



**HAL**  
open science

# Analyse des irréversibilités lors de la mise en forme des renforts de composites

Tarek Abdul Ghafour

► **To cite this version:**

Tarek Abdul Ghafour. Analyse des irréversibilités lors de la mise en forme des renforts de composites. Matériaux. Université de Lyon, 2018. Français. NNT : 2018LYSEI083 . tel-02063368

**HAL Id: tel-02063368**

**<https://theses.hal.science/tel-02063368>**

Submitted on 7 Jul 2022

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



# INSA

N°d'ordre NNT : 2018LYSEI083

**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, Acoustique**

**Spécialité de doctorat :**  
Génie Mécanique

Soutenue publiquement le 15/11/2018, par :  
**Tarek ABDUL GHAFOUR**

---

## **Analyse des Irréversibilités lors de la Mise en Forme des Renforts de Composites**

---

Devant le jury composé de :

BOISSE Philippe  
COLMARS Julien  
HOCHARD Christian  
PARK Chung-Hae  
RINALDI Renaud  
ROLLAND DU ROSCOAT Sabine

Professeur (INSA de Lyon)  
MdC (INSA de Lyon)  
Professeur (Aix-Marseille Université)  
Professeur (IMT Lille Douai)  
MdC (INSA de Lyon)  
MdC HDR (Université Grenoble-Alpes)

Directeur  
Co-directeur  
Examineur  
Rapporteur  
Examineur  
Rapporteur

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

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
<b>CHIMIE</b>	<b>CHIMIE DE LYON</b> <a href="http://www.edchimie-lyon.fr">http://www.edchimie-lyon.fr</a> Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage <a href="mailto:secretariat@edchimie-lyon.fr">secretariat@edchimie-lyon.fr</a> INSA : R. GOURDON	<b>M. Stéphane DANIELE</b> Institut de recherches sur la catalyse et l'environnement de Lyon IRCELYON-UMR 5256 Équipe CDFA 2 Avenue Albert EINSTEIN 69 626 Villeurbanne CEDEX <a href="mailto:directeur@edchimie-lyon.fr">directeur@edchimie-lyon.fr</a>
<b>E.E.A.</b>	<b>ÉLECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE</b> <a href="http://edeea.ec-lyon.fr">http://edeea.ec-lyon.fr</a> Sec. : M.C. HAVGOUDOUKIAN <a href="mailto:ecole-doctorale.eea@ec-lyon.fr">ecole-doctorale.eea@ec-lyon.fr</a>	<b>M. Gérard SCORLETTI</b> École Centrale de Lyon 36 Avenue Guy DE COLLONGUE 69 134 Écully Tél : 04.72.18.60.97 Fax 04.78.43.37.17 <a href="mailto:gerard.scorletti@ec-lyon.fr">gerard.scorletti@ec-lyon.fr</a>
<b>E2M2</b>	<b>ÉVOLUTION, ÉCOSYSTÈME, MICROBIOLOGIE, MODÉLISATION</b> <a href="http://e2m2.universite-lyon.fr">http://e2m2.universite-lyon.fr</a> Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 INSA : H. CHARLES <a href="mailto:secretariat.e2m2@univ-lyon1.fr">secretariat.e2m2@univ-lyon1.fr</a>	<b>M. Philippe NORMAND</b> UMR 5557 Lab. d'Ecologie Microbienne Université Claude Bernard Lyon 1 Bâtiment Mendel 43, boulevard du 11 Novembre 1918 69 622 Villeurbanne CEDEX <a href="mailto:philippe.normand@univ-lyon1.fr">philippe.normand@univ-lyon1.fr</a>
<b>EDISS</b>	<b>INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTÉ</b> <a href="http://www.ediss-lyon.fr">http://www.ediss-lyon.fr</a> Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 INSA : M. LAGARDE <a href="mailto:secretariat.ediss@univ-lyon1.fr">secretariat.ediss@univ-lyon1.fr</a>	<b>Mme Emmanuelle CANET-SOULAS</b> 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 <a href="mailto:emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr">emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr</a>
<b>INFOMATHS</b>	<b>INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES</b> <a href="http://edinfomaths.universite-lyon.fr">http://edinfomaths.universite-lyon.fr</a> Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage Tél : 04.72.43.80.46 Fax : 04.72.43.16.87 <a href="mailto:infomaths@univ-lyon1.fr">infomaths@univ-lyon1.fr</a>	<b>M. Luca ZAMBONI</b> Bât. Braconnier 43 Boulevard du 11 novembre 1918 69 622 Villeurbanne CEDEX Tél : 04.26.23.45.52 <a href="mailto:zamboni@maths.univ-lyon1.fr">zamboni@maths.univ-lyon1.fr</a>
<b>Matériaux</b>	<b>MATÉRIAUX DE LYON</b> <a href="http://ed34.universite-lyon.fr">http://ed34.universite-lyon.fr</a> Sec. : Marion COMBE Tél : 04.72.43.71.70 Fax : 04.72.43.87.12 Bât. Direction <a href="mailto:ed.materiaux@insa-lyon.fr">ed.materiaux@insa-lyon.fr</a>	<b>M. Jean-Yves BUFFIÈRE</b> 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 <a href="mailto:jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr">jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr</a>
<b>MEGA</b>	<b>MÉCANIQUE, ÉNERGÉTIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE</b> <a href="http://edmega.universite-lyon.fr">http://edmega.universite-lyon.fr</a> Sec. : Marion COMBE Tél : 04.72.43.71.70 Fax : 04.72.43.87.12 Bât. Direction <a href="mailto:mega@insa-lyon.fr">mega@insa-lyon.fr</a>	<b>M. Jocelyn BONJOUR</b> INSA de Lyon Laboratoire CETHIL Bâtiment Sadi-Carnot 9, rue de la Physique 69 621 Villeurbanne CEDEX <a href="mailto:jocelyn.bonjour@insa-lyon.fr">jocelyn.bonjour@insa-lyon.fr</a>
<b>ScSo</b>	<b>ScSo*</b> <a href="http://ed483.univ-lyon2.fr">http://ed483.univ-lyon2.fr</a> Sec. : Viviane POLSINELLI Brigitte DUBOIS INSA : J.Y. TOUSSAINT Tél : 04.78.69.72.76 <a href="mailto:viviane.polsinelli@univ-lyon2.fr">viviane.polsinelli@univ-lyon2.fr</a>	<b>M. Christian MONTES</b> Université Lyon 2 86 Rue Pasteur 69 365 Lyon CEDEX 07 <a href="mailto:christian.montes@univ-lyon2.fr">christian.montes@univ-lyon2.fr</a>

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

# Remerciements

---

Je tiens, en premier lieu, à remercier mon directeur de thèse Philippe Boisse de m'avoir fait confiance pour ce travail de recherche, du soutien qu'il m'a apporté, du partage de ses compétences et de sa disponibilité tout au long de ces trois années de thèse.

Je tiens à remercier également mon co-directeur de thèse Julien Colmars. Pendant la préparation de cette thèse, il m'a laissé la liberté nécessaire à l'accomplissement de ce travail, tout en me guidant et me soutenant. Il m'a encouragé dans les moments difficiles de la vie d'un thésard. Ses qualités humaines et sa gentillesse me touchent profondément.

J'adresse mes remerciements à Sabine Rolland Du Roscoat, Maître de Conférences HDR à l'Université Grenoble-Alpes, et Chung-Hae Park, Professeur des Universités à IMT Lille Douai, d'avoir accepté d'être les rapporteurs de mon travail de thèse.

Monsieur Christian Hochard, Professeur des Universités à l'Université Aix-Marseille et Monsieur Renaud Rinaldi, Maître de Conférences à l'INSA de Lyon, m'ont fait l'honneur de participer au Jury de soutenance. Je les remercie profondément d'avoir accepté d'évaluer mon travail.

Mes remerciements vont également à mes collègues : Biao, Eduardo, Jie, Jin, Meriem, Naïm, Quentin, Tristan, Yvan et les autres. Merci Quentin pour les moments amusants qu'on a passés ensemble et de m'avoir fait pratiquer l'escalade pour la première fois. Merci Yvan de m'avoir fait découvrir la musique « métal ». Merci à tous mes collègues de l'INSA avec lesquels j'ai partagé de beaux moments.

Merci à mes amis qui m'ont soutenu de près ou de loin. Je pense particulièrement à Alice, Bilal, Gloria, Ibrahim, Maria, Omar, Sami et tous ceux que j'aurais pu oublier.

Merci à mon ami d'enfance, Salem, la personne qui me connaît le plus et avec laquelle nous partageons les plus beaux souvenirs d'enfance.

Et enfin, je remercie infiniment ma famille qui m'a soutenu tout au long de ma thèse, et depuis le jour où j'ai ouvert les yeux. Un merci plein d'amour d'être resté aussi proche malgré la distance ; spécialement à ma mère qui a toujours été une personne exceptionnelle et qui nous a toujours encouragé à donner le meilleur de nous ; à mon père qui a consacré sa vie au bien de notre famille ; à mes frères jumeaux Ayman et Samer de m'avoir toujours soutenu depuis mon enfance et d'être des amis proches. Mohamad, Ayman, Samer, Achraf et Layal : j'ai une pensée

pour vous tous. Je n'ai pas suffisamment de mots alors je dirais tout simplement : merci beaucoup à vous tous !

# Résumé

---

Dans le contexte industriel de la mise en forme des matériaux composites à renforts fibreux, l'outil de simulation est devenu partie intégrante de l'amélioration des procédés. Aujourd'hui, les simulations numériques de la mise en forme des renforts fibreux sont pour la plupart basées sur une approche macroscopique et des modèles de matériaux continus dont on suppose que le comportement est non linéaire élastique, donc réversible. Or on sait que sous chargement non-monotones (charges et décharges), les renforts fibreux montrent d'importantes irréversibilités, liées notamment aux glissements entre mèches et entre fibres. La première partie de ce travail consiste à caractériser l'importance des irréversibilités par des tests de charges/décharges à l'échelle macroscopique en différents modes de déformation (flexion, cisaillement, compression) réalisés sur des renforts tissés. La seconde partie consiste à chercher des modèles de comportement qui décrivent l'anélasticité en flexion et en cisaillement et à les implémenter dans un code éléments finis. Une validation de ces modèles obtenus est faite par comparaison simulation-expérimentation des essais d'identification de flexion et de cisaillement plan. Cette partie est réalisée sur le logiciel PlasFib développé par l'INSA de Lyon, un code éléments-finis explicite en grande transformation proposant une approche macroscopique semi-discrète des renforts fibreux. La troisième partie consiste à simuler différents cas de mises en forme inspirées de pièces industrielles pour mettre en évidence les zones du renfort qui subissent des chargements non monotones (en flexion et en cisaillement) lors d'une mise en forme. Cela vise également à étudier l'importance de l'utilisation des modèles irréversibles pour simuler ces mises en forme en comparant les résultats des simulations obtenus avec des modèles de comportement réversibles avec ceux obtenus pour des modèles irréversibles.

**Mots clés :** Matériaux composites, renforts fibreux, mise en forme, comportement anélastique, comportement élastique, éléments-finis, expérimentation, simulation.

# Abstract

---

In the industrial context of shaping composite materials with fibrous reinforcements, the numerical simulation tool has become an integral part of process improvement. Today, numerical simulations of shaping fibrous reinforcements are mostly based on a macroscopic approach and continuous material models that have been assumed to be nonlinear elastic, thus reversible. However, under non-monotonous loading paths, the fibrous reinforcement shows significant irreversibility, particularly related to sliding between yarns and between fibers. First of all, we will try to characterize the importance of irreversibilities by cyclic tests (bending, in-plan shearing, compression) carried out on woven reinforcements. The second part consists in looking for behavior models that describe bending and in-plane shear irreversibilities to implement them in a finite element code. A validation of these behavior models is made by comparing simulation and experimental results of bending and in-plane shear identification tests. This part is realized on *PlasFib*, a software developed by INSA Lyon, based on finite element code in large deformation, proposing a macroscopic semi-discrete approach of fibrous reinforcements. The third part of the study will consist in simulating the shaping process of different industrial parts (or inspired by industrial parts). This will aim first at identifying loading cases apt to produce non-monotonous loading paths (in bending and in-plane shear) during the shaping process ; and second, at studying the importance of using irreversible models to simulate these shaping processes by comparing the results of simulations obtained with reversible behavior models with those obtained for irreversible behavior models.

**Keywords:** composite material, woven fabrics, forming, anelastic behavior, elastic behavior, finite element, experimentation, simulation.

---

# Table des matières

---

<b>Remerciements .....</b>	<b>1</b>
<b>Résumé .....</b>	<b>3</b>
<b>Abstract .....</b>	<b>4</b>
<b>Table des matières .....</b>	<b>5</b>
<b>Table des figures.....</b>	<b>7</b>
<b>Introduction .....</b>	<b>13</b>
<b>Chapitre 1 Comportement et modélisation des renforts tissés de composites.....</b>	<b>15</b>
<i>1.1 Présentation générale des matériaux composites .....</i>	<i>16</i>
1.1.1 Les matrices .....	16
1.1.2 Les renforts.....	16
<i>1.2 Les renforts tissés : de la fibre à la pièce finale.....</i>	<i>17</i>
1.2.1 Les fibres .....	17
1.2.2 Les mèches .....	19
1.2.3 Les renforts.....	20
1.2.4 La mise en forme du composite à renfort tissé par LCM.....	23
<i>1.3 Comportement mécanique des renforts tissés .....</i>	<i>25</i>
1.3.1 Comportement à l'échelle microscopique.....	26
1.3.2 Comportement à l'échelle mésoscopique.....	27
1.3.3 Comportement à l'échelle macroscopique .....	29
<i>1.4 Simulation de la mise en forme .....</i>	<i>39</i>
1.4.1 Simulation à l'échelle microscopique .....	40
1.4.2 Simulation à l'échelle mésoscopique .....	40
1.4.3 Simulation à l'échelle macroscopique .....	43
1.4.4 Éléments finis semi-discrets pour le formage des renforts tissés.....	47
<i>1.5 Bilan du chapitre 1.....</i>	<i>51</i>
<b>Chapitre 2 Analyse expérimentale du comportement irréversible des renforts tissés ....</b>	<b>53</b>
2.1 <i>Comportement dissipatif des renforts tissés dans la littérature.....</i>	<i>54</i>
2.2 <i>Comportement en flexion .....</i>	<i>55</i>
2.2.1 Matériel et protocole expérimental .....	55
2.2.2 Tests réalisés et résultats .....	56
2.3 <i>Comportement en cisaillement.....</i>	<i>63</i>
2.3.1 Matériel et protocole expérimental .....	63
2.3.2 Tests réalisés et résultats .....	64
2.4 <i>Comportement en compression transverse .....</i>	<i>68</i>
2.4.1 Matériel et protocole expérimental .....	68
2.4.2 Tests réalisés et résultats .....	69

2.5 Discussion .....	71
2.6 Bilan du chapitre 2 .....	73
<b>Chapitre 3 Modèles anélastiques en flexion et en cisaillement.....</b>	<b>75</b>
3.1 Modèle anélastique en flexion.....	77
3.1.1 Relation $M(C)$ pour le renfort T2.....	77
3.1.2 Relation $M(C)$ pour le renfort T3.....	86
3.2 Modèle anélastique en cisaillement plan .....	86
3.2.1 Relation $C(\gamma)$ pour le renfort T2.....	87
3.2.2 Relation $C(\gamma)$ pour le renfort T3.....	89
3.3 Comparaison simulation-expérimentation des essais d'identifications.....	90
3.3.1 Implémentation des modèles irréversibles dans 'PlasFib' .....	90
3.3.2 Essai de flexion trois points .....	92
3.3.3 Bias-extension-test .....	95
3.4 Bilan du chapitre 3.....	98
<b>Chapitre 4 Simulations de mises en forme de renforts fibreux.....</b>	<b>101</b>
4.1 Emboutissage en $U$ .....	103
4.1.1 Description des outils.....	103
4.1.2 Présence des zones du tissu qui subissent des chargements non monotones en flexion .....	104
4.1.3 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	106
4.2 Emboutissage hémisphérique.....	112
4.2.1 Description des outils.....	112
4.2.2 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	113
4.2.3 Comparaison géométrie simulation-expérience.....	119
4.3 Emboutissage tétraédrique.....	120
4.3.1 Description des outils.....	120
4.3.2 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	121
4.3.3 Comparaison géométrie simulation-expérience.....	127
4.4 Emboutissage boîtes.....	128
4.4.1 Description des outils.....	128
4.4.2 Présence des zones du tissu qui subissent des chargements non monotones en cisaillement .....	129
4.4.3 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	130
4.5 Plissements sous compression dans la direction des fibres .....	132
4.5.1 Présence de chargement non monotone en flexion lors de formation des plis	132
4.5.2 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	133
4.6 Bilan du chapitre 4.....	135
<b>Conclusion générale .....</b>	<b>137</b>
<b>Bibliographie.....</b>	<b>139</b>

---

# Table des figures

---

Figure 1.1 Procédé de fabrication des fibres de carbone ex-PAN [DUP 08] .....	18
Figure 1.2 Procédé de filage et d'assemblage des multi-filaments de verre [BER 08] .....	19
Figure 1.3 Schéma d'un métier à tisser .....	21
Figure 1.4 Les différents motifs de tissage 2D. (a) Taffetas (b) Sergé 2×2 (c) Satin de 8 [BER99] .....	21
Figure 1.5 Embuvage d'une mèche .....	22
Figure 1.6 Armures de renforts 3D [GU 02] .....	23
Figure 1.7 Illustration du processus d'infusion sous vide .....	24
Figure 1.8 Illustration du processus RTM (a) mise en forme du renfort fibreux (b) injection et polymérisation de la matrice (c) démoulage de la pièce finale [MAT 14] .....	24
Figure 1.9 Les différentes échelles pour l'étude d'un renfort tissé .....	26
Figure 1.10 Courbe force-déplacement pour un essai de traction sur une fibre en carbone T700 [KAN 13] .....	26
Figure 1.11 Comportement en tension d'une mèche en (a) carbone (b) verre [DUM 03] ..	27
Figure 1.12 Vue en coupe (par tomographie) d'une mèche en compression [BAD 08b] ...	28
Figure 1.13 Mécanisme de cisaillement d'un Interlock de carbone (Hexcel G1151) [LUY 09a].....	29
Figure 1.14 Validation de l'hypothèse de non-glissement relatif des mèches .....	30
Figure 1.15 Traction uniaxiale sur un taffetas de verre: mécanismes et courbe expérimentale [BUE98].....	31
Figure 1.16 La traction biaxiale des tissés [BUE 98, BUE 01] .....	32
Figure 1.17 Réseau de courbes de traction biaxiale pour un taffetas de verre [BUE 98]....	32
Figure 1.18 Essai de cisaillement (Bias-extension-test) sur une éprouvette de G1151 (165mm par 65mm).....	33
Figure 1.19 Essai de cadre (a) éprouvette de G1151 à l'état initial (b) dispositif expérimental .....	34
Figure 1.20 Cinématique du Bias-Test .....	35
Figure 1.21 Dispositif de flexion ASTM.....	37
Figure 1.22 Dispositif de flexion de Bilbao [BIL 10] .....	37
Figure 1.23 Essai de flexion trois points sur un interlock .....	38
Figure 1.24 (a) Dispositif d'écrasement (b) courbe d'écrasement d'un interlock épais de carbone .....	39
Figure 1.25 Modélisation à l'échelle microscopique d'un renfort .....	40
Figure 1.26 Modélisation analytique mésoscopique de Kawabata [KAW 73a].....	41
Figure 1.27 Génération d'une structure 3D .....	42

