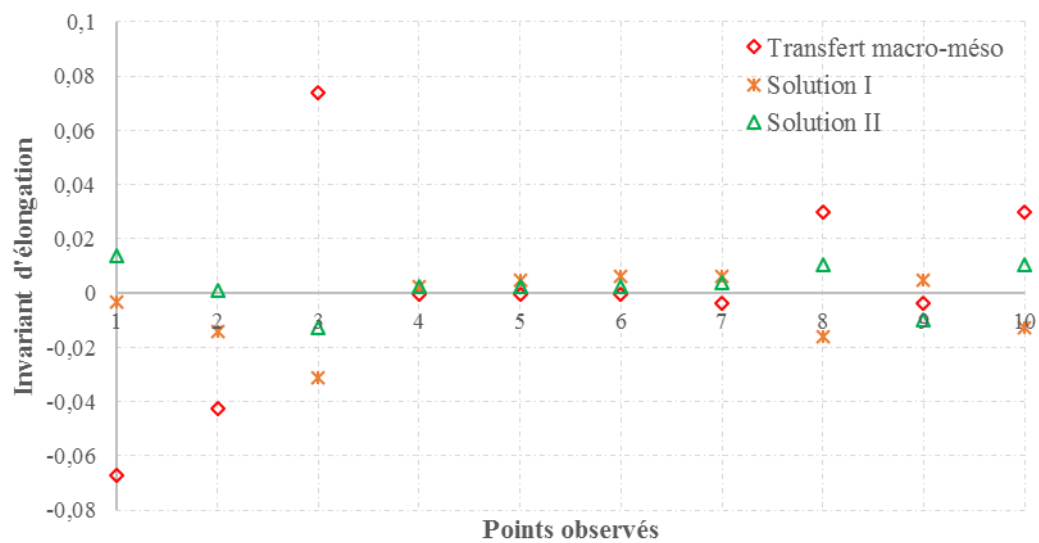


Figure 4-21 Comparaison des invariants d'élongation

4.3 L'essai de la flexion et les comparaisons

Dans le but de vérifier cette méthode macro-méso, l'essai de flexion trois points avec une étape de l'ajout de résine pour renfort tissé Interlock II est réalisé à Gemtex. Ainsi qu'une comparaison entre les résultats obtenus pas simulations et expérimentalement à l'échelle des mèches est effectuée dans cette section.

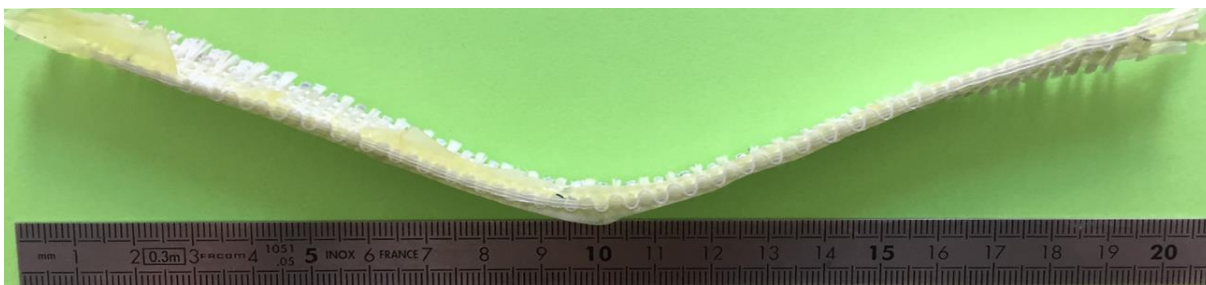
4.3.1 Essais et résultats à l'échelle mésoscopique

L'essai de flexion trois points du renfort Interlock II en verre a été effectué dans la même condition comme présenté dans la section 2.5.2. De plus, une étape de l'ajout de résine est ajoutée en vue d'observer le tissu déformé à l'échelle mésoscopique. Etant donné qu'il est souvent difficile de visualiser des coupes internes des renforts secs, l'ajout de la résine est généralement un moyen simple pour figer la structure composite, et pour pouvoir observer son architecture interne et analyser ses déformations au niveau des mèches.

Cette étape de l'ajout de résine est délicate, car l'ajout de résine peut maintenir la structure mais aussi parfois perturber les géométries de déformation des mèches. Pour cela, le tissu déformé sur le banc d'essais est pulvérisé par de la laqué qui peut maintenir le tissu dans sa configuration temporairement. Ensuite, le tissu pulvérisé par de la laqué est injecté dans une résine autopolymérisante à froid à base de résine époxy consistant en un liquide et un durcisseur dans une température ambiante. Après un délai de solidification du tissu, l'architecture tissée d'Interlock II se fige et maintien ainsi la géométrie déformée finale du renfort, ce qui permet de pouvoir observer des coupes du renfort fibreux dans les différentes positions. Ensuite, ce tissu se coupe suivant la direction de chaîne et se frotte manuellement jusqu'à que les mèches liantes sont visitables. Dans cet essai de flexion suivant la direction de chaîne, nous nous intéressons aux coupes dans le sens chaîne, plutôt celles de mèche liante (voir figure 4-22).



a) Tissu résiné sur le plan (x,y)



b) Tissu résiné sur le plan (x,z)

Figure 4-22 Coupes du renfort Interlock II dans le sens de mèche liante

Après l'ajout de résine, les déformations des mèches et des sections transversales de mèches peuvent être observées et mesurées par traitements d'image. Figure 4-23 représente le résultat obtenu par une combinaison des images réalisées par le microscope.

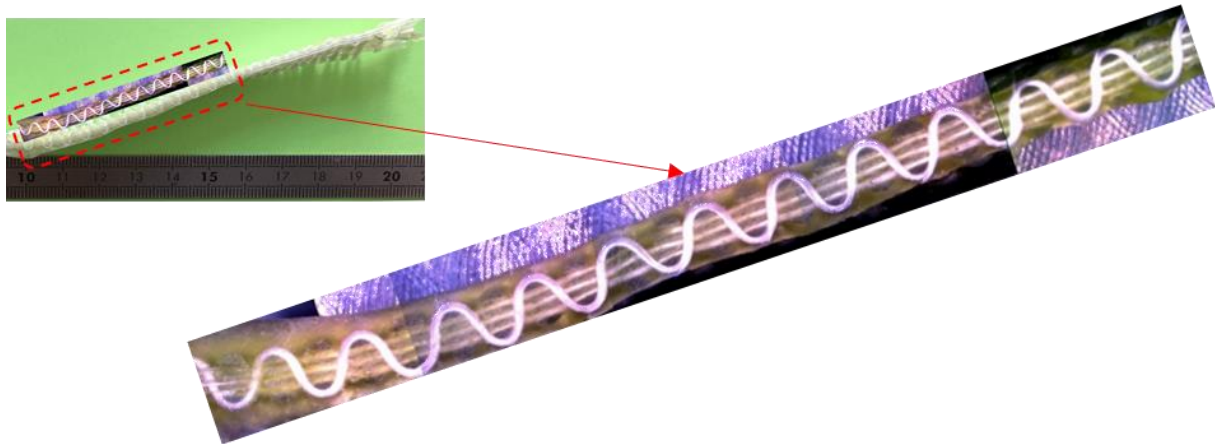


Figure 4-23 Coupe dans le sens chaîne obtenue par le microscope

On peut apercevoir que la mèche liante en flexion n'est pas significativement allongée et amincie. C'est-à-dire que cette mèche liante se glisse contre les mèches de trame autour de lui au cours de la flexion. Ceci est cohérent avec le phénomène d'allongement que nous avons expliqué précédemment (voir section 4.1.1). De plus, nous distinguons que les formes de section des mèches de trame ont changé à la fin de l'essai (voir figure 4-24). Le VER d'Interlock II possède trois couches de chaînes, quatre couches de trames et un liant orthogonal dans la direction d'épaisseur. Dans la configuration actuelle, il est évident que les sections des mèches de trame localisées sur les couches externes en haut (en jaune) deviennent plus grossies que celles localisées sur les couches externes en bas (en vert). Parce que lors de la sollicitation en flexion, la surface supérieure du tissu est sollicitée en compression, contrairement celle inférieure est sollicitée en extension.

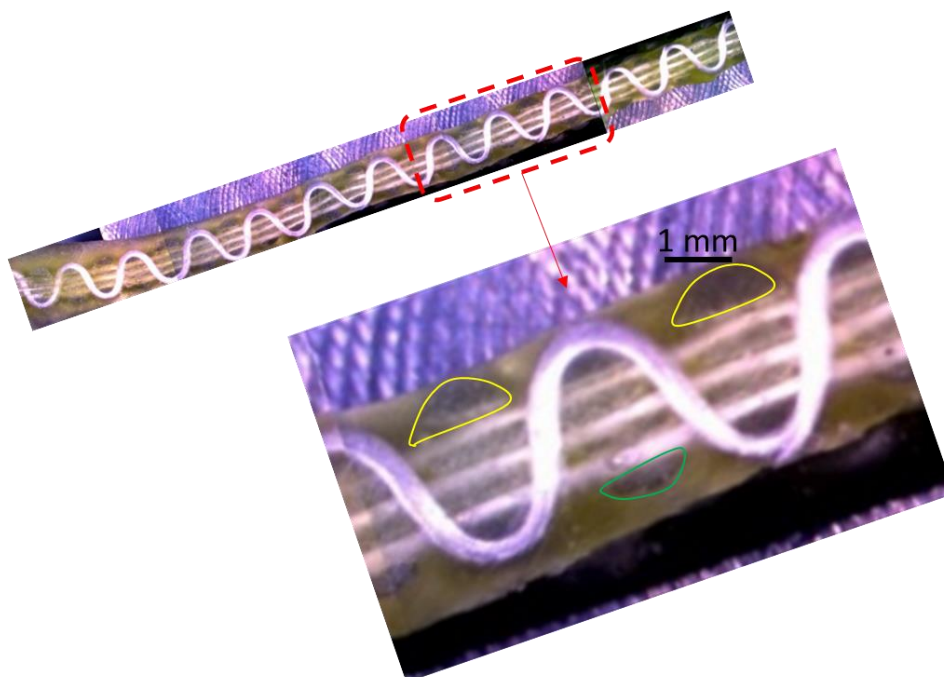


Figure 4-24 Détails de la coupe dans le sens chaîne

4.3.2 Comparaisons entre simulations et expériences

Dans cette section, le phénomène d'élongation excessive obtenu par la méthode de transfert macro-méso est éliminé basés sur les deux approches : Solution I (Méso direct) et Solution II (Méso via macro) proposées dans la section 4.1.2. Les résultats des deux approches seront comparés avec ceux obtenus expérimentalement à l'aide de l'ajout de résine. Illustré sur figure 4-25 a) et b), les coupes du VER dans le plan des mèches de trame et mèche liante sont obtenues par simulation et expérimentalement. Les deux VERs extraits se situent dans la même position des renforts dans la simulation et l'essai.