Figure 1.28 Définition des points de contrôle de la ligne moyenne d'un sergé 3x2 [HIV05]	42
Figure 1.29 Modélisation d'un interlock par traitement d'une microtomographie [NAO 15a]	43
Figure 1.30 Méthode du filet : détermination de la position du point C connaissant celles de A et B [BOI 04]	44
Figure 1.31 Drapage d'une pièce complexe avec l'algorithme du filet [BOR 03]	45
Figure 1.32 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]	45
Figure 1.33 Résultats expérimentaux et numériques d'un emboutissage de type double dôme avec mèches orientées à 45° sur un tissu 2D [KHA 10]	46
Figure 1.34 Element fini semi-discret triangulaire [HAM 09]	50
Figure 1.35 Élément fini triangulaire et ses voisins	51
Figure 2.1 Comportement dissipatif des renforts tissés [BIL 10, LUY 09a, CHA 11]	54
Figure 2.2 Différents renforts fibreux étudiés	55
Figure 2.3 Essai de flexion trois points sur le renfort T2 (a) état initial (b) flèche de 30 mm	55
Figure 2.4 Courbe Force-Déplacement expérimentale des essais 1, 2 et 3 de flexion trois points	56
Figure 2.5 Courbe (a) Force-Déplacement (b) déplacement résiduel – déplacement imposé de l'essai 4 de flexion trois points	57
Figure 2.6 Force en fonction du temps de l'essai 5 de flexion trois points sur le renfort T1	58
Figure 2.7 Courbe Force-Déplacement de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T2	59
Figure 2.8 Courbe (a) Force-Déplacement (b) déplacement résiduel – déplacement imposé de l'essai 2 de flexion trois points sur le renfort T2	59
Figure 2.9 (a) Courbe Force-Déplacement (b) Déplacement résiduel en fonction du déplacement imposé des essais 1, 2, 3, 4 et 5	61
Figure 2.10 Courbe Force-déplacement moyenne de l'essai 4 de flexion trois points sur le renfort T3	61
Figure 2.11 Points dessinés décrivant une section transversale du renfort	62
Figure 2.12 Sections transversales (a) état initial du renfort (b) après un déplacement de 30 mm	62
Figure 2.13 Angle entre les différentes sections transverses et la ligne moyenne	63
Figure 2.14 Essai de Bias-extension-test sur le renfort T3 (a) état initial (b) déplacement de 40 mm	64
Figure 2.15 Courbe Force-Déplacement expérimentale des essais 1, 2 et 3 de Bias-extension-test	65
Figure 2.16 Courbe (a) Force-Déplacement (b) déplacement résiduel – déplacement imposé de l'essai 4 de Bias-extension-test	66
Figure 2.17 Force en fonction du temps de l'essai de relaxation de Bias-extension-test	66

Figure 2.18 Force en fonction du déplacement de l'essai Bias-extension-test sur le renfort T2 .....	67
Figure 2.19 Force en fonction du déplacement de l'essai Bias-extension-test sur le renfort T3 .....	67
Figure 2.20 Dispositif d'essai de compression transversale.....	68
Figure 2.21 Courbe Force-Déplacement expérimentale des essais 1 , 2 et 3 de compression transversale.....	69
Figure 2.22 Courbe (a) Force-Déplacement (b) déplacement résiduel – déplacement imposé de l'essai 4 de compaction transversale .....	70
Figure 2.23 Force en fonction du temps de l'essai de relaxation de compaction transversale .....	70
Figure 2.24 Effets dissipatifs lors d'un chargement non-monotone.....	72
Figure 2.25 Changement de la configuration d'un renfort lors d'une charge/décharge en compression .....	73
Figure 3.1 Le renfort T2 à l'instant initial .....	77
Figure 3.2 Essai de flexion trois points sur le renfort T2 à l'instant (a) $t_1$ (b) $t_2$ .....	78
Figure 3.3 Incertitude de la ligne moyenne lors du traitement d'images sur le logiciel 'Images J' .....	78
Figure 3.4 Points expérimentaux et courbe d'approximation de la ligne moyenne à l'instant $t_1$ .....	79
Figure 3.5 Recherche du point de contact appui-renfort et direction de la réaction à l'appui .....	79
Figure 3.6 Moment en fonction de la courbure au point d'application de la force .....	81
Figure 3.7 Moment en fonction de la courbure (modèle et points expérimentaux) pour une charge/décharge .....	81
Figure 3.8 Moment en fonction de la courbure (modèle modifié et points expérimentaux) pour une charge/décharge .....	82
Figure 3.9 Moment en fonction de la courbure pour plusieurs décharges .....	83
Figure 3.10 $C_r$ , K et N expérimentaux en fonction du $C_{max}$ (les gros points) ; Les pointillés représentent les approximations linéaires de ces différentes relations .....	83
Figure 3.11 Evolution de la courbure en fonction du temps de l'essai 2 .....	85
Figure 3.12 Comparaison M(C) expérimental et analytique pour plusieurs charge/décharge .....	85
Figure 3.13 Moment en fonction de la courbure (modèle et points expérimentaux) pour une charge/décharge pour le renfort T3 .....	86
Figure 3.14 Relation $C(\gamma)$ pour la phase de charge du renfort T2 .....	87
Figure 3.15 (a) Courbe force-déplacement expérimentale (b) Courbe couple-angle obtenue par l'utilisation du modèle irréversible pour l'essai de Bias-extension-test sur le renfort T2 .....	89
Figure 3.16 Relation $C(\gamma)$ pour la phase de charge du renfort T3 .....	89
Figure 3.17 Modèle de comportement irréversible $C(\gamma)$ pour l'essai de Bias-Extension-Test sur le renfort T3.....	90

Figure 3.18 Courbure en fonction du temps (a) numérique (b) théorique.....	91
Figure 3.19 Moment en fonction de la courbure (a) sans modification (b) avec modification .....	91
Figure 3.20 Déformées numérique et expérimentale à la fin de la phase de charge de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T2.....	92
Figure 3.21 Déformées numérique et expérimentale à la fin de la phase de décharge de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T2 .....	93
Figure 3.22 F(d) obtenues par simulation et par expérimentation de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T2.....	93
Figure 3.23 Déformées numérique et expérimentale à la fin de la phase de charge de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T3.....	94
Figure 3.24 Déformées numérique et expérimentale à la fin de la phase de décharge de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T3.....	94
Figure 3.25 F(d) obtenues par simulation et par expérimentation de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T3.....	95
Figure 3.26 F(d) obtenues par simulation et par expérimentation de l'essai de Bias- Extension-Test sur le renfort T2 .....	95
Figure 3.27 F(d) obtenues par simulation et par expérimentation de l'essai de Bias- Extension-test sur le renfort T3.....	96
Figure 3.28 (a) Vue de profil (b) vue de face du renfort T3 à la fin d'un cycle de charge- décharge d'un Bias-Extension-test.....	97
Figure 3.29 Plissement hors plan du renfort T3 à la fin du Bias-Extension-Test.....	97
Figure 3.30 Vue de face du renfort T3 à la fin de la simulation d'une charge/décharge (a) irréversible (b) réversible du Bias-Extension-Test .....	98
Figure 4.1 Géométrie des outils de l'emboutissage U (vue 2D) .....	103
Figure 4.2 Géométrie des outils pour l'emboutissage U (vue 3D).....	103
Figure 4.3 Maillage du tissu pour l'emboutissage en U .....	104
Figure 4.4 Simulation de l'emboutissage en U à l'instant (a) $t_0$ , (b) $t_1$ , (c) $t_2$ et (d) $t_f$	105
Figure 4.5 Courbure en fonction du temps pour un élément du renfort .....	105
Figure 4.6 Comparaison simulation réversible et irréversible à l'instant (a) $0.33t_f$ (b) $0.66t_f$ (c) $t_f$ .....	107
Figure 4.7 Comparaison simulation réversible et irréversible après relâchement du poinçon .....	108
Figure 4.8 Courbure en fonction du temps de l'élément <b>Elt1</b> .....	108
Figure 4.9 Courbure en fonction du temps de l'élément <b>Elt2</b> .....	109
Figure 4.10 Moment en fonction de la courbure de l'élément <b>Elt2</b> en utilisant un modèle (a) réversible (b) irréversible .....	110
Figure 4.11 Carte courbure pour la moitié du renfort à la fin de la simulation (a) réversible et (b) irréversible .....	111
Figure 4.12 Carte moment de flexion pour la moitié du renfort à la fin de la simulation (a) réversible et (b) irréversible .....	111

Figure 4.13 Carte effort nodal flexion pour la moitié du renfort à la fin de la simulation (a) réversible et (b) irréversible .....	111
Figure 4.14 Géométrie des outils de l'emboutissage hémisphérique (vue 2D).....	112
Figure 4.15 Maillage du tissu pour l'emboutissage hémisphérique .....	112
Figure 4.16 Simulation emboutissage hémisphérique à l'instant initial et les 3 éléments à suivre.....	113
Figure 4.17 Simulation emboutissage hémisphérique avec un modèle de comportement (a) réversible, et (b) irréversible .....	113
Figure 4.18 Courbure en fonction du temps de l'élément (a) <b>Elt1</b> , (b) <b>Elt2</b> et (c) <b>Elt3</b>	115
Figure 4.19 Moment en fonction de la courbure de l'élément (a) <b>Elt1</b> , (b) <b>Elt2</b> et (c) <b>Elt3</b> .....	116
Figure 4.20 Sections du renfort par le plan (a) <b>PI</b> , (b) <b>PII</b> et (c) <b>PIII</b> montrant la géométrie du tissu à la fin des simulations réversible et irréversible de l'emboutissage hémisphérique .....	117
Figure 4.21 Différence entre les altitudes du tissu obtenues avec simulation réversible et avec simulation irréversible dans les plans <b>PI</b> , <b>PII</b> et <b>PIII</b> .....	117
Figure 4.22 Cartes (a) courbure chaîne et (b) cartes courbure trame du renfort, pour les deux simulations réversible et irréversible .....	118
Figure 4.23 Cartes moment chaîne et trame du renfort pour les deux simulations réversible et irréversible.....	118
Figure 4.24 Cartes efforts nodaux flexion pour la simulation (a) réversible (b) irréversible .....	119
Figure 4.25 Comparaison entre (a) l'expérimentation et (b) la simulation de l'emboutissage hémisphérique sur l'interlock G1151.....	120
Figure 4.26 Vue de dessus de la géométrie des outils de l'emboutissage tétraédrique.....	120
Figure 4.27 Maillage du tissu pour l'emboutissage tétraédrique.....	121
Figure 4.28 Simulation emboutissage tétraédrique avec un modèle de comportement (a) réversible (b) irréversible en flexion et en cisaillement (c) irréversible en flexion et réversible en cisaillement.....	122
Figure 4.29 Évolution de l'angle de cisaillement en fonction du temps d'un élément du tissu pour une simulation élastique .....	122
Figure 4.30 Sections du renfort par le plan (a) <b>PI</b> (b) <b>PII</b> (c) <b>PIII</b> montrant la géométrie du tissu à la fin des simulations réversible et irréversible de l'emboutissage tétraédrique.....	123
Figure 4.31 Différence entre les altitudes du tissu obtenues avec simulation réversible et avec simulation irréversible dans les plans <b>PI</b> , <b>PII</b> et <b>PIII</b> .....	124
Figure 4.32 (a) Cartes courbure chaîne et (b) carte courbure trame du renfort pour les deux simulations réversible et irréversible .....	125
Figure 4.33 Cartes efforts nodaux flexion pour la simulation (a) réversible et (b) irréversible .....	125
Figure 4.34 Cartes angle de cisaillement pour la simulation (a) réversible (b) irréversible .....	126

Figure 4.35 Cartes efforts nodaux cisaillement pour la simulation (a) réversible (b) irréversible .....	126
Figure 4.36 Géométrie du renfort après l'emboutissage tétraédrique obtenue par (a) expérimentation [ALL 11] et (b) simulation.....	127
Figure 4.37 Vue 3D de la géométrie des outils de l'emboutissage boîtes.....	128
Figure 4.38 Simulation de l'emboutissage boîtes.....	129
Figure 4.39 Évolution de l'angle de cisaillement en fonction du temps d'un élément du tissu .....	129
Figure 4.40 Simulation emboutissage boîtes avec un modèle de comportement (a) réversible (b) irréversible.....	130
Figure 4.41 Carte angle de cisaillement pour la simulation (a) réversible (b) irréversible	130
Figure 4.42 Cartes des efforts nodaux de flexion et du cisaillement pour les deux simulations réversible et irréversible.....	131
Figure 4.43 Courbure en fonction du temps d'un élément du tissu avec un comportement élastique .....	132
Figure 4.44 Simulation plissements sous compression à l'instant (a) $t_0$ , (b) $t_1$ et (c) $t_f$	133
Figure 4.45 Simulation plissements par compression d'un renfort de rigidité (a) K1 (b) K2 (c) K3 .....	134

# Introduction

---

L'utilisation des matériaux composites est en croissance continue dans de nombreux secteurs industriels tels que l'aéronautique, l'automobile, les accessoires sportifs, etc. Les excellentes caractéristiques mécaniques des matériaux composites à fibres longues offrent l'opportunité de développer des matériaux plus légers, plus résistants et de très haute performance.

Pour des raisons économiques et environnementales, l'aéronautique figure parmi les plus importants consommateurs de matériaux composites : l'allègement des structures permet de diminuer la consommation de carburant. Les deux acteurs majeurs de l'industrie aéronautique, Airbus et Boeing, introduisent ces matériaux en proportions de plus en plus importantes dans leurs nouvelles architectures aéronautiques.

Le procédé RTM (Resin Transfer Moulding) compte parmi les méthodes utilisées pour fabriquer des pièces en matériaux composites. Le principe de ce procédé est de mettre en forme le renfort sec, puis d'injecter la résine puis de solidifier la pièce par une cuisson. Dans ce contexte, la maîtrise de la fabrication de ces pièces est un point clé. La présente étude se focalise sur l'étape de la mise en forme du renfort fibreux souvent appelé préformage.

La simulation du procédé de préformage correspond à un réel besoin industriel. Une meilleure compréhension du procédé de fabrication permettrait d'améliorer le comportement mécanique de la pièce finale et d'étendre le procédé à des séries plus importantes. Les simulations peuvent être classées en deux catégories : les simulations mécaniques concernant la mise en forme du renfort et les simulations d'injection faisant intervenir les couplages entre la résine fluide et la structure du renfort. La simulation de la mise en forme du renfort au cours de ce procédé permet d'optimiser numériquement les moules et les renforts, et ainsi d'éviter une phase d'essai-erreur très onéreuse lors de la conception de pièces en composites à renforts tissés. L'objectif de la simulation de la mise en forme est donc de prédire : la faisabilité d'une pièce, la position des fibres après déformation, les caractéristiques mécaniques du renfort déformé, la perméabilité lors de l'injection de la matrice et l'apparition de défauts sur la pièce.

Aujourd'hui, les simulations numériques de la mise en forme des renforts fibreux sont pour la plupart basées sur une approche macroscopique et des modèles de matériaux continus dont on suppose que le comportement est élastique linéaire ou non linéaire, donc réversible. Or sous chargement de type charge/décharge, les renforts fibreux montrent des irréversibilités, liées notamment aux glissements entre mèches et entre fibres. Il existe des travaux qui tentent de prendre en compte ces interactions aux échelles inférieures, mésoscopique [LOM 07, GAT 13,

NAO 14] (au niveau des mèches) et microscopique (fibres) [ZHO 04, DUR 10, LAT 11] ; cependant il est encore très difficile aujourd'hui d'utiliser de tels outils pour simuler des cas de mise en forme industrielle (pièces de plusieurs centimètres), ce à cause de la capacité de calcul qui est mise en jeu (nombre trop important de degrés de liberté).

Plusieurs questions se posent alors : peut-on prendre en compte les phénomènes d'irréversibilité à l'échelle macroscopique en adaptant les lois de comportement ? Quelle est leur importance dans des cas de mise en forme qui (en apparence) produisent plutôt des trajets de chargement monotones (mouvement de poinçon sur une matrice) ? Ce travail s'attache à répondre à ces questions.

Ce manuscrit est composé de quatre chapitres. Le premier chapitre constitue une présentation générale des matériaux composites à renforts tissés, de leurs procédés de fabrication à leurs propriétés mécaniques. Il comporte également un état de l'art sur les différentes approches utilisées pour la simulation des renforts tissés aux différentes échelles.

Dans le chapitre 2, nous chercherons à mettre en évidence et analyser le comportement dissipatif des renforts secs en imposant des charges/décharges en différents modes de déformation (flexion, cisaillement, compression) sur des interlocks.

Dans le chapitre 3, nous chercherons des modèles mathématiques capables de représenter les comportements dissipatifs en flexion et en cisaillement en se basant sur les jeux de données obtenus expérimentalement dans le chapitre 2. Les modèles obtenus seront implémentés dans le code éléments finis PlasFib (un code élément fini explicite en grande transformation proposant une approche macroscopique semi-discrète des renforts fibreux). Une comparaison simulation-expérimentation des essais d'identifications sera faite afin de valider les modèles de comportements obtenus.

Le quatrième et dernier chapitre présentera quelques exemples de simulations numériques de mises en forme de renforts fibreux pour mettre en évidence les zones du renfort qui subissent des chargements non monotones (en flexion et en cisaillement) lors d'une mise en forme. Nous étudierons l'importance de l'utilisation des modèles irréversibles pour simuler ces mises en forme en comparant les résultats de simulation obtenus avec des modèles de comportements réversibles avec ceux obtenus pour des modèles irréversibles.

# Chapitre 1

## Comportement et modélisation des renforts tissés de composites

---

*Ce premier chapitre est une introduction à l'étude des pièces composites à renforts tissés. Tout d'abord, nous ferons une présentation générale des matériaux composites et nous décrirons brièvement le procédé de fabrication des renforts tissés. Ensuite, les essais permettant de caractériser, aux différentes échelles, le comportement mécanique des renforts sous sollicitations en différents modes de déformation seront présentés afin d'acquérir une bonne compréhension du mécanisme des renforts. Finalement, les différentes approches de simulation existantes, permettant de simuler la déformation des renforts tissés aux différentes échelles, seront détaillées.*

### Sommaire

---

<b>1.1 Présentation générale des matériaux composites.....</b>	<b>16</b>
1.1.1 Les matrices.....	16
1.1.2 Les renforts.....	16
<b>1.2 Les renforts tissés : de la fibre à la pièce finale.....</b>	<b>17</b>
1.2.1 Les fibres.....	17
1.2.2 Les mèches.....	19
1.2.3 Les renforts.....	20
1.2.4 La mise en forme du composite à renfort tissé par LCM.....	23
<b>1.3 Comportement mécanique des renforts tissés.....</b>	<b>25</b>
1.3.1 Comportement à l'échelle microscopique.....	26
1.3.2 Comportement à l'échelle mésoscopique.....	27
1.3.3 Comportement à l'échelle macroscopique.....	29
<b>1.4 Simulation de la mise en forme.....</b>	<b>39</b>
1.4.1 Simulation à l'échelle microscopique.....	40
1.4.2 Simulation à l'échelle mésoscopique.....	40
1.4.3 Simulation à l'échelle macroscopique.....	43
1.4.4 Éléments finis semi-discrets pour le formage des renforts tissés.....	47
<b>1.5 Bilan du chapitre 1.....</b>	<b>51</b>

---

## 1.1 Présentation générale des matériaux composites

Un matériau composite est par définition l'assemblage d'au moins deux composants non miscibles entre eux. Le nouveau matériau ainsi constitué possède des propriétés supérieures aux propriétés de ses composants pris indépendamment. L'invention des matériaux composites n'est pas récente parce que, depuis longtemps, le torchis constitué de fibres végétales liées entre elles par de la terre a été utilisé comme matériau de construction ; aujourd'hui, il est remplacé par les bétons (ciment renforcé par des particules de silice) et les bétons armés (béton renforcé par une structure métallique) pour la construction de bâtiments. Dans le secteur automobile, les pneumatiques sont des structures composites complexes constituées de caoutchouc renforcé par des tissus et des câbles. Pour les applications qui nous intéressent, les composants principaux qui constituent le matériau composite sont le renfort et la matrice. Le rôle principal du renfort est d'apporter la plus grande part de résistance et/ou de rigidité à la structure. Il peut être de nature particulaire ou fibreuse. La matrice a pour principaux buts de transmettre les efforts mécaniques au renfort et assurer la cohésion de la structure. Les propriétés du matériau composite dépendent des matériaux constituant le renfort et la matrice, de leur distribution spatiale et de leurs interactions.