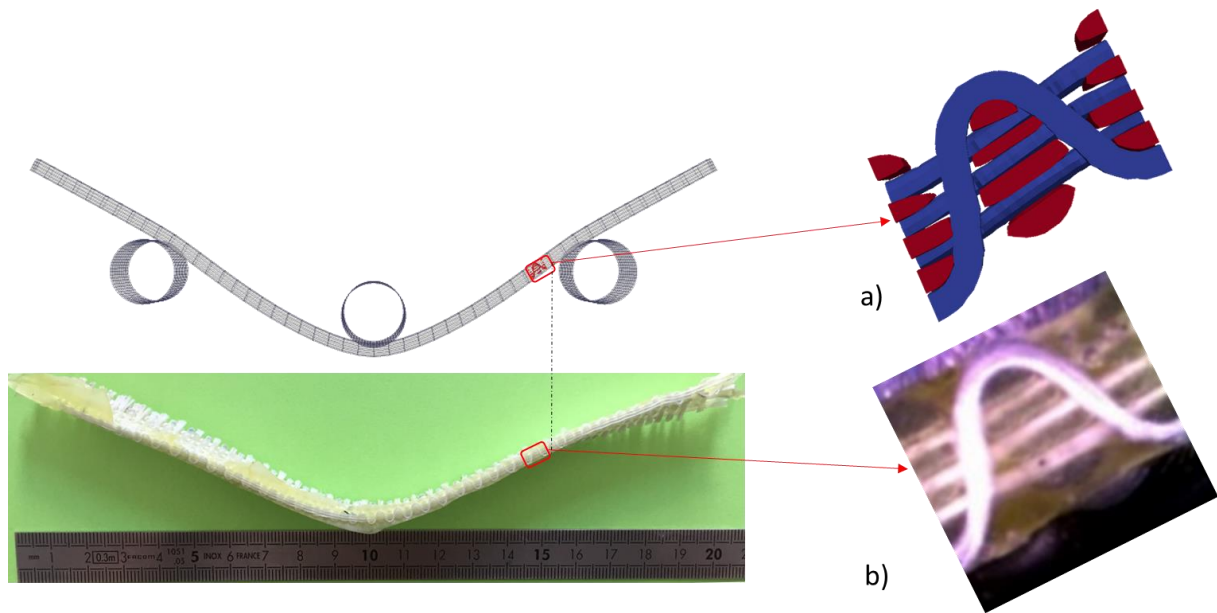


Figure 4-25 Coupes du VER extraites dans la même position du renfort par :
a) simulation b) expérience

Les comparaisons des simulations numériques s'appuyant sur Solution I (Méso direct) et sur Solution II (Méso via macro) et avec l'expérience sont représentées sur figure 4-26. On relève que les formes de mèche liante sont en bon accord. En outre, dans les simulations, les sections des mèches de trame ne sont plus perpendiculaires à la ligne moyenne, comme observé dans l'expérience. Ce phénomène traduit les glissements relatifs entre les mèches pendant la flexion du renfort.

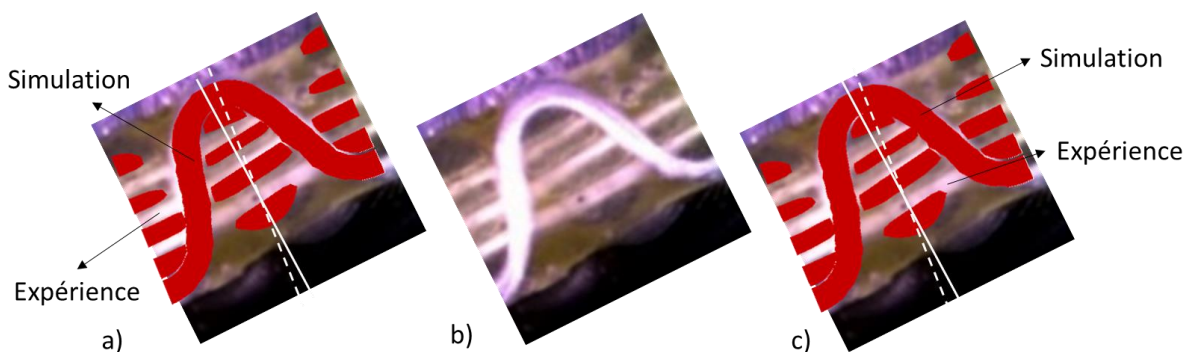


Figure 4-26 Comparaisons entre simulations et expérience : a) Solution I b) expérience c) Solution II

Bilan du chapitre 4

Dans ce dernier chapitre, l'objectif est d'éliminer le phénomène d'élongation excessive des mèches dans la méthode de transfert macro-méso proposée dans le troisième chapitre. Tout d'abord, ce phénomène d'élongation excessive des mèches pendant l'essai de flexion trois points est mis en évidence. Cela provient du fait que toutes les mèches sont considérées une matière homogène comme le renfort tissé dans la simulation macroscopique. Quand le renfort est sollicité en grand cisaillement transverse, les mèches possédant une pente deviennent sollicitées en extension dans le sens des fibres, et s'allongent irréallement en fonction de la déformation macroscopique. Effectivement, les mèches sollicitées en tension suivant le sens des fibres se glissent contre les autres mèches étant donné de la rigidité importante en tension. Ensuite, afin d'éliminer ce phénomène d'allongement des mèches, deux approches sont proposées prenant compte des effets de glissement à l'échelle mésoscopique. Elles sont validées par des exemples de deux éléments. Après les validations, ces deux approches sont appliquées à la maille élémentaire du renfort Interlock II dans l'essai de flexion. Finalement, les résultats obtenus par simulations numériques sont comparés avec ceux réalisés par l'expérience avec l'ajout de résine qui permet d'observer les déformations et les variations des sections transverses des mèches selon les différentes coupes. Malgré que les phénomènes principaux à l'échelle mésoscopique peuvent être constatés, les images des tissus en verre après l'ajout de résine montrent des difficultés d'obtenir des images propres et lisibles. Il convient alors d'effectuer les observations à l'aide de la microtomographie aux rayons X si possible.

Conclusions et perspectives

Dans les domaines de aéronautiques et aérospatiales, matériaux composites textiles sont de plus en plus utilisés à l'heure actuelle. Leurs comportements mécaniques, surtout à l'échelle mésoscopique et à l'échelle macroscopique, sont largement étudiés par les auteurs. Des connaissances de leurs comportements sont nécessaires de réaliser les simulations numériques de la mise en forme qui permettent d'évaluer les propriétés de produits finals ainsi que la perméabilité du renfort dans l'étape d'injection de la résine. Ce sont les simulations des mèches à l'échelle mésoscopique qui confèrent des informations essentielles pour effectuer un calcul de perméabilité, telles que la déformation des mèches et leurs orientations. Cependant, seuls les modèles macroscopiques sont actuellement adaptés aux simulations de pièces entières, prenant en compte le temps de calcul prohibitif. En général les analyses macroscopiques donnent des solutions où l'on considère la préforme sans analyser les échelles inférieures. Afin de prédire les déformations de renforts tissés à l'échelle mésoscopique, nous développons une méthode de transfert macro-méso qui permet d'effectuer les analyses mésoscopique du renfort lors de la mise en forme.