### 1.1.1 Les matrices

Les matrices des matériaux composites utilisées actuellement sont généralement classées en deux catégories :

- Les matrices organiques (polymères thermodurcissables, thermoplastiques et élastomères). Elles représentent la majorité des matrices utilisées dans l'industrie grâce à la facilité de leur mise en œuvre et à leurs faibles coûts. Ce sont principalement ces matrices qui concernent les renforts fibreux ;
- Les matrices minérales (métalliques et céramiques). Elles sont destinées à des applications de pointe. Elles sont utilisées quand les conditions environnementales ne permettent pas l'utilisation d'une matrice organique (hygrométrie défavorable, hautes températures).

### 1.1.2 Les renforts

En fonction de la structure des renforts, ces derniers peuvent être classés en plusieurs catégories :

- Les renforts particulaires : une phase dispersée de particules renforce la matrice. Il s'agit généralement d'inclusions aciculaires (wallastonite, fibres courtes), lamellaires (talc, mica) ou granulaires (craie). Les composites à renfort particulaire sont assez utilisés pour des produits de grande consommation ou des applications spécifiques, mais peu utilisés à des fins structurelles ;

- Les renforts à fibres discontinues : une phase dispersée de fibres courtes, avec ou sans orientation privilégiée, renforce la matrice. Les nappes constituées d'un assemblage de fibres courtes s'appellent mâts. Ils représentent un apport volumique en fibre de l'ordre de 30 %. Le composite obtenu est alors un polymère renforcé ;
- Les renforts à fibres continues : une phase dispersée de fibres continues renforce la pièce. La longueur de la fibre est proche de celle de la pièce finale. Les caractéristiques mécaniques de la pièce finale dépendent principalement des directions des fibres. Dans ce type de renfort, les rôles principaux de la matrice sont de garantir la cohésion de l'ensemble et d'apporter une résistance aux efforts appliqués dans des directions différentes de celles des fibres.

Dans ce travail de thèse, nous nous intéresserons uniquement aux renforts à fibres continues. Les fibres utilisées pour fabriquer les renforts peuvent être de différentes natures : carbone, verre, céramiques, métaux ou encore matériaux d'origine animale (collagène) ou végétale (cellulose, lignine, lin). Seules les fibres en verre et carbone seront étudiées. Ces fibres sont principalement destinées à des solutions technologiques de haute performance en aérospatiale et aéronautique.

## 1.2 Les renforts tissés : de la fibre à la pièce finale

La structure multi-matériau et multi-échelle d'une pièce composite détermine son comportement final. Cette partie présente les différentes étapes du processus de fabrication. Les fibres doivent être produites, ensuite assemblées en mèches. Ces dernières seront liées par tissage afin d'obtenir le renfort. Pour obtenir la pièce finale, le renfort doit être mis en forme, imprégné de résine puis cuit.

### 1.2.1 Les fibres

#### 1.2.1.a Fibres de carbone

Les fibres de carbone peuvent être fabriquées principalement de deux manières :

- à partir de fibres de polyacrylonitrile (dite PAN-based). C'est la voie la plus courante grâce aux bonnes propriétés mécaniques obtenues tout en ayant un coût de fabrication modéré ;
- à partir de fibres de brai produites par filage de résidus de pétrole ou de houille (dite pitch-based).

Dans le premier cas, la conversion d'un précurseur en polyacrylonitrile permet la création des fibres de carbone. Tout d'abord, les filaments sont filés à partir du précurseur élevé à sa température d'oxydation, ensuite maintenus en tension, et enfin carbonisés dans une atmosphère d'azote à environ 1200°C. Les éléments non carbonés se volatilisent, laissant principalement le carbone. Les fibres obtenues après cette étape sont dites de haute résistance

(HR). Pour améliorer la structure des fibres, un second traitement thermique peut être réalisé à haute température (2500°C). Ceci permet d'éliminer presque totalement les éléments non carbonés et d'augmenter le caractère graphitique de la fibre et donc ses propriétés mécaniques.

Pour le cas des fibres de brai, la première étape consiste à carboniser le brai à une température d'environ 400°C. Ensuite un second traitement est réalisé à 2500°C dans une atmosphère d'azote afin d'augmenter le taux de carbone des fibres. Néanmoins, la difficulté d'élimination des impuretés dans le brai d'origine leur attribue une rigidité de traction plus faible. L'ensimage est la dernière étape avant l'obtention de fibres utilisables. Elle consiste à traiter la surface des fibres et joue un rôle majeur dans leur durée de vie. Sa fonction principale est d'obtenir une meilleure cohésion entre fibres et matrice afin d'optimiser les propriétés mécaniques de la pièce finale. La Figure 1.1 rappelle les différentes étapes du procédé de fabrication des mèches de carbone ex-PAN.

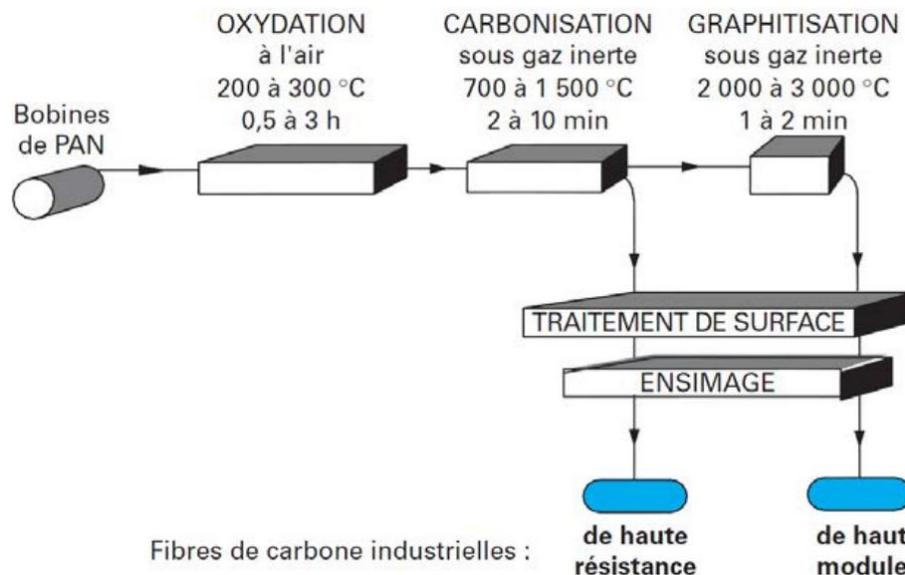


Figure 1.1 Procédé de fabrication des fibres de carbone ex-PAN [DUP 08]

### 1.2.1.b Fibres de verre

Plusieurs types de compositions peuvent être utilisés comme matière première selon l'usage qui sera fait du fil. Le Tableau 1.1 montre les différentes compositions classiques du verre utilisé pour fabriquer les filaments de verres destinés à des applications structurales. La composition du type E est la composition la plus utilisée pour tous les matériaux composites à matrices organiques. La composition du type A est généralement utilisée pour son bas coût de fabrication comme pour le verre de bouteille ou le verre plat. La composition du type C est principalement utilisée dans des applications nécessitant une bonne résistance à la corrosion. La composition choisie est d'abord chauffée à environ 1500°C, ensuite filée à grande vitesse pour former les filaments. Ce procédé permet d'obtenir des fils sillonnes (également appelées rovings ou stratifils) composées de fibres continues (par opposition aux fils verrannes composées de fibres discontinues volumineuses) et présentant de très bonnes propriétés

mécaniques. Ces filaments, dont le diamètre est généralement compris entre 5 et 24 microns, sont alors assemblés en fils : chaque fil comporte entre 1000 et 12000 filaments. La Figure 1.2 illustre le procédé de fabrication des fibres par filage. Dans ce procédé, le diamètre de filament obtenu dépend principalement de la géométrie de la filière, de la vitesse de filage et de la vitesse de refroidissement.

Composant	Type			Composant	Type		
	E	C	A		E	C	A
SiO <sub>2</sub>	52-62	64	72	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.05-0.8	-	-
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	12-16	4	0.3	TiO <sub>2</sub>	0-1.5	-	-
CaO	16-25	8	10	R <sub>2</sub> O	0-2	-	-
MgO	0-5	3	2.8	F <sub>2</sub>	0-1	-	-
Na <sub>2</sub> O	-	14	14.2	K <sub>2</sub> O	-	1	-
B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0-10	6	-	SO <sub>3</sub>	-	-	0.6

Tableau 1.1 Compositions massiques principales des fibres de verre (%) [BER 08]

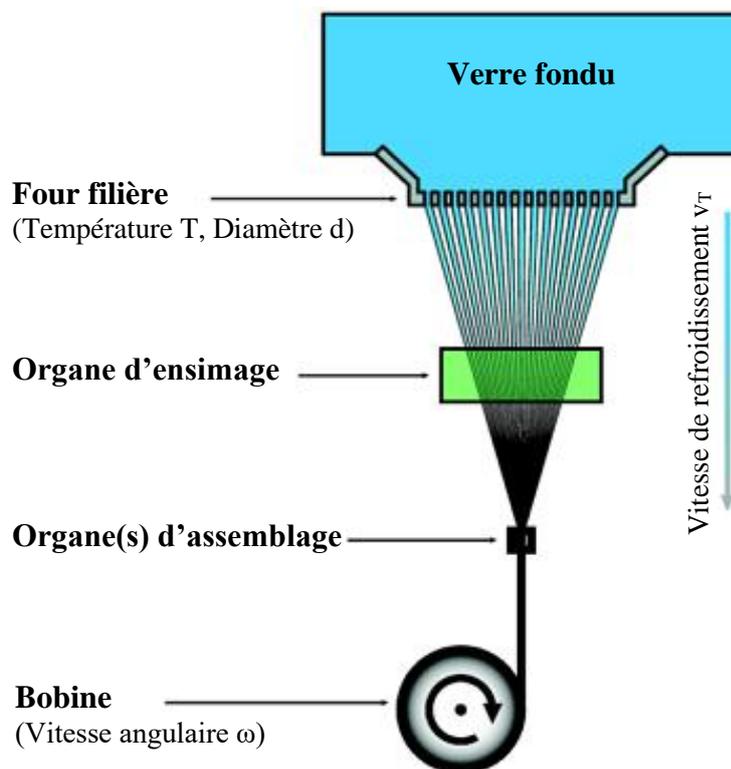


Figure 1.2 Procédé de filage et d'assemblage des multi-filaments de verre [BER 08]

### 1.2.2 Les mèches

Les fibres obtenues peuvent subir des transformations ou des traitements afin de leur attribuer de nouvelles caractéristiques. Dans notre cas, elles sont assemblées pour former des mèches, avec la possibilité de faire des traitements supplémentaires :

- Le retordage ou le moulinage permet d'apporter une torsion aux fils continus pour améliorer leurs propriétés mécaniques, assembler par torsion plusieurs fibres et réduire leur section ;
- La texturation permet de donner aux fils de l'élasticité et du gonflant ;
- Le guipage consiste à assembler un fil en âme avec un fil enroulé autour que l'on appelle enrobant. Cette technique est utilisée essentiellement avec les fils élastiques dans le cas des applications traditionnelles (par exemple les collants). Cependant, elle peut être utilisée pour protéger certains fils fragiles comme les fibres céramiques ou en carbone lors des opérations de transformation des fils en surfaces textiles (tissage, tressage...).

Une fois assemblées, les grandeurs caractéristiques généralement utilisées pour décrire une mèche sont les suivantes :

- La nature des fibres qui les composent (carbone, verre, ...) ;
- La manière d'assembler les fibres (ensimage, assemblage avec ou sans torsion, ...) ;
- La masse linéique, exprimée en tex ( $1 \text{ tex} = 1 \text{ g/km}$ ) ;
- Le nombre de fibres par mèche ;
- Le diamètre des fibres ;
- La rigidité en tension ;
- L'effort nécessaire pour rompre en tension une mèche.

### ***1.2.3 Les renforts***

Les renforts étudiés dans ce manuscrit sont les assemblages de mèches de verre ou de carbone obtenus par tissage. Les tissages peuvent être surfaciques (2D), interlocks (2.5D) ou tridimensionnels (3D). Les premiers sont un entrecroisement de mèches selon deux directions perpendiculaires privilégiées, chaîne et trame. Le type d'agencement utilisé est appelé armure du renfort. Pour le cas 2D, les armures traditionnelles de l'industrie textile sont utilisées (Figure 1.3). Pour les tissages 3D, une troisième direction de mèche est ajoutée dans l'épaisseur du renfort. Finalement, les tissages nommés 2.5D se situent à la frontière entre tissés 2D et 3D. Des mèches de chaînes vont alors chercher dans les couches supérieures et inférieures une ou plusieurs mèches de trame afin de lier ensemble les couches. Ces tissus sont souvent dérivés d'armure classiques 2D. Ce procédé permet d'obtenir des tissés très épais (jusqu'à obtenir une dizaine de centimètres) et résistants au délaminage.

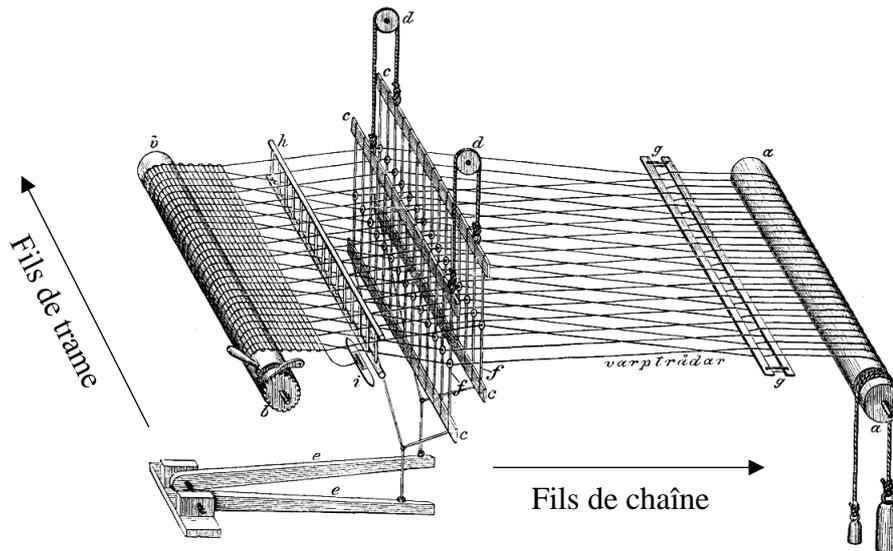


Figure 1.3 Schéma d'un métier à tisser

### 1.2.3.a Armures 2D

En ce qui concerne les tissus 2D, il existe trois armures principales (Figure 1.4) :

- La toile ou taffetas : chaque mèche de chaîne passe alternativement au-dessus puis en dessous d'une mèche de trame. Le fort entrelacement des mèches donne au taffetas une importante rigidité et une faible déformabilité (Figure 1.4-a) ;
- Le sergé  $m \times n$  : chaque mèche de trame passe au-dessus de  $m$  puis en dessous de  $n$  mèches de chaîne. Les points de liage (c'est-à-dire les croisements où une mèche de trame passe en dessous d'une mèche de chaîne) successifs forment une diagonale. On peut remarquer que le taffetas est en fait un sergé  $1 \times 1$  (Figure 1.4-b) ;
- Le satin  $n$  : chaque mèche de trame passe au-dessus de  $(n - 1)$  puis en dessous d'une mèche de chaîne. Les points de liage de la chaîne et de la trame sont disséminés de façon à atténuer l'effet de diagonale présent sur le sergé (Figure 1.4-c). Cette armure est très souple et facilement déformable en cisaillement.

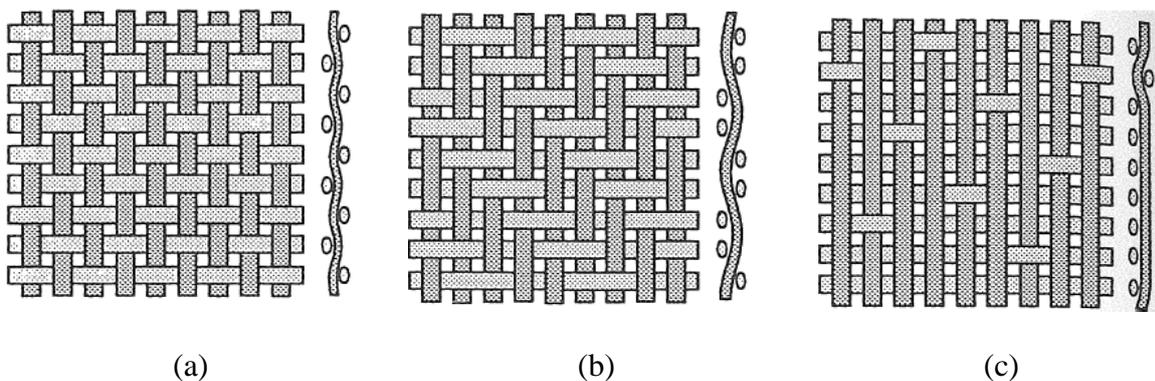


Figure 1.4 Les différents motifs de tissage 2D. (a) Taffetas (b) Sergé 2×2 (c) Satin de 8 [BER99]

La combinaison de ces trois familles d'armures avec la multiplicité de géométries et de matériaux disponibles pour la mèche, permet d'obtenir une grande diversité de renforts tissés. Si le renfort est identique dans la direction chaîne et dans la direction trame, on parle de tissu équilibré. De façon générale, un tissu peut être caractérisé par :

- Les mèches utilisées ;
- L'armure ;
- La densité de mèches (en mèches/mm) pour chaque réseau ;
- L'embuvage qui représente 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 montrer l'influence de l'embuvage pour le comportement mécanique des renforts. L'embuvage  $e$  est donné par :

$$e = \frac{l_{mèche} - l_{tissu}}{l_{mèche}} \quad (1.1)$$

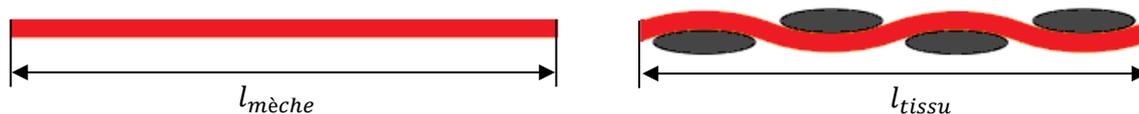


Figure 1.5 Embuvage d'une mèche

La superposition de ces armures 2D permet la réalisation des pièces épaisses. La structure ainsi obtenue permet d'optimiser les propriétés mécaniques du matériau fini en agissant sur l'orientation des plis. Cependant, dans cette configuration, la structure finale est sujette au délaminage.

### 1.2.3.b Armures 2.5D : interlocks

Les interlocks [MOU 99, BOU 15] sont des renforts tissés 2.5D. Pour ces renforts plusieurs couches de chaînes sont assemblées ensemble par plusieurs trames. Cette structure en couches entrelacées structurellement permet d'obtenir des renforts épais (plusieurs dizaines de centimètres). Ils possèdent de très bonnes propriétés mécaniques, tout en échappant les problèmes de délaminage qui peuvent apparaître dans les matériaux obtenus par superposition de plusieurs couches tissées indépendantes. Certains métiers à tisser permettent de tisser des préformes dont le motif de tissage varie au sein de la préforme dans le but d'optimiser les caractéristiques mécaniques pour une application recherchée. Ce type de matériau, très onéreux, est pour l'instant réservé aux applications de pointe de l'aéronautique et de l'aérospatial.

Les différents agencements de structures présentés sur la Figure 1.6 ont une forte influence sur le comportement en tension de ces tissés [GU 02] :

- Cas 1 : les mèches de chaîne relient deux couches l'une avec l'autre ;

- Cas 2 : les mèches de chaîne sur les surfaces extérieures traversent toute l'épaisseur de l'échantillon pour relier toutes les couches entre elles ;
- Cas 3 : les mèches de chaîne relient plusieurs couches mais suivent la même trajectoire ;
- Cas 4 : les mèches de chaîne relient plusieurs couches de manière aléatoire.