L'objectif de cette thèse est de déterminer les champs de déplacements-déformations mésoscopiques de renforts tissés à partir des simulations macroscopiques et des modélisations mésoscopiques. Pour cela, il est d'abord nécessaire de réaliser les simulations numériques des renforts tissés interlocks à l'échelle macroscopique. Un modèle hyperélastique adapté aux renforts composites 3D est utilisé de décrire les comportements. Basé sur une hypothèse de découplage, l'énergie de déformation s'exprime en fonction d'un invariant physique relatifs aux chaque mode de déformation. Identifications des paramètres matériaux dans cette loi de comportement hyperélastique ont été réalisées par la méthode directe ou par la méthode inverse dans les essais classiques. Les simulations numériques avec ces paramètres identifiés ont été mises en œuvre et comparées avec les résultats expérimentaux dans les deux cas: flexion trois points et emboutissage hémisphérique. Comme la base de la méthode macro-méso, les résultats macroscopiques sont primordiaux. Si les analyses macroscopiques sont pertinentes, elles doivent conduire à des résultats satisfaisants au niveau mésoscopique.

Suite aux simulations macroscopiques des renforts tissés, une méthode de transfert macro-méso a été détaillée. Cette méthode relie les résultats numériques macroscopiques aux modélisations mésoscopique de Volume Élémentaire Représentatif (VER). Les modélisations géométriques du VER sont reconstruites en fonction des images de la tomographie qui peuvent refléter une réelle architecture à l'intérieur du renfort. Ceci est un point important d'influencer l'exactitude des résultats mésoscopiques finals. De plus, les éléments isoparamétriques ont la même fonction de forme de la géométrie et du champ de déplacement, ce qui conduit à une relation entre un nœud mésoscopique des mèches et l'élément macroscopique du renfort où se trouve ce nœud mésoscopique. Ce sont les relations constantes pendant une transformation qui déterminent les postions déformées de chaque nœuds mésoscopiques. Autrement dit, les champs de déplacements de toutes les mèches du tissu à l'échelle mésoscopique sont obtenues. Quant aux champs de déformation, ils nécessitent les post-traitements associés au chaque mode de déformation des mèches. Ce modèle multiéchelle et son post-traitement a été mis en implémentation dans les codes écrits en Fortran et les visualisations peuvent être observées dans le logiciel ParaView.

Dans les résultats mésoscopiques obtenus par la méthode macro-méso, nous avons remarqué certains phénomènes qui sont conforme aux ceux macroscopiques, tels que les variations d'angle de cisaillement, et des glissements. Cependant, sans prendre compte des effets locaux

de glissements des mèches, ce modèle se montre le phénomène d'allongement excessive des mèches dans le sens des fibres. Ce phénomène se produit lorsque la géométrie de mèche a une pente raide et aussi cette zone de renfort est sollicitée en grand cisaillement. Deux approches ont été proposées pour tenir en compte les comportements mésoscopiques des mèches. Suite aux tests élémentaires, les simulations mésoscopiques basées sur les deux approches sont respectivement appliquées aux renforts interlocks. Après les simulations mésoscopiques locales, les phénomènes non-désirés sont disparus. Les résultats mésoscopique sont satisfaisants et en bon accord avec les expérimentations.

Cette méthode multiéchelle développée dans ce manuscrite conviendrait aux tous les types d'armures. Par rapport au temps de calcul, cette méthode macro-méso montre un grand avantage en comparaison avec les modèles à grande échelle mésoscopique. Ainsi que les résultats mésoscopiques incluent toute les informations de déformation des mèches à l'échelle mésoscopique.

Quelques perspectives s'ouvrent à l'issue de ce travail montrées ci-dessous :

Comme indiqué précédemment, l'étape de reconstruction du VER influence largement l'exactitude des résultats finals. Il est convenable de construire les modèles géométriques basés sur les données réelles telles que données tomographiques, en prenant en compte plus de détails. Etant donné de la capacité de mémoire de la machine, il faut que les tailles d'éléments soient raisonnables.

Concernant au relâchement des contraintes des mèches, une autre approche plus stable peut être envisageable, mais n'a pas été réalisée dans ce manuscrit. La différence avec la deuxième solution est ce que dans la deuxième étape, les forces internes correspondantes à la configuration déformée de la première étape sont ajoutées pour tous les nœuds du VER. Ensuite, les forces internes imposées se diminuent progressivement jusqu'à zéro. Cela permet d'assurer que le calcul ne soit pas excessivement violent.

Pendant les simulations mésoscopiques locales dans chapitre 4, deux approches ont été développées afin de pallier le phénomène d'allongement des mèches. L'utilisation des conditions aux limites en déplacement conduit à des effets de bords. La solution plus envisageable est d'appliquer les conditions aux limites périodiques. Ceci peut être atteint à l'aide d'une commande 'Equation' qui permet de définir des relations linéaires entre les degrés de liberté des nœuds dans le logiciel Abaqus.

Dans les expérimentations à l'échelle mésoscopique, une étape de l'ajout de résine a été ajoutée afin de bien visualiser les déformations des coupes à l'intérieur du VER. Toutefois, les images montrent des difficultés d'obtenir des résultats propres. Il serait intéressant d'analyser les résultats par les autres moyens d'observation, tels que la tomographie à rayon X.

Bibliographies

- [AMI 09] Amini AM, Dureisseix D, Cartraud P. Multi-scale domain decomposition method for large scale structural analysis with a zooming technique : Application to plate assembly. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 79, n° 4, 2009, p. 427-443.
- [ALL 11] Allaoui S., Boisse P., Chatel S., Hamila N., Hivet G., Soulat D., Vidal-Salle E. Experimental and numerical analyses of textile reinforcement forming of a tetrahedral shape. *Composite: Part A*, vol. 42, 2011, p. 612-622.
- [AST 14] ASTM C1557:14. Standard Test Method for Tensile Strength and Young's Modulus of Fibers. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2014.
- [AYA 15] Ayachit, Utkarsh, *The ParaView Guide: A Parallel Visualization Application*, Kitware, 2015, ISBN 978-1930934306
- [AZE 17] Azehaf I. Modélisation du comportement mécanique et de la perméabilité des renforts tissés. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2017.
- [BAD 08a] Badel P. Analyse mésoscopique du comportement mécanique des renforts tissés de composites utilisant la tomographie aux rayons X. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2008.
- [BAD 08b] Badel P., Vidal-Salle E., Maire E., Boisse P. Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at the mesoscopic scale. *Composites Science and Technology*, vol. 68, n° 12, 2008, p. 2433-2440.
- [BAD 08c] Badel P., Vidal-Sallé E., Boisse P. Large deformation analysis of fibrous materials using rate constitutive equations. *Computers & Structures*, vol. 86, 2008, p. 1164-1175.
- [BAR 00] Baruchel J., Buffiere J., Maire E., Merle P., Peix G. *X-Ray Tomography in Material Science*. Hermes Science, 2000.
- [BEL 11] Bel S. Analyse et simulation de la mise en forme des renforts de composites NCF. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2011.
- [BER 99] Berthelot J. *Matériaux composites - Comportement mécanique et analyse des structures*. 1999.
- [BER 08] Berthereau A., Dallies E. *Fibres de verre de renforcement*. *Techniques de l'Ingénieur*, vol. AM5132, 2008.
- [BIC 97] Bickerton S., Simacek P., Guglielmi S. E., Advani S. G. Investigation of draping and its effects on the mold filling process during manufacturing of a compound curved composite part. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 28, n° 9-10, 1997, p. 801-816.
- [BIL 08] De Bilbao E., Soulat D., Hivet G., Launay J., Gasser A. Bending test of composite reinforcements. *International Journal of Material Forming*, vol. 1, n° 4, 2008, p. 835-838.
- [BIL 10] De Bilbao E., Soulat D., Hivet G., Gasser A. Experimental study of bending behaviour of reinforcements. *Experimental Mechanics*, vol. 50, 2010, p. 333-351.
- [BOI 01] Boisse P., Gasser A., Hivet G. Analyses of fabric tensile behaviour: determination of the biaxial tension-strain surfaces and their use in forming simulations. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 32, 2001, p. 1395-1414.
- [BOI 04] Boisse P. Mise en forme des renforts fibreux de composites. *Techniques de l'Ingénieur*, vol. AM3734, 2004.

- [BOI 11] Boisse P., Hamila N., Vidal-Sallé E., Dumont F. Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. Influence of tensile, in-plane shear and bending stiffnesses. *Composites Science and Technology*, vol. 71, n° 5, 2011, p. 683 - 692.
- [BON 98] BONET J., BURTON A. A simple orthotropic, transversely isotropic hyperelastic constitutive equation for large strain computations. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, vol. 162, 1998, p. 151-164.
- [BOR 02] Borouchaki H., Cherouat A. Une nouvelle approche géométrique pour le drapage des structures composites. *Revue des composites et des matériaux avancés*, vol. 12, 2002, p. 407-421.
- [BOU 07] Boubaker B. B., Haussy B., Ganghoffer J. F. Discrete models of woven structures. Macroscopic approach. *Composites Part B : Engineering*, vol. 38, 2007, p. 498-505.
- [BRI 05] Bigaud D., Dreano L., Hamelin P. Models of interactions between process, microstructure and mechanical properties of composite materials--a study of the interlock layer-to-layer braiding technique. *Composite Structures*, 2005, vol. 67, n°1, p. 99-114.
- [BUE 98] Buet-Gautier K. Analyse et simulation du comportement mécanique des renforts composites tissés. Thèse de doctorat, Université d'Orléans, 1998.
- [BUE 01] Buet-Gautier K., Boisse P. Experimental analysis and modeling of biaxial mechanical behavior of woven composite reinforcements. *Experimental Mechanics*, vol. 41, n° 3, 2001, p. 260-269.
- [CAO 08] Cao J., Akkerman R., Boisse P., Chen J., Cheng H., de Graaf E., Gorczyca J., Harrison P., Hivet G., Launay J., Lee W., Liu L., Lomov S., Long A., de Luycker E., Morestin F., Padvoiskis J., Peng X., Sherwood J., Stoilova T., Tao X., Verpoest I., Willems A., Wiggers J., Yu T., Zhu B. Characterization of mechanical behavior of woven fabrics : Experimental methods and benchmark results. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 39, n° 6, 2008, p. 1037–1053.
- [CHA 11a] Charmetant A. Approches hyperélastiques pour la modélisation du comportement mécanique de préformes tissées de composites. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2011.
- [CHA 11b] Charmetant A., Vidal-Sallé E. E., Boisse P. Hyperelastic modelling for mesoscopic analyses of composite reinforcements. *Composites Science and Technology*, vol. 71, n° 14, 2011, p. 1623-1631.
- [CHA 12] Charmetant A., Orliac J., Vidal-Sallé E., Boisse P. Hyperelastic model for large deformation analyses of 3D interlock composite preforms. *Composites Science and Technology*, vol. 72, 2012, p. 1352-1360.
- [CHE 01] Cherouat A., Billoët J. L. Mechanical and numerical modelling of composite manufacturing processes deepdrawing and laying-up of thin pre-impregnated woven fabrics. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 118, n° 1-3, 2001, p. 460-471.
- [CIA 88] Ciarlet P. *Mathematical Elasticity, Volume 1: Three dimensional elasticity*. Elsevier, 1988.
- [COS09] Cosserat E., Cosserat F. *Théorie des Corps Déformables*. Hermann, Paris, 1909, 226 p., ISBN 2705669205.
- [DAL08] Dallies E., Berthereau A. *Fibres de verre de renforcement*. Techniques de l'Ingénieur, AM 5132, 2008, 19 p.
- [DES 05] Desplentere F., Lomov S. V., Woerdeman D. L., Verpoest I., Wevers M., Bogdanovich A. Micro-CT characterization of variability in 3D textile architecture. *Composites Science and Technology*, vol. 65, n° 13, 2005, p. 1920-1930.
- [DRI 10] Dridi S. Essais de caractérisation des structures tissées. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2010.