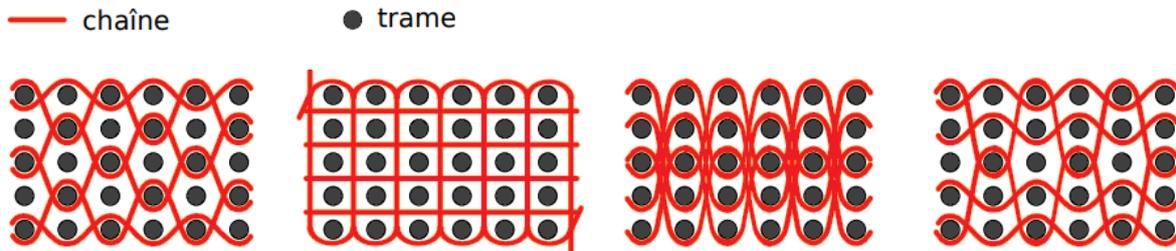


Figure 1.6 Armures de renforts 3D [GU 02]

### 1.2.4 La mise en forme du composite à renfort tissé par LCM

Les renforts tissés sur lesquels porte notre étude étant destinés à être mis en forme par moulage, nous nous intéresserons uniquement aux procédés de ce type. De nombreux procédés de formage par moulage existent [BER 99, GAY 05]. Ils varient selon la nature des matériaux constituant le renfort et la matrice, le nombre de pièces à fabriquer et le coût de production recherchés.

Les procédés de type LCM (Liquid Composite Moulding) permettent de mettre en forme les composites à renforts tissés et à matrice polymère. Parmi ces procédés, l'infusion sous vide et le RTM (Resin Transfer Moulding [POT 99]) 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 pièce. Le fait de mettre en forme le renfort sec permet d'obtenir une pièce composite finale très proche de la pièce désirée, et donc de minimiser les étapes d'usinage et ainsi les coûts. Ces procédés, dits procédés moule fermé, permettent un contrôle strict des composés organiques volatils émis lors de la fabrication, la résine n'étant alors pas en contact direct avec l'atmosphère.

#### 1.2.4.a L'infusion sous vide

En infusion sous vide, le renfort et la résine sont placés directement sur la surface du moule ; un film plastique perforé est utilisé afin de séparer la pièce du drain (Figure 1.7). En mettant sous vide cette zone, la pompe va aspirer l'air présent dans le sac et ce dernier va se plaquer contre la pièce composite et la compacter sur le moule, permettant la pièce d'épouser la forme du moule. Comme le drain est poreux, il permet d'évacuer toutes les poches d'air. L'excès de résine va être pressé à travers les trous du séparateur perforé et absorbé par le drain. Ce procédé est plus facile à mettre en œuvre que le RTM (présenté dans le paragraphe suivant)

et permet la production de pièces en grande série avec une bonne répétabilité et des formes complexes. Par contre, le contrôle de l'épaisseur est difficile et l'état de surface du côté de la membrane est généralement moins bon que du côté moulé.

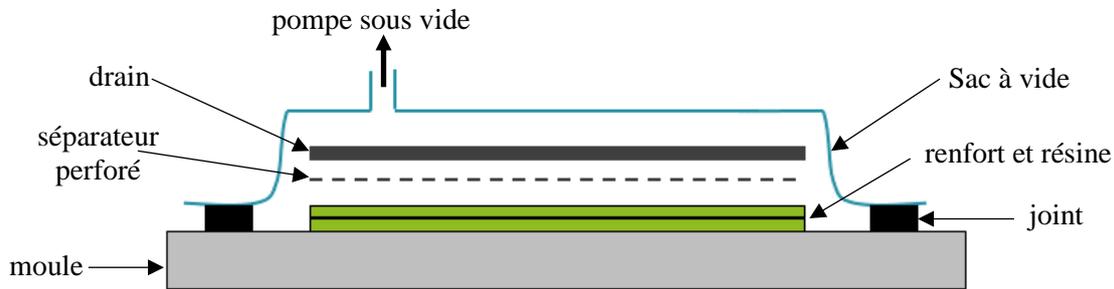


Figure 1.7 Illustration du processus d'infusion sous vide

#### 1.2.4.b Resin transfer moulding (RTM)

Le procédé RTM (Resin transfer moulding) est également 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 (Figure 1.8). La première étape est l'étape de préformage. Elle consiste à mettre en forme (ou emboutir) un renfort tissé dans un moule par l'intermédiaire d'un poinçon. Contrairement à l'infusion sous vide, les deux parties du moule sont rigides. Cela permet de contrôler l'épaisseur de la pièce et d'obtenir un bon état de surface des deux côtés. Des serre-flans sont souvent utilisés durant cette étape pour tendre le tissu et retarder l'apparition de plis. Une fois que le renfort est moulé dans la forme souhaitée, la résine est injectée. La consolidation de la matrice est donc effectuée par refroidissement pour une matrice thermoplastique, et par chauffage pour une matrice thermodurcissable. Finalement, lorsque la résine est consolidée, le moule est ouvert et la pièce démoulée.

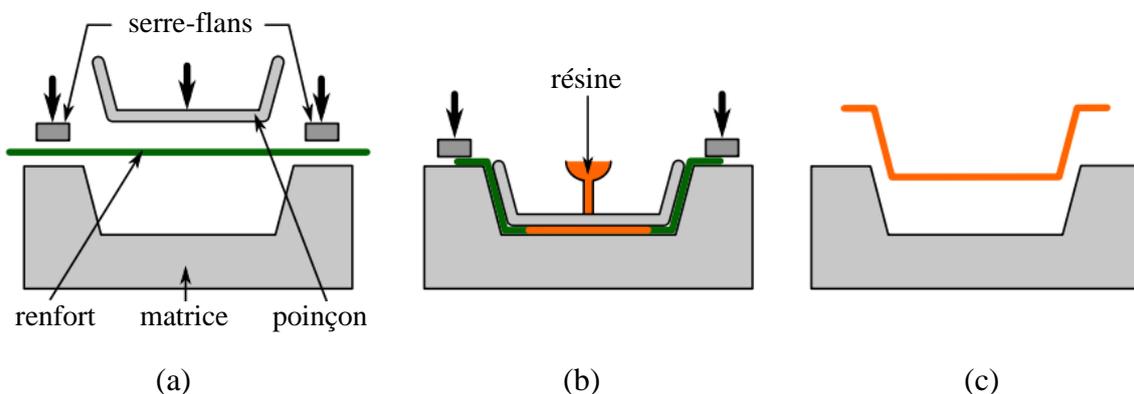


Figure 1.8 Illustration du processus RTM (a) mise en forme du renfort fibreux (b) injection et polymérisation de la matrice (c) démoulage de la pièce finale [MAT 14]

Ce procédé est en plein développement dans le but d'être utilisé pour des pièces en grande série car il permet de contrôler le taux volumique de fibre, la création de géométries complexes,

un bon état de surface, et des cadences de fabrication automatisées et soutenues. Cependant, malgré son utilisation dans l'industrie, ce procédé n'est pas entièrement contrôlé pour des formes complexes ou de grandes tailles. Ces éléments poussent aujourd'hui les industriels des secteurs automobiles et aérospatiaux à porter un grand intérêt au développement et à la recherche associée au procédé.

Durant le processus, des problèmes de natures différentes peuvent être obtenus : des problèmes mécaniques durant la phase de formage et des problèmes de fluide durant la phase d'injection de la résine. Ce travail s'intéresse exclusivement aux problèmes d'origine mécanique. Nous trouvons dans la bibliographie de nombreuses études liées à la perméabilité des renforts et à la résistance à l'avancement du fluide injecté [VAR 95, BRÉ 03]. La capacité du renfort à se déformer pour prendre la forme du moule a une influence majeure à la fois sur les caractéristiques mécaniques de la pièce et sur l'étape d'injection (qualité de l'imprégnation, temps de remplissage du moule). Ainsi, la mise en forme du renfort est une étape clé du procédé. Pendant cette étape, les évènements qui peuvent être rencontrés sont :

- Des ruptures de fibres, lorsque la tension dans les mèches devient trop importante ;
- Des flambements locaux dus à la sollicitation des mèches en compression ;
- La formation de plis qui peuvent être générés par un cisaillement ou une compression trop importante [PRO 97, BOI 11] ;
- Une baisse des propriétés mécaniques ou une perte de cohésion due à la formation de zones où le taux volumique local de fibres est trop faible (zones sèches) ou trop important.

Avec l'étude de la perméabilité, celle de la mise en forme est indispensable pour vérifier la faisabilité d'un processus de fabrication d'une pièce par RTM. Les qualités mécaniques finales sont intimement liées à cette étape. C'est dans ce cadre que se situe l'étude présentée dans ce manuscrit.

### 1.3 Comportement mécanique des renforts tissés

Le comportement mécanique global du tissé est hérité du comportement de ses constituants et de leurs interactions à des échelles inférieures. Trois échelles d'observation sont alors distinguées (Figure 1.9) :

- L'échelle de la fibre, ou échelle microscopique (paragraphe 1.3.1) : chaque fibre de quelques micromètres de diamètre peut être distinguée parmi les milliers que comporte une mèche ;
- L'échelle de la mèche, ou échelle mésoscopique : on ne distingue plus les différentes fibres et on considère que la mèche est constituée par un matériau continu. Les motifs de tissage sont parfaitement visibles à cette échelle ;

- L'échelle du renfort, ou échelle macroscopique : le renfort est considéré dans son ensemble.

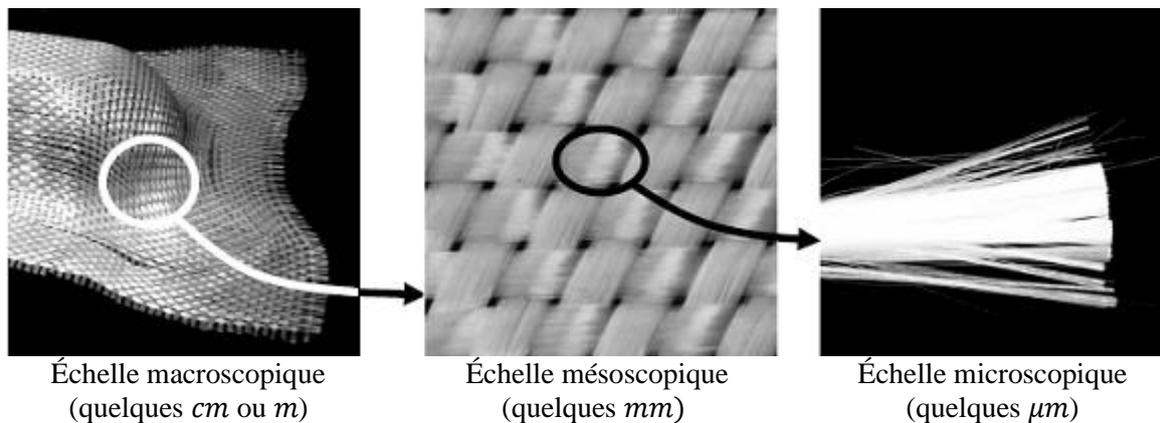


Figure 1.9 Les différentes échelles pour l'étude d'un renfort tissé

### 1.3.1 Comportement à l'échelle microscopique

À l'échelle microscopique, le comportement d'une fibre est étudié. Les fibres sont les plus petits constituants des renforts tissés. Le comportement de la fibre est donc simplement le comportement du matériau qui la constitue (carbone ou verre dans notre cas). La difficulté dans la caractérisation mécanique des fibres provient de leur faible taille, de l'ordre du micromètre.

Pour l'obtention des propriétés mécaniques des fibres, un test réalisé sur une unique fibre est généralement pratiqué [HUG 86]. Cependant, une mesure précise de la déformation et du diamètre initial est un véritable challenge, tout comme maintenir une fibre unique dans les moyens de préhension du dispositif expérimental. Pour les fibres en carbone, un comportement non linéaire est observé où la rigidité tangente de la fibre augmente légèrement au fur et à mesure de l'augmentation de la force appliquée jusqu'à rupture (Figure 1.10) [CUR 68, BEE 83, HUG 86, SHI 96]. Cette non-linéarité est assez faible, menant souvent à l'utilisation de modèles linéaires en simulation.

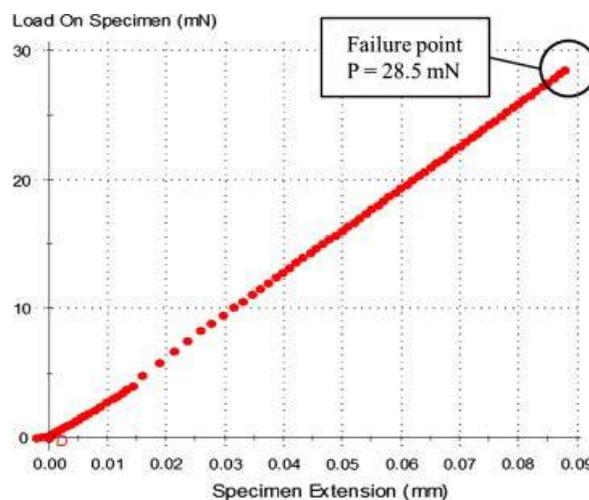


Figure 1.10 Courbe force-déplacement pour un essai de traction sur une fibre en carbone T700 [KAN 13]

Les propriétés mécaniques des fibres et les interactions entre elles pilotent le comportement de la mèche [LAT 11].

### 1.3.2 Comportement à l'échelle mésoscopique

A cette échelle, on s'intéresse uniquement au comportement de la mèche. L'un des seuls outils permettant d'observer finement les constituants d'un renfort est la microtomographie X. Cette technique est prometteuse pour l'analyse du comportement des renforts tissés à l'échelle mésoscopique [DES 05, BAD 08a, NAO 14]. Cette méthode possède l'avantage supplémentaire de n'être ni intrusive ni destructive et peut être utilisée parallèlement à des expérimentations mécaniques.

#### 1.3.2.a Comportement d'une mèche en tension

Lorsque l'on tend une mèche constituée de milliers de fibres continues, celles-ci n'étant pas exactement parallèles même si elles ont été assemblées sans torsion, elles vont tout d'abord se tendre progressivement une à une jusqu'à être toutes en très légère tension. Cette mise sous tension progressive des différentes fibres explique la non linéarité observée sur la courbe d'effort en fonction de la déformation d'une mèche (Figure 1.11).

Les elongations des mèches sont limitées à quelques pourcents mais comme leur rigidité est très grande, les efforts résultants peuvent être importants. Quand on considère une mèche, la notion de contrainte n'est pas évidente. En effet, la mèche étant constituée de fibres, il n'y a pas continuité de la matière en son sein. Or ce sont les fibres qui prennent en charge les efforts. La variation des espaces entre fibres, indépendante du diamètre de ces dernières, entraîne une variation de la section apparente de la mèche alors que la somme des sections des fibres reste relativement constante. De ce fait, la notion de contrainte est discutable quand on se réfère à une mèche, et à la place de module d'élasticité on parle de rigidité, définie comme étant le rapport de l'effort sur la déformation.

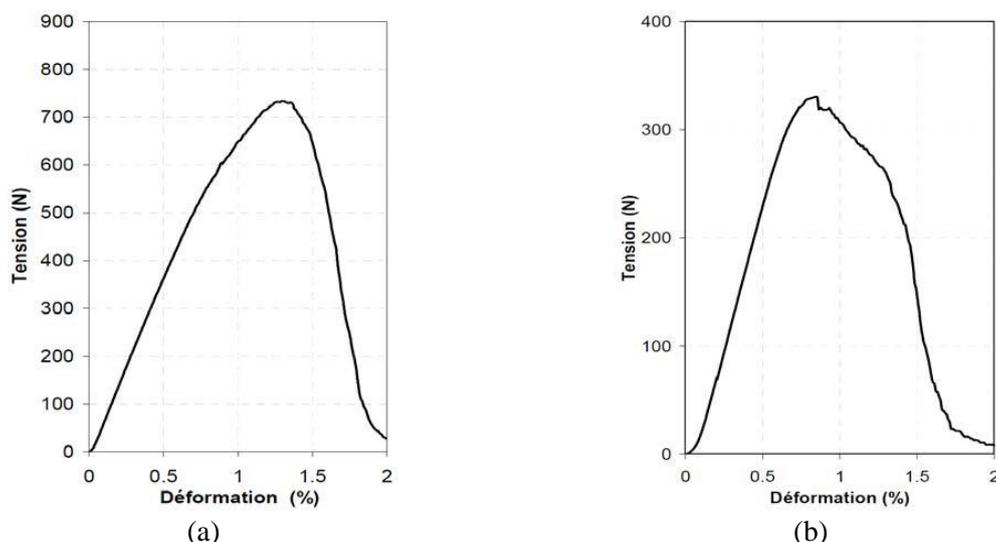


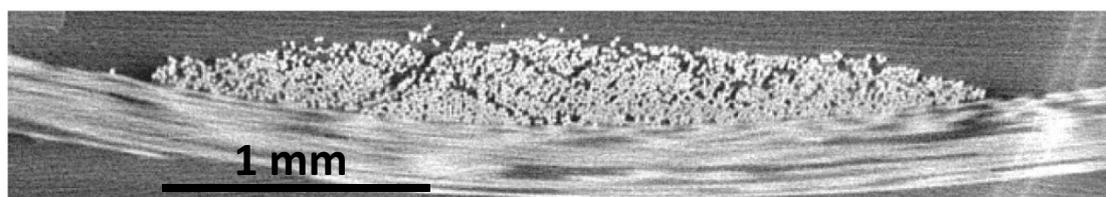
Figure 1.11 Comportement en tension d'une mèche en (a) carbone (b) verre [DUM 03]

Pour le comportement en compression longitudinale, si l'on suppose la mèche seule et non pas incluse dans un système plus large tel qu'un tissu, il est difficile de considérer une rigidité en compression. La rigidité en compression des fibres, de l'ordre de celle en traction, en conjonction avec leur faible rigidité en flexion, va provoquer un flambement immédiat de la mèche.

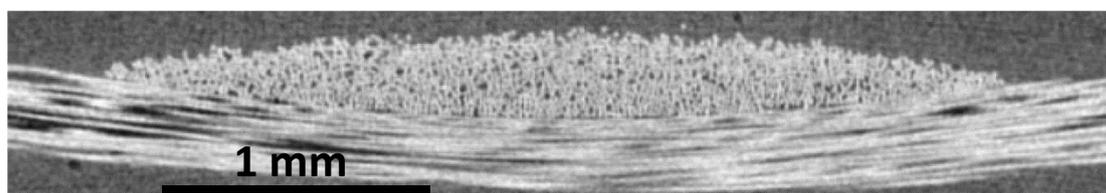
### 1.3.2.b Comportement d'une mèche en compression transverse

Au repos, les fibres qui constituent la mèche ne sont pas parfaitement parallèles et ne forment donc pas un ensemble compact (Figure 1.12-a). Pour cette raison, la compaction d'une mèche dans un plan transverse à la direction des fibres présente un comportement non linéaire. Avant d'être sollicitées mécaniquement, les fibres se réorganisent afin de former un ensemble compact (Figure 1.12-b). L'effort de compaction augmente alors progressivement jusqu'à ce que la rigidité en compression du matériau constitutif des fibres soit atteinte. Ce comportement est difficile à identifier expérimentalement. Dans les études réalisées sur le comportement mésoscopique des tissés, le comportement en compression transverse est généralement identifié par une méthode inverse à partir d'un essai macroscopique [GAS 00, HAG 04, BAD 08a, POT 08, CHA 11b].

La compaction est l'un des modes de déformation privilégiés de la mèche, et elle intervient dans la plupart des sollicitations auxquelles le tissu peut être soumis. Directement liée à cette compaction, la densité de fibres au sein de la mèche a une influence considérable sur la perméabilité locale de la mèche, et donc sur l'étape d'injection du procédé RTM. L'identification du comportement en compaction est donc importante lorsque l'objectif est de calculer la perméabilité locale du renfort.



(a) Section initiale d'une mèche



(b) Section d'une mèche sous tension biaxiale

**Figure 1.12 Vue en coupe (par tomographie) d'une mèche en compression [BAD 08b]**

De même que pour la compaction, l'identification directe des différents modes de cisaillement (cisaillement dans le plan transverse de la mèche et cisaillement dans la direction

des fibres) est difficilement envisageable. Pour la flexion, peu d'études concernent le comportement en flexion de la mèche seule.