- [DUH06] Duhovic M., Bhattacharyya D. Simulating the deformation mechanisms of knitted fabric composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2006, vol. 37, n°11, p. 1897-1915
- [DUM03a] Dumont F. Contribution à l'expérimentation et à la modélisation du comportement de renforts de composites tissés. Thèse de doctorat LMSP/LM2S, Paris : Université de Paris VI, 2003, 149 p.
- [DUR10] Durville D. Simulation of the mechanical behaviour of woven fabrics at the scale of fibers. *International Journal of Material Forming*, vol. 3, 2010, 1241–1251.
- [DUP08] Dupupet G. Fibres de carbone. *Techniques de l'Ingénieur*, AM 5134, 2008, p. 15.
- [EHR 07] Ehret A. E., Itskov M. A polyconvex hyperelastic model for fiber-reinforced materials in application to soft tissues. *J. Mater. Sci.*, vol. 42, 2007, p. 8853-8863.
- [FLO 13] Florimond C. Contribution à la modélisation mécanique du comportement de mèches de renforts tissés à l'aide d'un schéma éléments finis implicite. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2013.
- [GAS 00] Gasser A., Boisse P., Hanklar S. Mechanical behaviour of dry fabric reinforcements. 3D simulations versus biaxial tests. *Computational Materials Science*, vol. 17, n° 1, 2000, p. 7-20.
- [GAT 10] Gatouillat S. Approche mésoscopique pour la mise en forme des renforts tissés de composites. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2010.
- [GAY 05] Gay D. *Matériaux composites*. Hermes Science, 2005.
- [GRU 04] Grujicic M., Chittajallu K., Walsh S. Effect of shear, compaction and nesting on permeability of the orthogonal plain-weave fabric preforms. *Mater. Chem. Phys.*, vol. 86, 2004, p. 358-369.
- [GU 02] Gu H., Zhili Z. Tensile behavior of 3D woven composites by using different fabric structures. *Materials & Design*, vol. 23, n° 7, 2002, p. 671-674.
- [HAG 04] Hagège B. Simulation du comportement mécanique des milieux fibreux en grandes transformations: application aux renforts tricotés. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2004.
- [HAM07] Hamila N. Simulation de la mise en forme des renforts composites mono et multi plis. Thèse de doctorat LaMCoS, Lyon : INSA de Lyon, 2007, 136 p.
- [HAM 08] Hamila N., Boisse P. Simulations of textile composite reinforcement draping using a new semi-discrete three node finite element. *Composites Part B : Engineering*, vol. 39, n° 6, 2008, p. 999-1010.
- [HAM 09] Hamila N., Boisse P., Sabourin F., Brunet M. A semi-discrete shell finite element for textile composite reinforcement forming simulation. *International journal for numerical methods in engineering*, vol. 79, 2009, p. 1443-1466.
- [HAR 04] Harrison P., Clifford M., Long A. Shear characterisation of viscous woven textile composites : a comparison between picture frame and bias extension experiments. *Compos. Sci. Technol.*, vol. 64, 2004, p. 1453-1465.
- [HER 80] Herman G. T. *Image Reconstruction from Projections : The Fundamentals of Computerized Tomography*. Academic Press, New York, 1980.
- [HIV 05] Hivet G., Boisse P. Consistent 3D geometrical model of fabric elementary cell. Application to a meshing preprocessor for 3D finite element analysis. *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 42, n° 1, 2005, p. 25-49.
- [HIV 08] Hivet G., Boisse P. Consistent mesoscopic mechanical behaviour model for woven composite reinforcements in biaxial tension. *Composites Part B : Engineering*, vol. 39, n° 2, 2008, p. 345-

- [HSI 09] Hsieh J. Computed tomography : principles, design, artifacts, and recent advances. SPIE Press, 2009.
- [IND 08] Indelicato G. Mechanical models for 2D fiber networks and textiles. Thèse de doctorat LEMTA, Torino : Univerità degli studi di Torino, Institut National Polytechnique de Lorraine, 2008.
- [ITS 04] ITSKOV M., AKSEL N. A class of orthotropic and transversely isotropic hyperelastic constitutive models based on a polyconvex strain energy function. *International Journal of Solids and Structures*, vol. 41, 2004, p. 3833-3848.
- [IWA 19] Iwata A, Inoue T, Naouar N, Boisse P, V. Lomovc S. Coupled meso-macro simulation of woven fabric local deformation during draping. *Composites Part A*, vol. 118, 2019, p. 267-280.
- [KAN 13] Kant M., Penumadu D. Fracture behavior of individual carbon fibers in tension using nano-fabricated notches. *Composites Science and Technology*, vol. 89, 2013, p. 83-88.
- [KAW 73a] Kawabata S., Niwa M., Kawai H. The finite-deformation theory of plain-weave fabrics part I: the biaxial-deformation theory. *The Journal of The Textile Institute*, vol. 64, 1973, p. 21-46.
- [KAW 73b] Kawabata S., Niwa M., Kawai H. The finite-deformation theory of plain-weave fabrics. Part II : the uniaxial deformation theory. *The Journal of The Textile Institute*, vol. 64, 1973, p. 47-61.
- [KAW 80] Kawabata S. The Standardization and Analysis of Hand Evaluation. Textile Machinery Society of Japan, 1980.
- [KHA 10] Khan M., Mabrouki T., Vidal-Sallé E., Boisse P. Numerical and experimental analyses of woven composite reinforcement forming using a hypoelastic behaviour-application to the double dome benchmark. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, 2010, p. 378-388.
- [KHA 14] Khan A. H., Chaudhuri R. A. Fan-beam geometry based inversion algorithm in computed tomography (CT) for imaging of composite materials. *Composite Structures*, vol. 110, 2014, p. 297 - 304.
- [LAT 11] Latil P., Orgéas L., Geindreau C., Dumont P., du Roscoat S. R. Towards the 3D in situ characterisation of deformation micro-mechanisms within a compressed bundle of fibres. *Composites Science and Technology*, vol. 71, 2011, p. 480-488.
- [LAU 08] Launay J., Hivet G., Duong A. V., Boisse P. Experimental analysis of the influence of tensions on in plane shear behaviour of woven composite reinforcements. *Composites Science and Technology*, 2008, vol. 68, p. 506–515.
- [LEM 09] LEMAITRE J., CHABOCHE J., BENALLAL A., DESMORAT R. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, 2009.
- [LIV 64] Livesey R., Owen J. Cloth stiffness and hysteresis in bending. *Journal of the Textile Institute Transactions*, vol. 55, 1964, p. 516-530.
- [LOM 00] Lomov S.V., Gusakov, A. V., Huysmans G., Prodromou A., Verpoest I. Textile geometry preprocessor for meso-mechanical models of woven composites. *Composites Science and Technology*, 2000, vol. 60, n° 11, p. 2083–2095.
- [LOM 05] Lomov S. V., Barburski M., Stoilova T., Verpoest I., Akkerman R., Loen-dersloot R., Ten Thije R. Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms. Part 3 : Biaxial tension, picture frame and compression tests of the preforms. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 36, n° 9, 2005, p. 1188-1206.
- [LOM 06] Lomov S. V., Verpoest I. Model of shear of woven fabric and parametric description of shear resistance of glass woven reinforcements. *Composites Science and Technology*, vol. 66, n° 7-8, 2006, p. 919-933.