### 1.3.2.c Comportement d'un renfort en cisaillement plan à l'échelle mésoscopique

Le cisaillement plan se traduit par la rotation entre deux mèches autour de son point de croisement, ce lieu de contact géométrique reste constant au cours de la déformation dans l'hypothèse du non-glissement entre les réseaux chaîne et trame (cette hypothèse sera expliquée dans la partie 1.3.3.a).

Différents mécanismes apparaissent au cours de la déformation. Pour des faibles angles de cisaillement, les mèches pivotent librement les unes sur les autres dans un mouvement de corps rigide (Figure 1.13-a). Dans cette étape, les efforts de cisaillement sont faibles puisque seuls les efforts de frottement entre les mèches s'opposent à la rotation. Puis, progressivement les mèches rentrent en contact latéral et les interstices se combent (Figure 1.13-b), la compression transverse s'ajoute au frottement et l'effort monte graduellement. Finalement, lorsque l'on se rapproche de la limite de compaction des mèches, les efforts dus à la compression transverse deviennent très importants et, par conséquent, la rigidité en cisaillement augmente très rapidement (Figure 1.13-c).

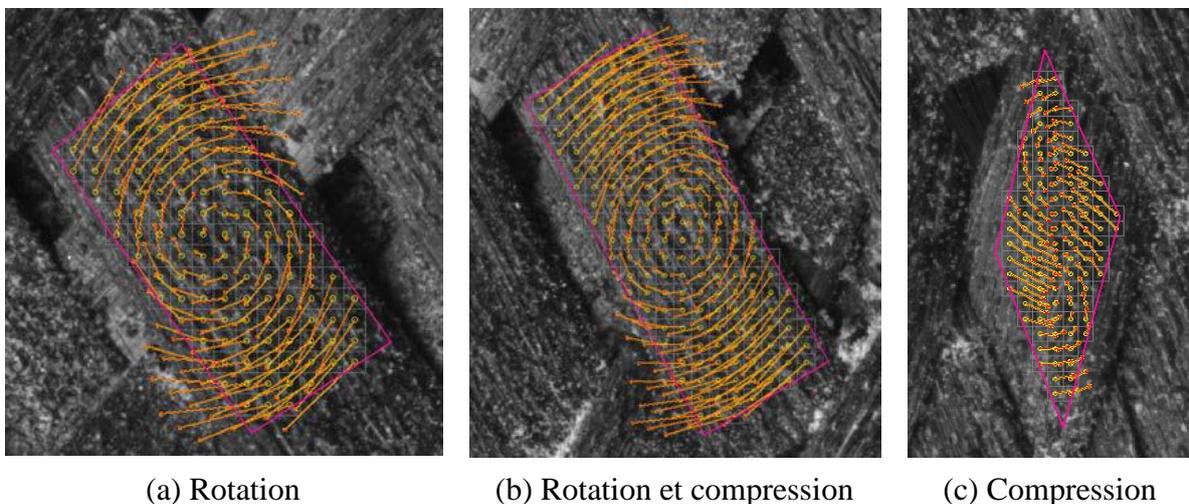


Figure 1.13 Mécanisme de cisaillement d'un Interlock de carbone (Hexcel G1151) [LUY 09a]

### 1.3.3 Comportement à l'échelle macroscopique

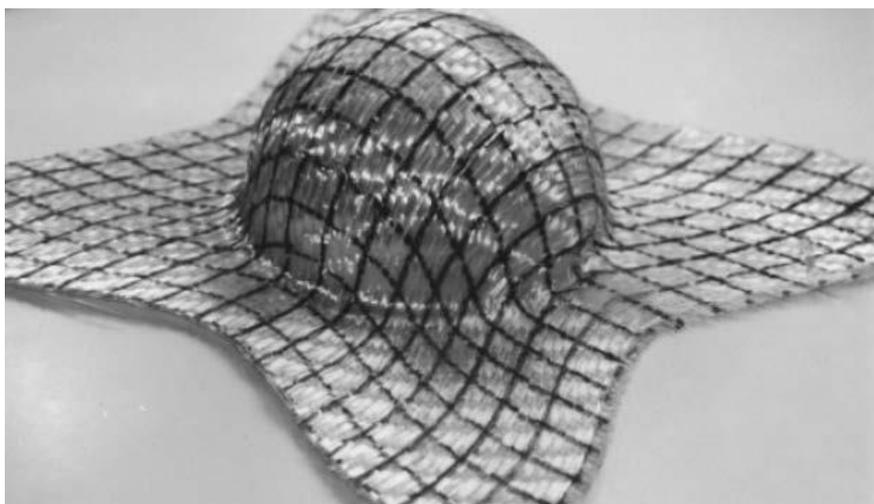
A cette échelle, le renfort est considéré dans son ensemble. Étant un assemblage de mèches entremêlées, les renforts tissés héritent de l'ensemble des propriétés associées aux mèches, une échelle en dessous, mais pas uniquement. Des caractéristiques spécifiques à leur structure, et notamment à leur armure, apparaissent : le non-glissement entre mèches de chaîne et de trame, les variations d'embuvage et la rigidification en cisaillement. Des essais spécifiques aux

renforts tissés permettent de caractériser les modes de déformation macroscopiques et les mécanismes de déformation associés.

#### *1.3.3.a Non-glissement entre les réseaux chaîne et trame*

Une première hypothèse forte généralement faite lors de l'étude de la mise en forme des renforts tissés concerne le non glissement entre les mèches de chaîne et les mèches de trame. Selon cette hypothèse, des interactions fortes existent entre les réseaux constituant le tissé de manière à ce que tout mouvement d'un réseau entraîne le mouvement de l'autre sans glissement relatif. Afin de valider cette hypothèse, un essai de mise en forme hémisphérique a été effectué avec un renfort sur lequel des lignes droites continues ont été tracées dans les directions chaîne et trame. Une fois l'expérience réalisée, un croisement des lignes aux mêmes points que dans l'état initial indique qu'il n'y a pas eu glissement relatif entre les mèches (Figure 1.14) [BOI 95].

L'hypothèse de non glissement relatif des réseaux, qui sera faite dans le reste de ce manuscrit, est donc vérifiée dans la plupart des cas de mise en forme classiques, mais il faut garder à l'esprit que certains cas de chargement et certains tissus lui sont incompatibles.



**Figure 1.14** Validation de l'hypothèse de non-glissement relatif des mèches

#### *1.3.3.b Comportement en tension*

##### **Comportement en tension uniaxiale**

Lorsque le renfort est sollicité en traction uniaxiale, deux phénomènes se produisent successivement (Figure 1.15) :

- Une forte réduction de l'embuvage dans la direction sollicitée, et une forte augmentation de l'embuvage dans la direction orthogonale ;
- Une fois que l'embuvage de la direction sollicitée s'annule, les mèches dans la direction sollicitée se tendent.

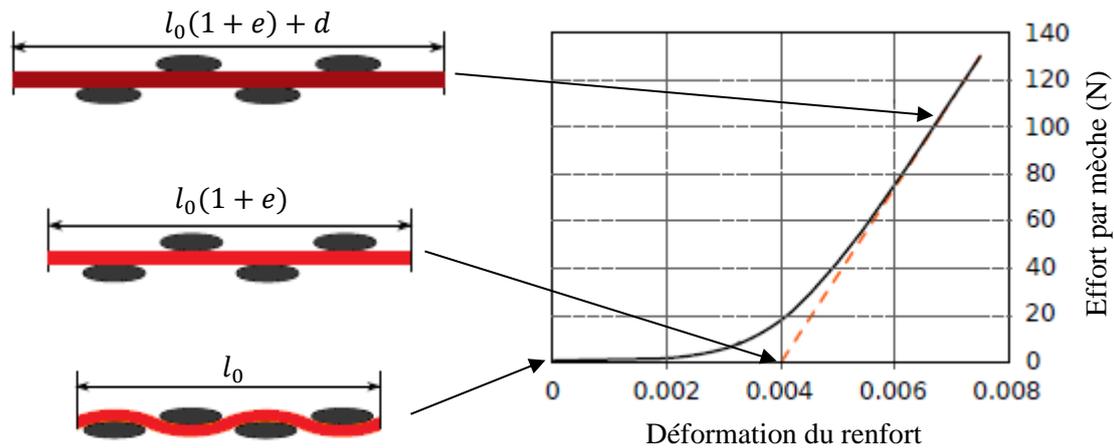


Figure 1.15 Traction uniaxiale sur un taffetas de verre: mécanismes et courbe expérimentale [BUE98]

La non linéarité induite par cette réduction d'embuvage est beaucoup plus importante que celle évoquée précédemment pour une mèche seule (paragraphe 1.3.2.a). Cette non linéarité sera d'autant plus importante que la modification d'embuvage sera grande.

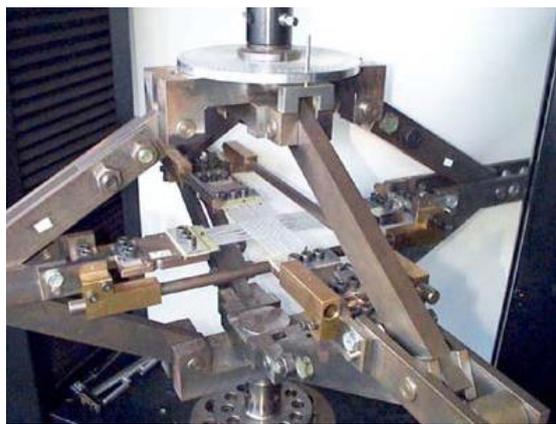
La disparition quasi totale de l'embuvage dans la direction sollicitée entraîne une forte augmentation de ce même embuvage dans la direction orthogonale. On assiste alors à un phénomène d'avalement où la longueur réelle du tissé, et non des mèches, diminue dans cette direction orthogonale. Ce phénomène contredit l'hypothèse de non glissement des mèches les unes par rapport aux autres (paragraphe 1.3.3.a). Cependant, les renforts tissés utilisés ici montrent un embuvage faible de l'ordre de 1%, nous permettant de négliger le phénomène d'avalement.

### Comportement en tension biaxiale

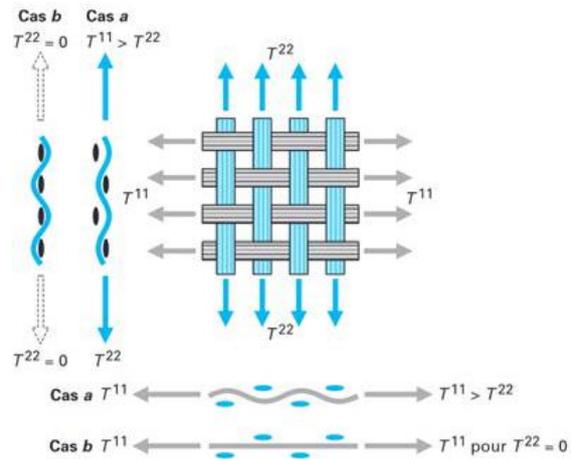
La tension dans une direction a une influence directe sur l'embuvage dans cette même direction et dans la direction orthogonale. La mise sous tension simultanée de deux directions orthogonales est donc intéressante à étudier. La traction biaxiale consiste à soumettre chacun des réseaux à une sollicitation de traction non nécessairement identique. En mesurant la déformation dans la direction étudiée  $\varepsilon_{obs}$  et celle dans la direction orthogonale  $\varepsilon_{orth}$ , on obtient le coefficient de traction biaxiale  $k$  défini par :

$$k = \frac{\varepsilon_{orth}}{\varepsilon_{obs}} \quad (1.2)$$

Une sollicitation identique des deux réseaux sera signifiée par  $k = 1$  alors qu'une sollicitation deux fois plus forte du réseau observé sera indiquée par  $k = 0.5$ . Les essais de traction biaxiale sont réalisés avec des dispositifs spécifiques permettant de contrôler en effort les deux directions étudiées (Figure 1.16). Plusieurs dispositifs de traction biaxiale ont été conçus, permettant de régler plus facilement le coefficient de traction biaxiale [KAW 73a, BUE 01, WIL 08]. Le comportement non linéaire de la traction biaxiale est illustré sur la Figure 1.17 par l'intermédiaire d'un réseau de courbes correspondant à divers coefficients  $k$ .



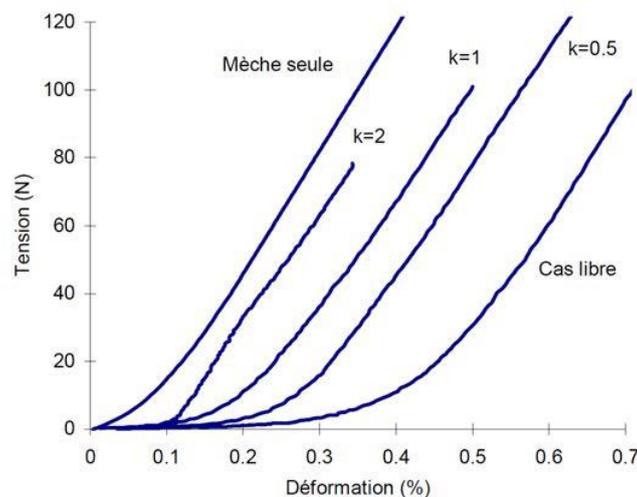
(a) dispositif expérimental



(b) variation de l'embuvage

**Figure 1.16 La traction biaxiale des tissés [BUE 98, BUE 01]**

La fabrication des éprouvettes en croix utilisées dans ces dispositifs est un point clé de l'essai : la raideur des mèches en tension étant très importante, et les déplacements très faibles, les mèches doivent être parfaitement alignées dans les deux directions afin d'entrer en tension simultanément.

**Figure 1.17 Réseau de courbes de traction biaxiale pour un taffetas de verre [BUE 98]**

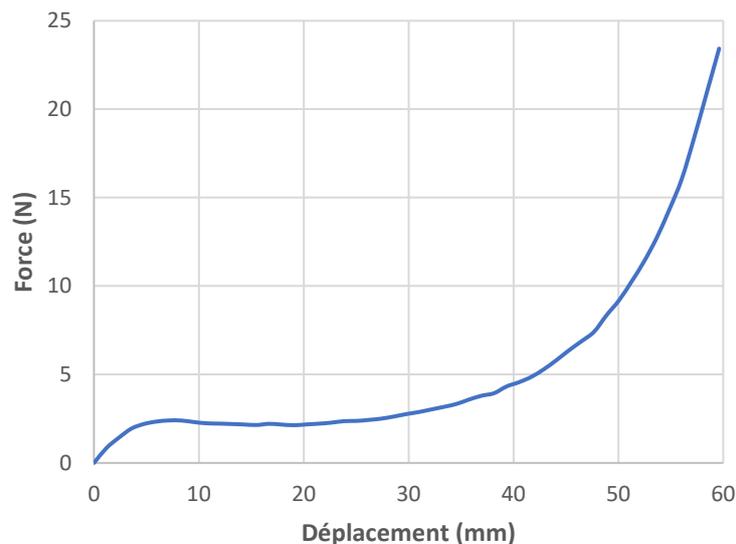
### 1.3.3.c Comportement en cisaillement dans le plan du renfort

Lors des essais de formage, on constate que la souplesse du tissu en cisaillement en fait le mode de déformation privilégié des renforts tissés lorsque la forme à atteindre est à double courbure. C'est grâce à la faible raideur associée à ce mode de déformation qu'il est possible de donner au renfort une géométrie non développable. La caractérisation du comportement en cisaillement est essentielle :

- Pour l'étude de la déformabilité du renfort, c'est-à-dire sa capacité à prendre des formes complexes sans que des défauts apparaissent ;

- Pour l'étude de la perméabilité du renfort : lorsque l'angle de blocage en cisaillement est atteint, la perméabilité locale du renfort est réduite de façon considérable, ce qui rend l'injection de résine plus difficile.

Le comportement en cisaillement est de nature non linéaire (Figure 1.18). L'augmentation progressive de la rigidité est due à la compression transverse des mèches observée à l'échelle mésoscopique (voir 1.3.2.c). Une rigidité importante est observée sur cette figure pour un faible déplacement. Cette rigidité supplémentaire provient de l'ensimage des mèches : quand le tissu est sollicité, cet ensimage agit comme une matrice, qui résiste au départ avant de céder.



**Figure 1.18 Essai de cisaillement (Bias-extension-test) sur une éprouvette de l'interlock G1151 (dimensions initiales 165 mm × 65 mm)**

Tous les interstices ne se combleront pas simultanément (Figure 1.13), ce qui se traduit par un raidissement progressif. Une fois les interstices comblés, le phénomène de blocage en cisaillement apparaît. Le tissage du matériau joue un rôle fondamental dans l'apparition de ce blocage. C'est l'espacement entre les mèches qui va conditionner la liberté de mouvement de celles-ci. Plus le taux volumique de fibre induit par l'armure sera important, plus l'espace libre sera faible, plus le verrouillage apparaîtra rapidement.

Plusieurs études [ASV 94, LUY 09a] ont montré expérimentalement que le comportement d'un renfort en cisaillement est irréversible. Dans la section 2.3 du chapitre 2, on met en évidence ce comportement dissipatif et on discute les sources de dissipation.

Deux essais sont principalement effectués pour étudier ce type de déformation : l'essai de cadre, ou Picture-frame-test et l'essai de traction de biais, ou Bias-extension-test.

### **Essai de cadre (Picture-frame-test)**

Le principe de l'essai de cadre est d'imposer une cinématique de cisaillement pur sur l'ensemble d'une éprouvette grâce à un cadre rigide constitué de quatre côtés de même longueur assemblés par des liaisons pivots à leurs extrémités (Figure 1.19-a). L'éprouvette est une croix,

dont le côté a la même dimension que le cadre (Figure 1.19-b). Elle est maintenue par l'intermédiaire de talons réalisés par collage de plaques sur chacun des bords. Ce dispositif a été largement étudié [PEN 04, HAR 04, CAO 08]. Un calcul de l'angle de cisaillement théorique  $\gamma$  imposé par le cadre en fonction du déplacement  $d$  de la machine et de la longueur  $L_c$  du côté du cadre est possible :

$$\gamma(d) = \frac{\pi}{2} - 2 \cos^{-1} \left( \frac{\sqrt{2}}{2} + \frac{d}{2L_c} \right) \quad (1.3)$$

L'essai de cadre, bien que très satisfaisant du point de vue théorique, présente une difficulté de mise en œuvre, à savoir celle du placement du tissu dans le cadre. En effet, un petit défaut de parallélisme des mèches par rapport aux bords du cadre entraîne un allongement de celles-ci. Du fait de leur grande rigidité, cette petite déformation conduit à une augmentation importante de l'effort, masquant ainsi la contribution de la rigidité de cisaillement du renfort.