- [LÜR 01] LÜRDING D., BASAR Y., HANSKÖTTER U. Application of transversely isotropic materials to multi-layer shell elements undergoing finite rotations and large strains. *International Journal of Solids and Structures*, vol. 38, 2001, p. 9493-9503.
- [LUY 09a] De Luycker E. Simulation et expérimentation en mise en forme de renforts composites 3D interlocks. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2009.
- [LUY 09b] De Luycker E., Morestin F., Boisse P., Marsal D. Simulation of 3D interlock composite preforming. *Composite Structures*, vol. 88, n° 4, 2009, p. 615 - 623.
- [MAD 12] Madeo, A., Ferretti, M., Dell'Isola, F., & Boisse, P. (2015). Thick fibrous composite reinforcements behave as special second-gradient materials: three-point bending of 3D interlocks. *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik*, vol. 66, n° 4, 2041-2060.
- [MAG 01] Magno M., Ganghoffer J.-F. Un modèle mésoscopique en grandes perturbations de matériaux textiles – Application à l'armure toile. *Comptes Rendus Académie des Sciences de Paris*, 2001, vol. 329, p. 149–152.
- [MAR 56] Mark C., Taylor H. M. The fitting of woven cloth to surfaces. *Journal of the Textile Institute*, vol. 47, 1956, p. 477-488.
- [MAT 14] Mathieu S. Modélisation du comportement mécanique lors du procédé de mise en forme et pyrolyse des interlocks CMC. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2014.
- [MAT 15] Mathieu S., Hamila N., Bouillon F., Boisse P. Enhanced modeling of 3D composite preform deformations taking into account local fiber bending stiffness. *Composites Science and Technology*, 2015, vol. 117, p. 322-333.
- [MIL07] Milani A.S., Nemes J.A., Abeyaratne R.C., Holzapfel G.A. A method for the approximation of non-uniform fiber misalignment in textile composites using picture frame test. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2007, vol. 38, p. 1493–1501.
- [MIN65] Mindlin R.D. Second gradient of strain and surface-tension in linear elasticity. *International Journal of Solids and Structures*, 1965, vol. 1, n°4, p. 417–438.
- [MOU99] Mouritz AP., Bannister MK., Falzon PJ. Leong KH. Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composites, *Compos Part A*, vol. 30, n°12, p. 1445–1461, 1999.
- [NAO 14] Naouar N., Vidal-Salle E., Schneider J., Maire E., Boisse P. Meso-scale FE analyses of textile composite reinforcement deformation based on XRay computed tomography. *Composite Structures*, vol. 116, n°, 2014, p. 165 - 176.
- [NAO 15] Naouar N., Vidal-Salle E., Schneider J., Maire E., Boisse P. 3D composite reinforcement meso FE analyses based on X-ray computed tomography. *Composite Structures*, vol. 132, 2015, p. 1094–1104, Elsevier.
- [NEW 59]Newmark N. A method of computation for structural dynamics. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, vol. 85, 1959, p. 67-94.
- [ORL 12] Orliac J.-G. Analyse et simulation du comportement anisotrope lors de la mise en forme de renforts tissés interlock. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2012.
- [PAR 00] Parnas R. S. *Liquid Composite Molding*. Hanser Gardner Publications, 2000.
- [PEI 30] Peirce F. The "handle" of cloth as a measurable quantity. *The Journal of the Textile Institute*, vol. 21, 1930, p. 377-416.
- [PEN 04] Peng X., Cao J., Chen J., Xue P., Lussier D., Liu L. Experimental and numerical analysis on normalization of picture frame tests for composite materials. *Composites Science and Technology*, vol. 64, n° 1, 2004, p. 11–21, Elsevier.