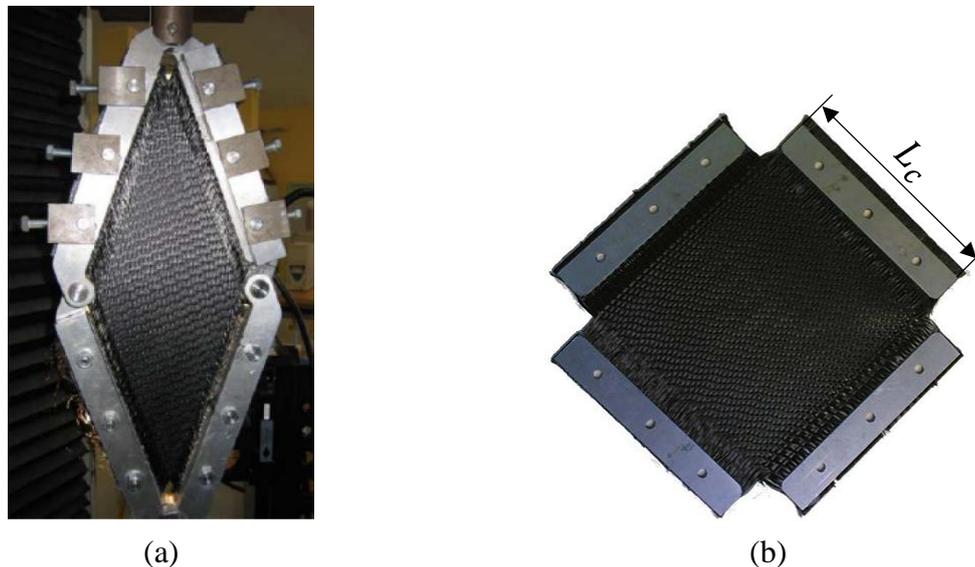


Figure 1.19 Essai de cadre (a) éprouvette de G1151 à l'état initial (b) dispositif expérimental

### Essai de Bias-Extension-Test

Le Bias-Extension-Test [CAO08, HAR04, LOM08, POT06] est une alternative au traditionnel essai de cadre et permet d'identifier le module de cisaillement de l'éprouvette dans le plan des mèches. Il présente l'avantage de ne pas être aussi sensible au positionnement de l'éprouvette que l'essai de cadre. C'est un essai de traction simple sur le tissu, dans une direction orientée à  $\pm 45^\circ$  par rapport aux réseaux de chaîne et de trame (Figure 1.20). Si l'éprouvette possède un rapport longueur/largeur satisfaisant ( $L > 2l$ ), si la rigidité des mèches en tension est grande devant celle de cisaillement et si l'hypothèse de non-glissement des mèches est vérifiée (paragraphe 1.3.3.a), trois zones se développent au cours de l'essai : une zone centrale à cisaillement pur ( $Z_A$ ) ; quatre zones demi-cisaillées ( $Z_B$ ) ; et deux zones à cisaillement nul ( $Z_C$ ).

Avec les hypothèses précédentes, un angle de cisaillement théorique peut être calculé en fonction de l'allongement de l'éprouvette :

$$\gamma(d) = \frac{\pi}{2} - 2 \cos^{-1} \left( \frac{\sqrt{2}}{2} \left( 1 + \frac{d}{L-l} \right) \right) \quad (1.4)$$

Où  $d$  est le déplacement des mors de la machine de traction,  $L$  la longueur initiale de l'éprouvette et  $l$  sa largeur initiale. Il faut rappeler que cette expression est valable uniquement lorsque les glissements entre les réseaux de mèches sont négligeables.

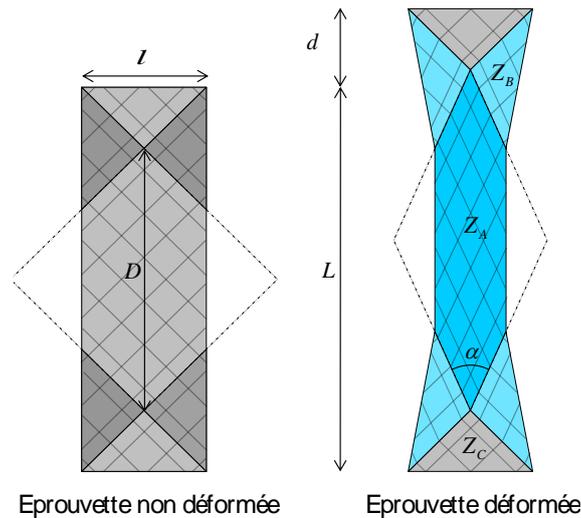


Figure 1.20 Cinématique du Bias-Extension-Test

La mise en place du Bias extension test est relativement simple dans le cas des tissus secs, le principal inconvénient réside dans le fait que le champ de déformation n'est pas constant et donc dans l'exploitation des données qui n'est pas immédiate.

Il est nécessaire d'adimensionner le résultat obtenu afin de pouvoir comparer des éprouvettes de tailles différentes ou des matériaux différents. Nous allons pour cela utiliser une méthode énergétique proposée par [HAR 04] pour l'essai de cadre et adaptée par [LUY 09a] pour l'essai de traction de biais. On considère que le seul mode de déformation dans l'éprouvette est le cisaillement pur, la puissance externe due aux efforts de la machine peut être liée à la puissance interne due aux efforts de cisaillement dans chaque zone. Or, les seules zones intervenant dans ce bilan sont les zones A et B, puisque la zone C n'est pas déformée, Ainsi le bilan des puissances nous donne :

$$P_{ext} = P_{int} \quad (1.5)$$

$$F \dot{d} = \int_{S_A} C_s(\gamma) \dot{\gamma} dS + \int_{S_B} C_s \left( \frac{\gamma}{2} \right) \frac{\dot{\gamma}}{2} dS \quad (1.6)$$

Où  $C_s(\gamma)$  est le couple surfacique de la zone cisailée,  $C_s \left( \frac{\gamma}{2} \right)$  est le couple surfacique de la zone demi-cisailée,  $S_A$  correspond à l'aire de la zone cisailée,  $S_B$  à l'aire de la zone demi-cisailée,

$F$  est la norme de la force exercée par la machine de traction sur l'éprouvette et  $\dot{d}$  la vitesse de sollicitation. En faisant l'hypothèse d'homogénéité d'angle et de couple de cisaillement pour une zone donnée, on obtient [LUY 09a] :

$$C_S(\gamma(t)) = \frac{\sqrt{2}}{2S_A} FD \sqrt{1 - \left(\frac{D+d}{\sqrt{2}D}\right)^2} - \frac{S_B}{2S_A} C_S\left(\frac{\gamma(t)}{2}\right) \quad (1.7)$$

Avec  $D$  la longueur initiale de la diagonale du cadre de cisaillement virtuel dans la zone A (Figure 1.20) :

$$D = L - l \quad (1.8)$$

La résolution de cette équation n'est pas directe puisqu'elle fait intervenir le couple surfacique dans les parties cisailées et dans les parties demi-cisailées. Afin de la résoudre, on adopte une méthode séquentielle. Nous disposons d'un nombre fini de valeurs discrètes du déplacement de la machine de traction et de la force exercée sur l'éprouvette. Le couple  $C_S(\gamma)$  est calculé pas à pas en supposant connu le couple pour un demi-angle de cisaillement  $C_S\left(\frac{\gamma}{2}\right)$ . L'initiation de cet algorithme de résolution est alors nécessaire. Pour cela, on suppose la linéarité du couple surfacique pour des petits angles de cisaillement. La première valeur est prise comme suit :

$$C_S\left(\frac{\gamma}{2}\right) = \frac{1}{2} C_S(\gamma) \quad (1.9)$$

#### 1.3.3.d Comportement en flexion

La raideur en flexion des renforts secs est généralement très faible et avait été longtemps négligée. Cependant, les dernières études ont montré qu'elle joue un rôle important dans la formation des plissements (moment d'apparition, forme et taille) lors de la mise en forme [HAM 07, BOI 11]. Plusieurs dispositifs expérimentaux permettent de caractériser cette rigidité de courbure. L'objectif principal consiste à trouver une relation entre le moment fléchissant et la courbure du matériau.

#### Les tests de type cantilever

Le comportement en flexion des tissés est caractérisé à l'aide du dispositif de Peirce [PEI 30], qui est un test de type cantilever. Une éprouvette est positionnée sur un plateau horizontal. Pour déterminer la rigidité de flexion, l'éprouvette est glissée et placée en porte-à-faux jusqu'à ce que, soumise à son propre poids, son extrémité atteigne le plan incliné à  $\theta = 41.5^\circ$  (Figure 1.21). Le module de flexion  $G_m$  est alors défini par [BIL 08, SZA 03] :

$$G_m = \frac{l^3 \cos \frac{\theta}{2}}{8 \tan \theta} q \quad (1.10)$$

où  $q = mg/l$  est le poids par unité de surface,  $l$  la longueur de surplomb et  $\theta = 41.5^\circ$  l'angle du plan incliné du test. La valeur de cet angle est définie de telle façon que le calcul de  $G$  soit simplifié. Cet essai est devenu un standard ASTM. Sa mise en œuvre repose sur l'hypothèse de linéarité entre moment de flexion et courbure. Or, il a été montré que le comportement en flexion des renforts tissés peut être fortement non linéaire [LIV 64, KAW80, BIL 10]. Les rigidités mesurées ainsi ne donnent alors qu'une estimation globale de la rigidité du matériau.

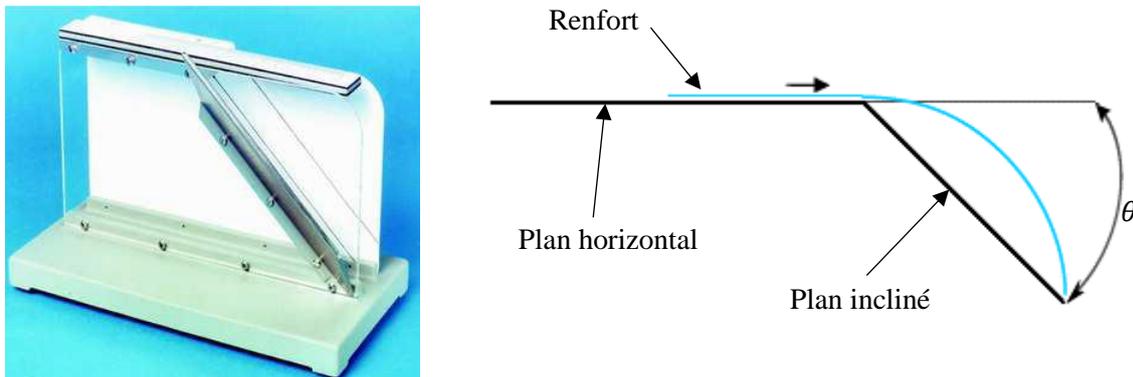


Figure 1.21 Dispositif de flexion ASTM

Une adaptation de ce dispositif associée à un système de mesures optique a été conçue afin de prendre en compte la non-linéarité du comportement en flexion du renfort [BIL 10]. Le tissu repose sur des lames qui sont retirées progressivement (Figure 1.22), entraînant la flexion de l'éprouvette sous son propre poids. Le profil obtenu est enregistré pour une série discrète de longueurs d'échantillons et donc pour différentes sollicitations (poids propre). Après dépouillement, le moment de flexion est tracé en fonction de la courbure puis une loi non linéaire peut être identifiée.

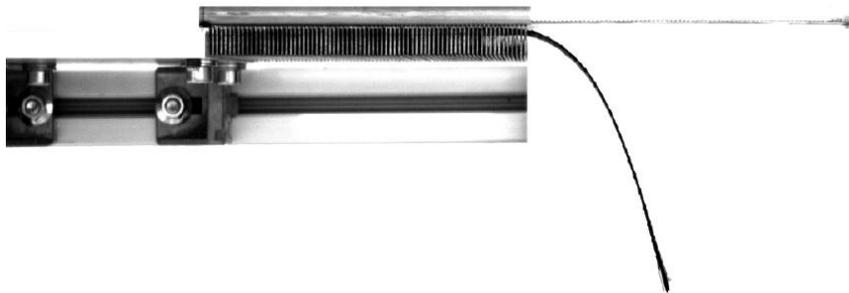


Figure 1.22 Dispositif de flexion de Bilbao [BIL 10]

Pour les interlocks, leur épaisseur du tissage induit une rigidité de flexion supérieure à celle des tissus 2D d'où la nécessité d'utiliser des éprouvettes de flexion longues. L'essai est alors moins simple à réaliser et à interpréter. Pour certains tissés, il est même impossible de disposer d'éprouvettes aux dimensions adaptées. Ainsi, l'essai de flexion trois points est plus adapté dans certains cas.

### L'essai de flexion trois points

Le protocole expérimental utilisé consiste à poser une plaque de tissé sur deux appuis puis à faire descendre un troisième poinçon pour imposer la flèche désirée. Le principe expérimental est visible sur la Figure 1.23.

La déformée obtenue est filmée et enregistrée. À partir de la ligne moyenne du renfort et de l'effort exercé par la machine sur le renfort pour imposer la flèche désirée, la relation entre le moment de flexion et la courbure peut être calculée.

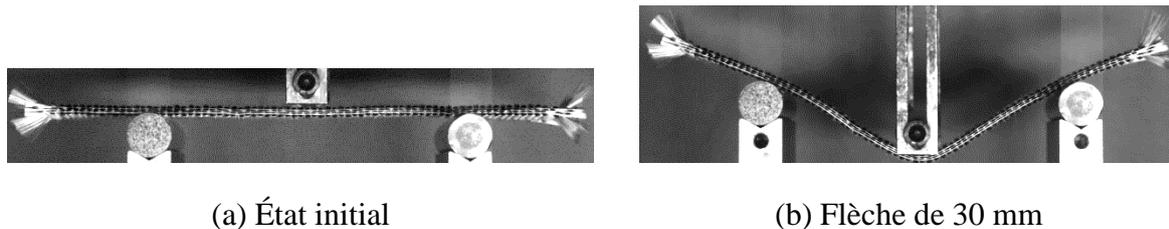


Figure 1.23 Essai de flexion trois points sur un interlock

Plusieurs études [JIA 99, BIL 10, ORL 12] ont montré que le comportement d'un renfort fibreux en flexion est irréversible. Dans la section 2.2 du chapitre 2, on met en évidence ce comportement dissipatif et on discute les sources de dissipation.

#### 1.3.3.e Comportement en compression transverse

L'essai de compression transverse permet de caractériser la rigidité du matériau dans l'épaisseur. Cette sollicitation est importante à modéliser car influant directement sur les paramètres et la qualité de l'injection au cours du procédé RTM. Le taux volumique de fibres, principalement lié au comportement en compression, doit être maîtrisé afin d'optimiser les performances mécaniques tout en surveillant sa perméabilité et l'écoulement de la résine à l'intérieur du renfort [BIC 97, GRU 04, OUA 13].

Cet essai est simplement réalisé en écrasant progressivement une éprouvette du tissé étudié (Figure 1.24-a). La courbe expérimentale montre là aussi une non-linéarité du comportement (Figure 1.24-b). Plus le matériau fibreux se compacte, et plus il se raidit : le nombre de contacts entre fibres augmente et les espaces initialement vides diminuent lorsque le matériau se densifie. Pour permettre une comparaison des résultats obtenus expérimentalement avec d'autres éprouvettes, réalisées à partir du même tissé ou non, les résultats en déplacement et en effort sont généralement adimensionnés en pression (pour l'effort) et taux volumique de fibre  $V_f$  (pour le déplacement).

Plusieurs études [ROB 99, CHA 11, ORL 12] ont montré que le comportement d'un renfort fibreux en compression transverse est irréversible. Dans la section 2.4 du chapitre 2, on met en évidence ce comportement dissipatif et on discute les sources de dissipation.

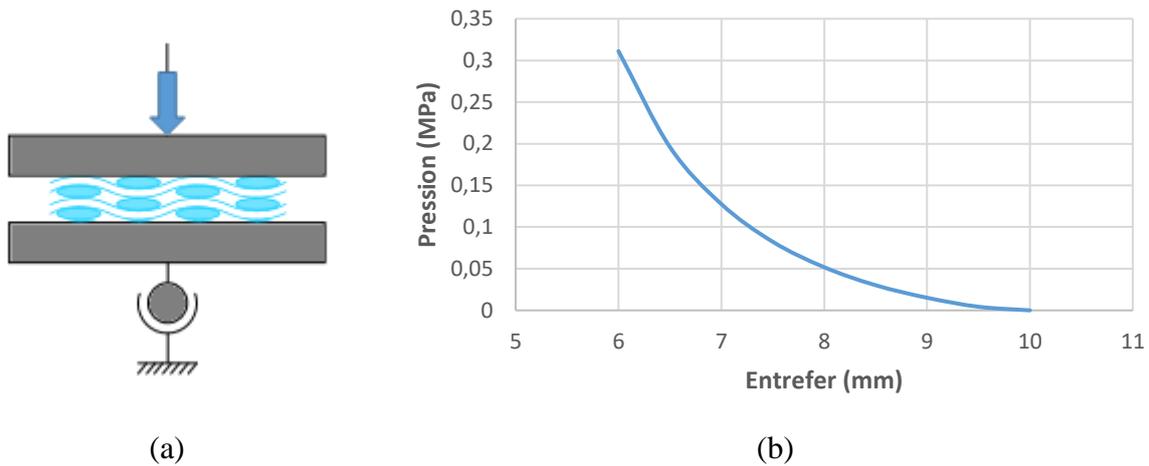


Figure 1.24 (a) Dispositif d'écrasement (b) courbe d'écrasement d'un interlock épais de carbone

## 1.4 Simulation de la mise en forme

La simulation du procédé de préformage correspond à un réel besoin industriel. Une meilleure compréhension du procédé de fabrication permet d'améliorer le comportement mécanique de la pièce finale, d'étendre le procédé à des séries plus importantes et de pouvoir l'utiliser pour des applications en dehors des industries de pointe. Il existe deux familles de simulations : les simulations mécaniques concernant la mise en forme du renfort sec ; et les simulations d'injection faisant intervenir les couplages entre la résine fluide et la structure du renfort [PAR 09]. La simulation de la mise en forme du renfort au cours de ce procédé permet d'optimiser numériquement les moules et les renforts, et ainsi d'éviter une phase d'essai-erreur très onéreuse lors de la conception de pièces en composites à renforts tissés. Un effort de recherche important est donc consacré au comportement du renfort sec et à la simulation de sa déformation. L'objectif de la simulation de la mise en forme est de prédire :

- Les conditions de la mise en forme (orientation du renfort, pression des serre-flans, vitesse d'emboutissage, ...) ;
- La position des mèches et des fibres après déformation ;
- Les caractéristiques mécaniques du renfort déformé ;
- La perméabilité locale du renfort déformé ;
- L'apparition de défauts sur la pièce (plissement du renfort, zones sans renfort, rupture de mèches).

Ces caractéristiques et ces défauts ne se détectent pas tous à la même échelle. C'est pourquoi plusieurs méthodes de simulations propres à chaque échelle ont été développées, et donc plus performantes sur certains points que d'autres.

### 1.4.1 Simulation à l'échelle microscopique

Dans une approche numérique microscopique, le constituant élémentaire de la simulation est la fibre. L'objectif est donc de modéliser le comportement matériel d'une fibre ainsi que leurs interactions. Les grandeurs mécaniques des fibres étant relativement bien connues, la principale difficulté de l'approche est la gestion du contact entre les nombreux corps du modèle.

De nombreuses études portent sur la simulation de cordes ou de câbles dont la structure est proche des mèches mais avec un nombre limité de fibres, le tout fortement torsadé [JIAN 99, NAW00, SRE 06, GHO 07]. Par contre, l'application aux mèches des renforts est plus rare, principalement à cause du nombre élevé de fibres par mèche. On notera cependant la modélisation du tissage développée par Zhou [ZHO 04] (Figure 1.25-a) et Durville [DUR 10] (Figure 1.25-b). D'autres méthodes basées sur les images obtenues par microtomographie des milieux fibreux sont utilisées pour identifier les fibres et leurs contacts [LAT 11, VIG 13, CAG 17].

La limitation principale de ce type de simulation est le temps de calcul inhérent au nombre de fibres à modéliser. Pour cette raison, des groupes de fibres sont modélisés dans les mèches, réduisant le nombre de fibres virtuelles à quelques dizaines au lieu des milliers de fibres réelles. Le résultat est directement dépendant de la discrétisation : plus celle-ci est grossière, plus les groupes de fibres ont un comportement proche de celui des mèches, qui est bien plus complexe. Dans l'état actuel des recherches, la simulation de la mise en forme d'une pièce à grandes dimensions n'est pas envisageable avec ces approches.

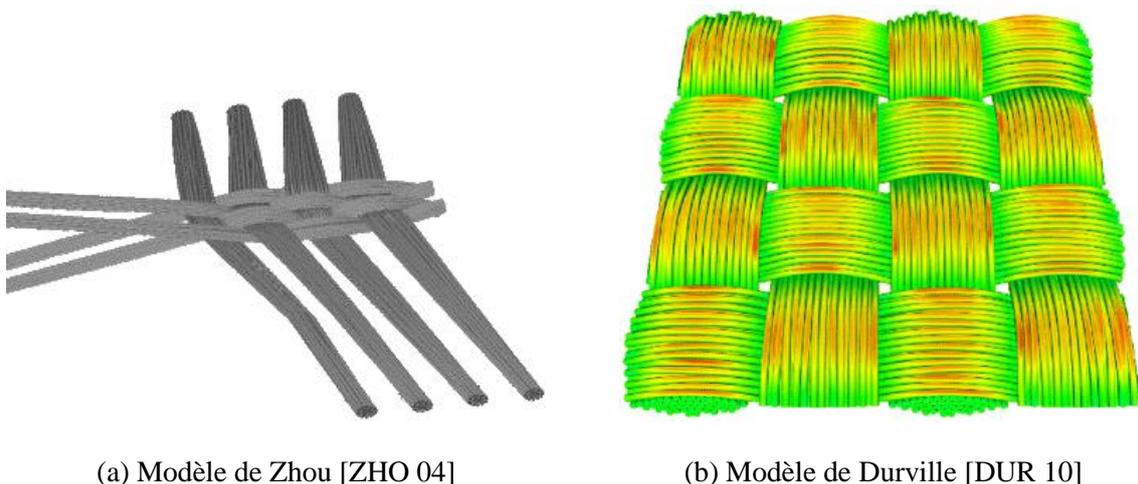


Figure 1.25 Modélisation à l'échelle microscopique d'un renfort

### 1.4.2 Simulation à l'échelle mésoscopique

Les modèles numériques à l'échelle mésoscopique considèrent la mèche comme un milieu continu. Il s'agit alors de s'appuyer sur le comportement mécanique des mèches et leurs interactions à l'intérieur d'une armure pour en déduire le comportement global du renfort. Le

comportement mécanique macroscopique du renfort peut être calculé à partir de modélisations mésoscopiques : soit en modélisant l'ensemble de la pièce à caractériser, soit en injectant des résultats issus de modélisations mésoscopiques dans des calculs macroscopiques. La simulation à cette échelle permet aussi d'observer directement l'influence de l'armure sur le comportement global d'un tissé et de déterminer le tissage adapté au besoin. La détermination de la perméabilité locale est aisément réalisée avec des résultats mésoscopiques, alimentant directement des calculs d'écoulement en phase d'injection.

Des approches analytiques ont été développées afin d'accéder à ces grandeurs mécaniques et géométriques. Ces approches sont généralement fondées sur une simplification de la géométrie des mèches dans la maille élémentaire et sur des hypothèses de comportement mécanique. Dans les travaux de Kawabata par exemple [KAW 73a, KAW 73b], la mèche est décrite par un ensemble de segments schématisant sa ligne moyenne : ces segments forment alors un ensemble de barres en traction représentant l'ensemble du renfort tissé. Le comportement de chaque barre est élastique, et les interactions entre les mèches aux points de croisement sont modélisées par des ressorts de différents types (Figure 1.26).

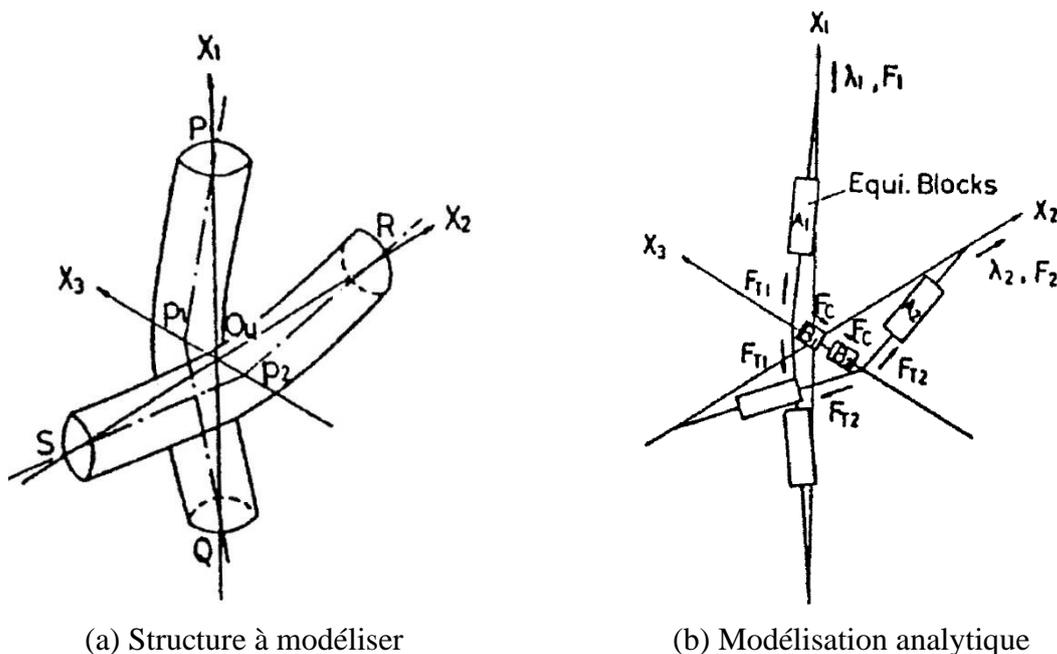


Figure 1.26 Modélisation analytique mésoscopique de Kawabata [KAW 73a]

Les approches analytiques fournissent des résultats cohérents dans la détermination du comportement mécanique des mèches en tension mais sont plus limitées dans des applications plus complexes où interviennent, par exemple, le cisaillement ou l'écrasement : pour ces sollicitations, le changement de forme de mèches a une importance considérable. Les hypothèses simplificatrices de la géométrie, notamment au niveau des contacts latéraux, sont problématiques. Face à ces limitations, le recours aux éléments finis semble une bonne alternative. Leur utilisation à cette échelle nécessite alors deux prérequis : la géométrie et les

conditions limites du renfort. La géométrie doit être obtenue théoriquement à partir des caractéristiques de la mèche et de l'armure, ou expérimentalement.

Du point de vue théorique, plusieurs modèles ont été développés afin d'obtenir la géométrie du renfort. On notera les modèles associés aux logiciels *WiseTex* (développé par Lomov [LOM 00, LOM 06] à l'Université de Louvain) et *TexGen* (développé à l'université de Nottingham [SHE 07]). Dans le cas de *WiseTex* (Figure 1.27-a), la géométrie du renfort est obtenue par minimisation de l'énergie de déformation des mèches au sein du renfort en prenant en compte différentes contributions mécaniques (tension, flexion, torsion, compression des mèches et des interactions). Cette approche nécessite l'identification expérimentale de données difficiles à obtenir. Le modèle réalisé avec *TexGen* (Figure 1.27-b), contrairement à *WiseTex*, n'utilise pas de considérations mécaniques. Il permet toutefois de réaliser facilement des mailles élémentaires de tissés 2D et 3D dans lesquelles les mèches peuvent avoir des sections non symétriques variables le long de leur ligne moyenne. Pour ces deux approches, le problème de l'interpénétration, bien qu'il ait été réduit sous *WiseTex* [VER 05], reste majeur.

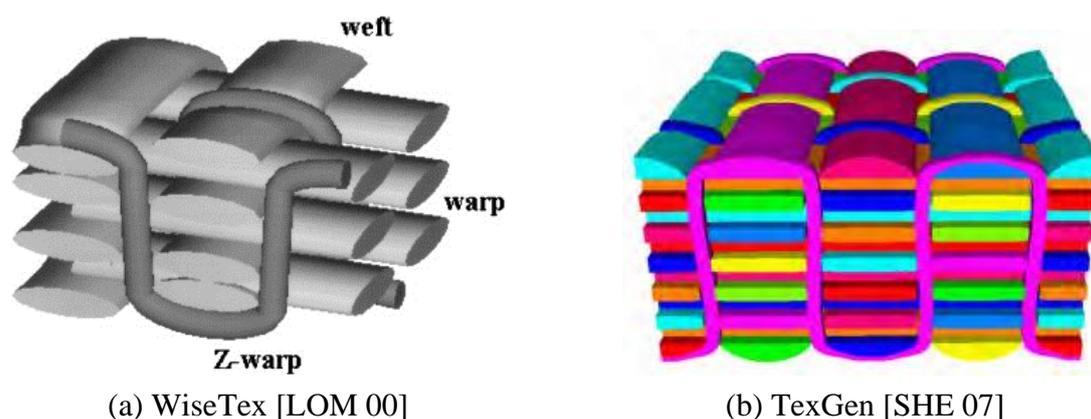


Figure 1.27 Génération d'une structure 3D

Les travaux de Hivet et plus récemment ceux de Wendling [HIV 05, WEN 13] sur ce point sont très intéressants. Ces modèles se destinent aux tissés 2D et 3D en proposant l'absence d'interpénétrations. Dans ces modèles, la section de la mèche peut varier le long de la ligne moyenne. Les sections sont définies en un certain nombre de points de contrôle sur cette ligne moyenne, nombre variable selon le type d'armure considéré (Figure 1.28). Ces points de contrôle permettent une prise en compte fine des différentes zones de contact entre mèches. Chaque section de point de contrôle est alors divisée en quatre parties, chacune étant définie par une conique. La mèche finale est ensuite obtenue par balayage.

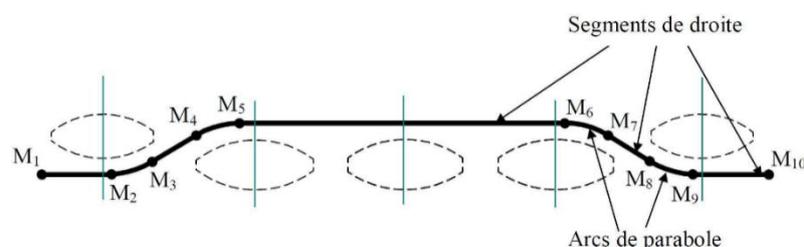
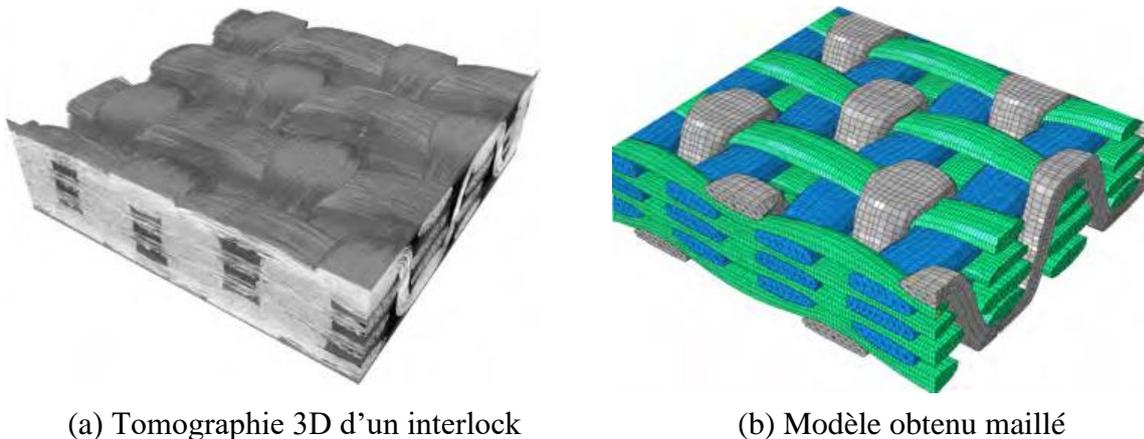


Figure 1.28 Définition des points de contrôle de la ligne moyenne d'un sergé 3x2 [HIV05]

La microtomographie X est la méthode la plus prometteuse afin d'accéder expérimentalement à la géométrie d'une maille élémentaire [BAR 00, DES 05, HSI 09, HER 80, KHA 14]. Cette technique consiste à scanner un échantillon représentatif d'un renfort afin d'en obtenir une cartographie 3D puis de traiter les images obtenues en découpant les éléments constitutifs (les mèches), en les séparant les uns des autres et en les maillant. La microtomographie a le grand avantage de pouvoir conduire à des modélisations libres d'interpénétrations si les traitements numériques appropriés sont réalisés [NAO 14, NAO 15a, NAO 15b]. Un exemple d'automatisation du traitement de tissés microtomographiés est montré sur la Figure 1.29.



(a) Tomographie 3D d'un interlock

(b) Modèle obtenu maillé

**Figure 1.29 Modélisation d'un interlock par traitement d'une microtomographie [NAO 15a]**

Une fois la géométrie définie et discrétisée par éléments finis, il faut associer une loi de comportement aux mèches, qui sont dans la plupart des cas considérés comme un milieu continu. La plupart des études utilisent des modèles hypoélastiques [GAS 00] ou hyperélastiques [CHA 11] pour décrire ce comportement. À cette échelle, la modélisation de l'ensemble d'un renfort tissé pendant une mise en forme est encore difficile. Cependant, l'étude d'un motif ou cellule élémentaire représentative de la structure (CER) permettra de comprendre le comportement du tissage à une échelle moindre avant de l'étendre à l'ensemble de la pièce.

### ***1.4.3 Simulation à l'échelle macroscopique***

À l'échelle macroscopique, l'objectif principal est de simuler la mise en forme des renforts fibreux à l'échelle de la pièce entière. Les fibres et mèches ne sont plus représentées dans le modèle et leurs propriétés mécaniques ne sont plus considérées puisque le tissu dispose alors de son propre comportement, celui-ci étant bien sûr hérité de celui de ses composants aux échelles inférieures. L'étude de la formabilité consiste à prévoir l'apparition des divers défauts observables sur les tissés. La possibilité de détecter peu ou beaucoup de défauts observables provient à la fois du type d'approche de modélisation choisie et de la richesse des caractéristiques mécaniques qui leur sont conférées. Ces caractéristiques peuvent provenir d'essais réalisés à l'échelle du tissu ou d'observations/simulations à des échelles moindres,

microscopique et mésoscopique. La réutilisation de résultats obtenus à des échelles inférieures constitue d'ailleurs la principale raison d'être des modèles correspondants. Parmi les approches macroscopiques connues, on recense des approches géométriques ou mécaniques.

#### 1.4.3.a Approches géométriques

L'approche géométrique ou cinématique est, comme son nom l'indique, purement géométrique. Elle se base sur l'algorithme du filet [MAR 56, VAN 91, BOR 02], sa simplicité d'utilisation et sa rapidité d'exécution en font une bonne méthode de première approche. Elle est basée sur des hypothèses fortes : le non-glissement entre les mèches de trame et de chaîne ; les mèches sont considérées comme inextensibles ; la rigidité de cisaillement du renfort est nulle et le renfort s'apparente à un système de barres inextensibles (mais infiniment flexibles) reliées entre elles par des liaisons rotules. Comme la mécanique est absente de cette approche, la mise en forme se fait sans effort et sans frottement.

Comme le montre la Figure 1.30, l'algorithme détermine la position d'un point courant C à partir de l'intersection des deux géodésiques tracées sur la surface à draper issues des points connexes A et B. La position du point initial est ainsi rendue primordiale et influe sur le résultat final [WAN 99].

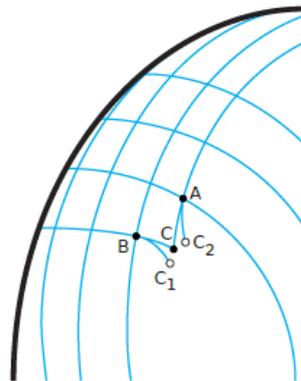


Figure 1.30 Méthode du filet : détermination de la position du point C connaissant celles de A et B [BOI 04]

Avec la suppression de toutes considérations mécaniques et de tissage, les résultats sont identiques quelles que soient les rigidités des mèches et l'armure choisie. Les blocages cinématiques en cisaillement et la variation d'épaisseur en compression sont aussi absents de la modélisation de base. L'absence de prise en compte d'un contact développé empêche l'utilisation d'outils externes tels que des serre-flancs, pourtant nécessaires à certaines mises en forme. Un exemple d'application sur une pièce complexe est donné sur la Figure 1.31.

Cette méthode est donc intéressante pour effectuer une première approche de la mise en forme d'un renfort mais la considération des phénomènes mécaniques est nécessaire pour obtenir des résultats plus précis.

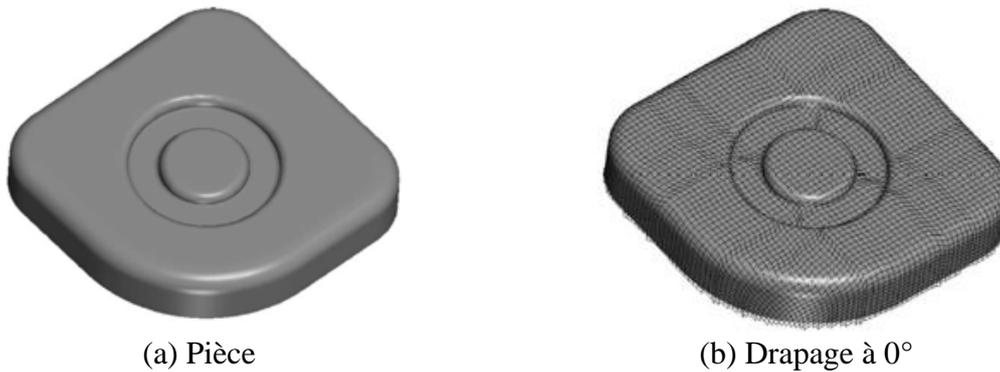


Figure 1.31 Drapage d'une pièce complexe avec l'algorithme du filet [BOR 03]

### 1.4.3.b Approches mécaniques

Parmi les modélisations mécaniques, trois types d'approches peuvent être distinguées : discrète, semi-discrète ou continue.

#### Approches discrètes

Les approches discrètes consistent à considérer le textile comme un assemblage discontinu d'éléments déformables [CHE 01, SZE 05, BOU 07]. Ce sont généralement des extensions de la théorie du filet, c'est à dire l'introduction de caractéristiques mécaniques dans la résolution du problème de mise en forme. Le renfort est modélisé par des nœuds reliés entre eux par des barres et ressorts ayant pour but de modéliser la réponse en élongation, cisaillements, torsion et flexion. Les travaux de Sze et Liu [SZE 05] sont notamment intéressants sur la variété des sollicitations modélisées pour des renforts 2D, comme illustré sur la Figure 1.32. Ces approches, généralement rencontrées pour les tissus d'habillement, sont délaissées aux profits de méthodes semi-discrètes ou continues dans le cas des tissus techniques.

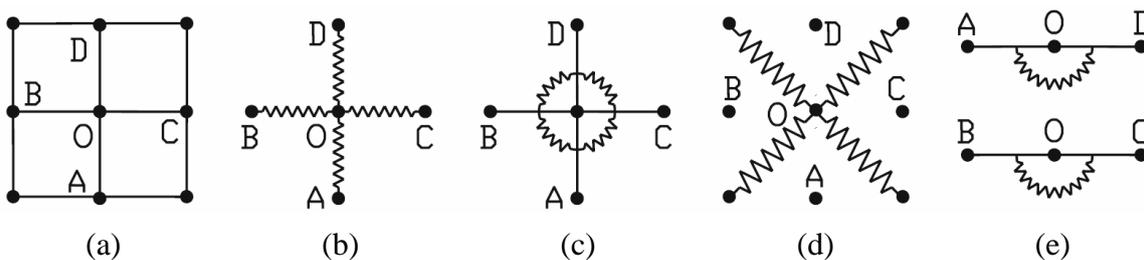
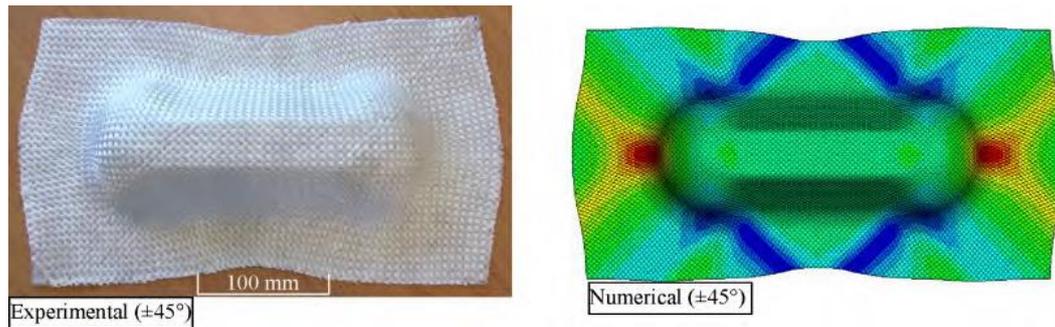


Figure 1.32 Modélisation d'une particule O connectée à ses quatre voisins (a) avec modélisation de l'élongation (b), du cisaillement (c) et (d), et de la flexion (e) [SZE 05]

#### Approches continues

Les approches continues font l'hypothèse d'un matériau continu à l'échelle macroscopique. Cette hypothèse découle directement de la considération de non-glissement entre mèches durant la phase de mise en forme. La considération du textile comme un milieu continu anisotrope dont le comportement est homogénéisé à partir d'échelles inférieures est alors possible. La modélisation est focalisée sur une proposition adaptée des lois de

comportement. Différentes approches, qu'elles soient hypoélastiques [PEN 05, BAD 08c, KHA 10] ou hyperélastiques [AIM 10, CHA 12], ont donné des résultats probants. Ces lois sont associées à des éléments coques ou plaques pour les tissés fins et à des briques pour les tissés épais. Ces méthodes présentent l'avantage de pouvoir être utilisées facilement dans des codes éléments finis commerciaux. Leur inconvénient principal provient justement de l'homogénéisation qui est réalisée. Le même matériau est appliqué en tout point du renfort fibreux à modéliser et ne prend pas en compte les variations des caractéristiques mécaniques inhérentes à l'armure étudiée.