- [PEN 05] Peng X. Q., Cao J. A continuum mechanics-based non-orthogonal constitutive model for woven composite fabrics. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 36, n° 6, 2005, p. 859-874.
- [POT 99] Potter K. D. The early history of the resin transfer moulding process for aerospace applications. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 30, n° 5, 1999, p. 619-621.
- [POT 08] Potluri P., Sagar T. Compaction modelling of textile preforms for composite structures. *Composite Structures*, vol. 86, 2008, p. 177-85.
- [PRO 97] Prodromou A. G., Chen J. On the relationship between shear angle and wrinkling of textile composite preforms. *Composites Part A*, vol. 28A, 1997, p. 491-503.
- [QUA 94] Quanshui Z., Boehler J. P. Tensor function representations as applied to formulating constitutive laws for clinotropic materials. *Acta Mech. Sin.*, vol. 10, 1994, p. 336-348.
- [RUD 97] Rudd C. D., Long A. *Liquid molding technologies*. Woodhead Publishing Limited, 1997.
- [SCH 92] Schnur D. S., Zabaraz N. An inverse method for determining elastic material properties and a material interface. *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 33, 1992, p. 2039-2057.
- [SCH 08] SCHRÖDER J., NEFF P., EBBING V. Anisotropic polyconvex energies on the basis of crystallographic motivated structural tensors. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 56, 2008, p. 3486-3506.
- [SHA 04] Sharma S. B., Sutcliffe M. P. F. A simplified finite element model for draping of woven material. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 35, 2004, p. 637-643.
- [SHE 07] Sherburn M. *Geometric and mechanical modelling of textiles*. Thèse de doctorat, Université de Nottingham, 2007.
- [SID 82] Sidoroff F. « Cours sur les grandes déformations », 1982.
- [SPE 72] Spencer A. *Deformations of Fibre Reinforced Materials*. Oxford University Press, London, 1972.
- [SZA 03] Szablewski P., Kobza W. Numerical Analysis of Peirce's Cantilever and Test for the Bending Rigidity of Textiles. *FIBRES & TEXTILES in Eastern Europe*, vol. 11, 2003, p. 54-57.
- [SZE 05] Sze K. Y., Liu X. H. A new skeletal model for fabric drapes. *International Journal of Mechanics and Materials in Design*, vol. 2, n° 3-4, 2005, p. 225-243.
- [TAH 13] Taha I., Abdin Y., Ebeid S. Comparison of picture frame and Bias-Extension tests for the characterization of shear behaviour in natural fibre woven fabrics. *Fibers and Polymers*, vol. 14, n° 2, 2013, p. 338-344.
- [THI 07] Ten Thije R., Akkerman R., Huétink J. Large deformation simulation of anisotropic material using an updated Lagrangian finite element method. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 196, 2007, p. 3141-3150.
- [TON 02] Tong L., Mouritz AP., Bannister MK. *3D Fibre reinforced polymer composites*. Elsevier Science, 2002.
- [TOU 18] Tournalias M., Bueno MA., Jordan C., Poquillon D. Influence of Wear on the Sizing Layer and Desizing of Single Carbon Fibre-to-Fibre Friction. *Wear*, Elsevier, 2018, vol. 402-403, p. 64-70.
- [VER 05] Verpoest I., Lomov S. V. Virtual textile composites software Wisetex : integration with micro-mechanical and permeability and structural analysis. *Composites Science and Technology*, vol. 65, n° 15-16, 2005, p. 2563-2574.
- [VIL 14] Vilfayeau J. *Modélisation numérique du procédé de tissage des renforts breux pour matériaux composites*. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2014.

- [WAN 99] Wang J., Paton R., Page J. R. The draping of woven fabric preforms and prepregs for production of polymer composite components. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 30, n° 6, 1999, p. 757-765.
- [WAN 15] Wang P., Legrand X., Boisse P., Hamila N., Soulat D. Experimental and numerical analyses of manufacturing process of a composite square box part: Comparison between textile reinforcement forming and surface 3D weaving. *Composite Part B*, vol. 78, 2015, p. 26-34.
- [WEE 91] Ween F. V. D. Algorithms for draping fabrics on doubly-curved surfaces. *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 31, 1991, p. 1415-1426.
- [WEN 13] Wendling A. Simulation à l'échelle mésoscopique de la mise en forme de renforts de composite tissés. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2013.
- [WIL 08] Willems A., Lomov S. V., Verpoest I., Vandepitte D. Optical strain fields in shear and tensile testing of textile reinforcements. *Composites Science and Technology*, vol. 68, n° 3-4, 2008, p. 807-819.
- [ZHO 04] Zhou G., Sun X., Wang Y. Multi-chain digital element analysis in textile mechanics. *Composites Science and Technology*, vol. 64, n° 2, 2004, p. 239-244.
- [ZIE 05] Zienkiewicz O., Taylor R., Zhu J. *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals*. Butterworth-Heinemann, 6ème édition édition, 2005.

FOLIO ADMINISTRATIF

THESE DE L'UNIVERSITE DE LYON OPEREE AU SEIN DE L'INSA LYON

NOM : WANG

DATE de SOUTENANCE : 07/10/2019

(avec précision du nom de jeune fille, le cas échéant)

Prénoms : JIE

TITRE : Simulation macro-méso de la mise en forme de renforts tissés interlocks

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2019LYSEI075

Ecole doctorale : Mécanique, Énergétique, Génie civil et Acoustique

Spécialité : Mécanique - Génie Mécanique - Génie Civil

RESUME :

L'étape de mise en forme dans le procédé RTM est importante car elle influence fortement le comportement mécanique du composite en service. Pour mieux prédire l'apparition de défauts éventuels des matériaux composites, les méthodes numériques sont de plus en plus développées compte tenu de la durée et du coût des essais. Déformations et orientations des mèches à l'échelle mésoscopiques sont essentielles pour simuler l'écoulement de la résine dans l'étape d'injection. Etant donné le nombre d'éléments et les interactions complexes, il est difficile d'effectuer les simulations de formage pour toute la pièce du renfort à l'échelle mésoscopique.

La présente thèse consiste à développer une méthode multiéchelle qui permet de relier les simulations macroscopiques des renforts et les modélisations mésoscopiques de VER (volume élémentaire représentatif) lors de la mise en forme. D'abord, les simulations numériques macroscopiques pour trois renforts tissés différents sont réalisées à l'aide d'une loi de comportement hyperélastique, par la méthode des éléments finis avec un schéma explicite dynamique. Ensuite, les modélisations géométriques de VER à l'échelle mésoscopique sont reconstituées sur la base des images de tomographie X. Les champs de déplacements-déformations mésoscopiques des renforts tissés sont déterminés à partir des résultats macroscopiques et de la position des mèches. Pour prendre en compte les effets locaux de glissements des mèches, deux approches de simulations mésoscopiques de VER sont développées. Finalement, les résultats numériques mésoscopiques sont comparés avec ceux expérimentaux.

MOTS-CLÉS : renforts textiles de composites, mise en forme, simulation macro-méso, méthode par éléments finis, comportement hyperélastique, microtomographie, modélisation mésoscopique

Laboratoire (s) de recherche : Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures (LaMCoS)
INSA-LYON

Directeur de thèse : Philippe BOISSE ; Nahiène HAMILA

Président de jury : David DUREISSEIX

Composition du jury :

BUENO, Marie-Ange
ALLAOUI, Samir
DUREISSEIX, David
WANG, Peng
BOISSE, Philippe
HAMILA, Nahiène

Professeur (Université de Haute-Alsace)
Professeur (URCA)
Professeur (INSA-LYON)
Maître de Conférences HDR (ENSAIT)
Professeur (INSA-LYON)
Maître de Conférences HDR (INSA-LYON)

Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Directeur de thèse
Co-directeur de thèse