**Figure 1.33 Résultats expérimentaux et numériques d'un emboutissage de type double dôme avec mèches orientées à 45° sur un tissu 2D [KHA 10]**

### Approches semi-discrètes

Les approches semi-discrètes sont une combinaison des deux approches évoquées ci-dessus. Une partie du comportement est modélisée grâce à un solide continu tandis qu'une autre est modélisée grâce à des apports discrets. On peut alors distinguer deux philosophies dans l'interaction entre parties discrètes et continues.

Dans un premier cas, les parties discrètes et continues sont associées dans un même élément lagrangien. Les efforts générés par une déformation quelconque sont subdivisés entre une contribution de tension associée aux parties discrètes et les autres contributions (cisaillements, compression) associées à la partie continue. Les parties discrètes et continues sont fixes l'une par rapport à l'autre dans la configuration isoparamétrique. Dans ce cas-ci, la partie discrète n'est que la représentation élémentaire d'une contribution énergétique de tension. Deux modèles de ce type ont été développés, le premier dédié aux tissés 2D utilisant des éléments de coques ou de membranes [HAM 07, HAM 09], et le second dédié aux interlocks 3D utilisant des éléments 3D [LUY 09b]. L'intérêt d'un tel élément est de pouvoir représenter plus fidèlement et simplement les directions locales des mèches dans la préforme et de rendre compte de l'anisotropie complexe de ces matériaux.

Une autre philosophie de modélisation considère les parties discrètes et continues comme totalement indépendantes. C'est le cas, par exemple, de travaux sur les NCF (Non Crimp Fabric) [CRE 06]. Ces tissés spécifiques sont constitués de nappes cousues. Dans cette modélisation, les nappes de mèches sont représentées par des couches d'éléments solides tandis

que des éléments barres sont ajoutés pour représenter les coutures. Ici, les parties continues sont totalement découplées des parties discrètes, impliquant la gestion du contact entre les nappes et les coutures.

Aujourd'hui, la plupart des simulations numériques de la mise en forme des renforts secs fibreux sont basées sur les différentes approches macroscopiques mécaniques expliquées ci-dessus. Pour ces différentes approches, le comportement du renfort est supposé élastique (linéaire ou non linéaire), donc réversible. Or, sous chargements non-monotones, les renforts fibreux montrent d'importantes irréversibilités liées notamment aux glissements entre mèches et entre fibres (chapitre 2).

Dans ce travail de thèse, le modèle anélastique proposé se situe dans l'approche macroscopique semi-discrète utilisant des éléments finis de type coque [HAM 07, HAM 09]. Pour cela, cette approche est présentée dans la section 1.4.4.

### **1.4.4 Éléments finis semi-discrètes pour le formage des renforts tissés**

#### *1.4.4.a Outil numérique de simulation : PlasFib*

Dans ce travail, les simulations numériques ont été effectuées en utilisant le code éléments finis *PlasFib* [HAM 07]. Ce code éléments finis est développé au laboratoire LaMCoS. Ce code utilise un schéma temporel en dynamique explicite et est, à l'origine, destiné à la simulation des matériaux fragiles avec fissuration et à la simulation d'impacts. Il a ensuite été étendu à la simulation de la mise en forme des renforts de composites secs par N. Hamila, sous le nom de *PlasFib*.

Un certain nombre d'éléments finis est présent dans le code : des éléments rigides pour la modélisation des outils d'emboutissage, des éléments de coque et membrane spécifiques pour la simulation des renforts secs 2D [HAM 09, BEL 11] ainsi que des éléments 3D pour la modélisation des renforts épais [LUY 09b, MAT 15].

Dans ce travail de thèse, le développement de la loi de comportement anélastique est réalisé dans l'objectif d'être appliquée à l'élément basé sur l'approche semi-discrète utilisant des éléments finis de type coque triangulaire, développé par N. Hamila [HAM 07, HAM 09].

#### *1.4.4.b Schémas d'intégration temporelle*

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. 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 :

$$[M]\{\ddot{u}\}^{(i)} + [C]\{\dot{u}\}^{(i)} + [K]\{u\}^{(i)} = \{F_{ext}\}^{(i)} \quad (1.11)$$

où  $\{u\}$  est le déplacement des noeuds,  $[M]$  la matrice de masse,  $[C]$  la matrice d'amortissement,  $[K]$  la matrice de rigidité tangente liée aux efforts internes et  $\{F_{ext}\}$  les efforts externes appliqués aux noeuds.

Le schéma d'intégration temporelle va définir la façon dont sont approximés les déplacements, vitesses et accélérations d'un incrément à l'autre. La famille de schéma de résolution la plus répandue est celle de Newmark généralisée [NEW 59]. Celui utilisé ici est dit Newmark  $\beta_2$  et correspond à un développement en série de Taylor à l'ordre 2 des déplacements, avec coefficients de pondération  $\beta$  et  $\gamma$  :

$$\begin{aligned}\{u\}^{(i+1)} &= \{u\}^{(i)} + \Delta t \{\dot{u}\}^{(i)} + \frac{1}{2} \Delta t^2 \{\ddot{u}\}^{(i)} + \frac{1}{2} \Delta t^2 \beta (\{\ddot{u}\}^{(i+1)} - \{\ddot{u}\}^{(i)}) \\ \{\dot{u}\}^{(i+1)} &= \{\dot{u}\}^{(i)} + \Delta t \{\ddot{u}\}^{(i)} + \gamma \Delta t (\{\ddot{u}\}^{(i+1)} - \{\ddot{u}\}^{(i)})\end{aligned}\quad (1.12)$$

où  $\Delta t = t^{(i+1)} - t^{(i)}$  définit le pas de temps associé. Ces équations peuvent être décomposées en deux jeux de termes, dits de prédiction :

$$\begin{aligned}\{\tilde{u}\}^{(i+1)} &= \{u\}^{(i)} + \Delta t \{\dot{u}\}^{(i)} + \frac{1}{2} \Delta t^2 (1 - \beta) \{\ddot{u}\}^{(i)} \\ \{\hat{\dot{u}}\}^{(i+1)} &= \{\dot{u}\}^{(i)} + \Delta t (1 - \gamma) \{\ddot{u}\}^{(i)}\end{aligned}\quad (1.13)$$

et de correction :

$$\begin{aligned}\{u\}^{(i+1)} &= \{\tilde{u}\}^{(i+1)} + \frac{1}{2} \Delta t^2 \beta \{\ddot{u}\}^{(i+1)} \\ \{\dot{u}\}^{(i+1)} &= \{\hat{\dot{u}}\}^{(i+1)} + \Delta t \gamma \{\ddot{u}\}^{(i+1)}\end{aligned}\quad (1.14)$$

Les paramètres  $\beta$  et  $\gamma$  de l'algorithme permettent d'obtenir différents schémas d'intégration, adaptés au problème donné. La stabilité du schéma en est directement influencée. Deux types de résolution sont possibles : explicite et implicite. La résolution explicite permet de connaître le déplacement à l'incrément suivant uniquement à l'aide du déplacement, de la vitesse et de l'accélération au pas précédent. À l'inverse, lorsque ce n'est pas possible, la résolution est dite implicite.

L'objectif maintenant est de trouver l'accélération au nouveau pas de temps en insérant (1.14) dans l'équation de la dynamique (1.11) :

$$\{\ddot{u}\}^{(i+1)} = [A]^{-1} (\{F_{ext}\}^{(i+1)} - [C] \{\hat{\dot{u}}\}^{(i+1)} - [K] \{\tilde{u}\}^{(i+1)}) \quad (1.15)$$

où :

$$[A] = [M] + \gamma \Delta t [C] + \frac{1}{2} \beta \Delta t^2 [K] \quad (1.16)$$

Le schéma d'intégration temporelle utilisé dans *PlasFib* est explicite et donc  $\beta = 0$ . On remarque alors que la matrice des rigidités  $[K]$  dans l'équation (1.16) n'a plus besoin d'être inversée car effacée par la valeur de  $\beta$ . En dynamique explicite, les matrices des masses et

d'amortissement sont prises diagonales. L'inversion de ces matrices est alors extrêmement simplifiée. Une méthode de condensation de matrice de masse est utilisée (mass lumping, [ZIE 05]). La condensation de la matrice est faite en sommant sur la diagonale les termes d'une même ligne :

$$\tilde{M}_{ii} = \sum_j M_{ij} \quad (1.17)$$

L'utilisation de la matrice diagonale  $[\tilde{M}]$  à la place de la matrice de masse  $[M]$  permet d'accélérer le calcul, tout en étant raisonnable puisque globalement  $M_{ij} \neq 0$  est en faible nombre pour chaque ligne  $i$  et est associé à des degrés de libertés proches géométriquement [BON 08]. La matrice d'amortissement est calculée à partir de cette dernière expression de la matrice de masse en utilisant un cas spécial de l'amortissement de Rayleigh, tel que :

$$[C] = \alpha[M] \quad (1.18)$$

Finalement, ce type de schéma d'intégration temporelle étant conditionnellement stable pour  $\gamma \in [0.5, 1]$ , il conviendra de vérifier la condition de Courant-Friedrichs-Lewy, c'est-à-dire, que le pas de temps utilisé pour la simulation reste inférieur à un pas de temps critique qui sera évalué à partir du temps mis par une onde élastique pour traverser le plus petit élément du maillage [BEL 00].

#### 1.4.4.c Modélisation par éléments finis triangulaires de type coque [HAM 09]

Dans cette approche semi-discrète, les mèches sont prises en compte sans apparaître explicitement, leurs déformations en tension, cisaillement et flexion sont calculées à partir des déplacements nodaux. Dans l'hypothèse de découplage des différents modes de déformation des milieux fibreux, l'énergie virtuelle des efforts internes d'un renfort composite est donnée par :

$$W_{int}(\vec{\eta}) = W_{int}^t(\vec{\eta}) + W_{int}^c(\vec{\eta}) + W_{int}^f(\vec{\eta}) \quad (1.19)$$

$W_{int}^t(\vec{\eta})$ ,  $W_{int}^c(\vec{\eta})$  et  $W_{int}^f(\vec{\eta})$  sont, respectivement, l'énergie virtuelle des efforts internes dus à la tension, le cisaillement et la flexion.  $\vec{\eta}$  est le champ des déplacements virtuels.

### Éléments de cinématique

Un référentiel matériel est associé au tissu paramétré à l'aide des paramètres  $(r^1, r^2)$ , orientés de sorte que les vecteurs de la base naturelle (covariante)  $\{\vec{k}_1, \vec{k}_2\}$  soient dans la direction des mèches. Un autre paramétrage  $(\xi^1, \xi^2)$  correspondant à l'élément de référence est défini, auquel on associe la base naturelle  $\{\vec{g}_1, \vec{g}_2\}$  (Figure 1.34).

$$\vec{k}_\alpha = \frac{\partial \vec{x}}{\partial r^\alpha}, \quad g_\alpha = \frac{\partial \vec{x}}{\partial \xi^\alpha} \quad (1.20)$$

Les vecteurs contravariants associés sont définis par :

$$\vec{k}^\alpha \vec{k}_\beta = \delta_\beta^\alpha, \quad \vec{g}^\alpha \vec{g}_\beta = \delta_\beta^\alpha \quad (1.21)$$

Les indexes  $\alpha$  et  $\beta$  prennent les valeurs 1 ou 2.

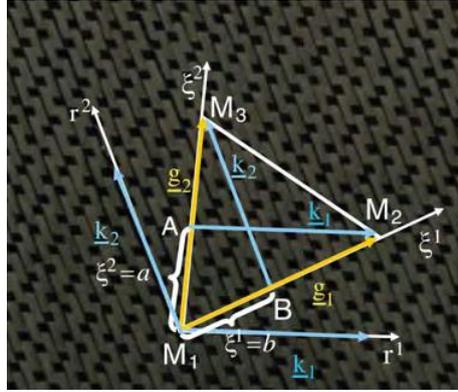


Figure 1.34 Element fini semi-discret triangulaire [HAM 09]

### Efforts nodaux internes dues aux tensions

$$(F_{int}^t)_{kl} = n^{cell} \left( B_{1kl} \frac{L_1}{\|\vec{k}_1\|^2} T^{11} + B_{2kl} \frac{L_2}{\|\vec{k}_2\|^2} T^{22} \right) \quad (1.22)$$

où  $n_{cell}$  est le nombre de cellules de tissages représentées par l'élément ;  $T^{11}$  et  $T^{22}$  sont les tensions longitudinales dans les directions des mèches chaîne et trame ;  $L_1$  et  $L_2$  sont les longueurs des cellules élémentaires dans les deux directions ;  $B_{1kl}$  et  $B_{2kl}$  sont définis par :

$$B_{1k1} = (a - 1)k_{1k}, \quad B_{1k2} = k_{1k}, \quad B_{1k3} = -ak_{1k} \quad (1.23)$$

$$B_{2k1} = (b - 1)k_{2k}, \quad B_{2k2} = -bk_{2k}, \quad B_{2k3} = k_{2k} \quad (1.24)$$

$k_{\alpha k}$  la k-ième composante du vecteur  $\vec{k}_\alpha$  ( $k = 1$  à 3 et  $l = 1$  à 3).

### Efforts nodaux internes dus au cisaillement

$$(F_{int}^{cis})_{kl} = n^{cell} B_{\gamma kl} C^{cis} \quad (1.25)$$

avec

$$B_{\gamma kl} = B_{1kl} \frac{\vec{k}^1}{\|\vec{k}_1\|} \frac{\vec{k}^2}{\|\vec{k}_2\|} + B_{2kl} \frac{\vec{k}^2}{\|\vec{k}_2\|} \frac{\vec{k}^1}{\|\vec{k}_1\|} + B_{3kl} \frac{\|\vec{k}^2\|}{\|\vec{k}_1\|} + B_{4kl} \frac{\|\vec{k}^1\|}{\|\vec{k}_2\|} \quad (1.26)$$

Et

$$B_{3k1} = (b - 1)k_{1k}, \quad B_{3k2} = -bk_{1k}, \quad B_{3k3} = k_{1k} \quad (1.27)$$

$$B_{4k1} = (a - 1)k_{2k}, \quad B_{4k2} = k_{2k}, \quad B_{4k3} = -ak_{2k} \quad (1.28)$$

## Expression de la courbure dans la direction d'une mèche

La méthode employé pour le calcul de la courbure a été développée à partir des travaux sur l'élément S3 de [BRU 95] et [SAB 06]. L'avantage de cette méthode est de décrire la courbure d'une structure uniquement à l'aide des degrés de liberté en déplacement. Pour cela, la courbure d'un élément dans les directions des fibres est liée à la position des éléments adjacents (Figure 1.35).

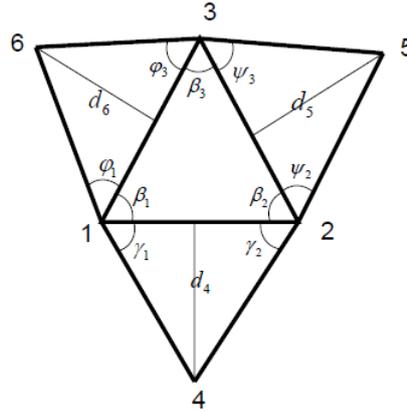


Figure 1.35 Éléments fini triangulaire et ses voisins

La courbure dans les directions des fibres est exprimée en fonction du déplacement des nœuds de l'élément considéré et des nœuds des 3 éléments voisins :

$$\chi_{\alpha\alpha} = Bb_{\alpha km}u_{km} \quad (1.29)$$

$\chi_{11}$  et  $\chi_{22}$  sont les courbures dans les directions chaîne et trame ; la matrice  $[Bb_{\alpha}]$  est une matrice géométrique qui représente la relation entre la courbure et le déplacement des six nœuds (Figure 1.35) ;  $m$  est l'indice du nœud (1 à 6) et  $k$  est la direction du déplacement (1 à 3).

### Efforts nodaux internes dus à la flexion

$$(F_{int}^f)_{km} = n^{cell} \left( Bb_{1km} \frac{L_1}{\|\vec{k}_1\|^2} M^{11} + Bb_{2km} \frac{L_2}{\|\vec{k}_2\|^2} M^{22} \right) \quad (1.30)$$

$M^{11}$  et  $M^{22}$  sont les moments de flexion dans les directions chaîne et trame.

## 1.5 Bilan du chapitre 1

Dans ce premier chapitre, les renforts tissés de composites ont été présentés dans leur globalité, de la fibre et sa fabrication au renfort final avec son armure. Le procédé RTM a également été présenté, ainsi que les enjeux industriels associés à la simulation de ce procédé.

Les essais mécaniques associés aux divers modes de déformation des renforts ont été évoqués et seront utilisés dans le chapitre suivant pour caractériser et mettre en évidence le comportement anélastique dissipatif des renforts.

Finalement, un état de l'art de la simulation de la mise en forme des renforts tissés a été réalisé, présentant les modèles micro-, méso- et macroscopiques existant dans la littérature, et permettant de simuler la déformation du renfort aux différentes échelles. Dans toutes les approches existantes dans la littérature pour simuler la mise en forme des renforts secs, le comportement du renfort est supposé élastique et ainsi son comportement dissipatif observé expérimentalement dans la littérature n'est pas pris en compte.

# Chapitre 2

## Analyse expérimentale du comportement irréversible des renforts tissés

---

*Comme détaillé dans la section 1.3 du chapitre 1, un renfort composite peut être étudié à différentes échelles : l'échelle de la fibre, ou échelle microscopique ; l'échelle de la mèche, ou échelle mésoscopique ; et l'échelle du renfort, ou échelle macroscopique. Le comportement mécanique du tissu à l'échelle macroscopique est hérité du comportement de ses constituants et de leurs interactions aux échelles inférieures. Dans ce chapitre, on s'intéresse à étudier à cette échelle (macroscopique) la présence du comportement anélastique en imposant des charges/décharges sur le tissu en différents modes de déformations tel que la flexion hors plan, le cisaillement dans le plan et la compression transverse. Les essais sont effectués sur trois renforts secs différents : un interlock en carbone de 10 mm d'épaisseur (interlock couche à couche sergé 3×3) ; un renfort en verre d'environ 3 mm d'épaisseur (renfort 3D orthogonal liage toile – 3DGLass, étudié dans la thèse de Vilfayeau [VIL 14]) et un interlock en carbone d'épaisseur de l'ordre de 1 mm (Hexcel G1151, étudié auparavant [LOM 08, LAU 08]). Grâce à la très grande rigidité de ces renforts le long des directions des fibres, l'extension dans la direction des mèches est très faible et le comportement en traction est considéré élastique.*

### Sommaire

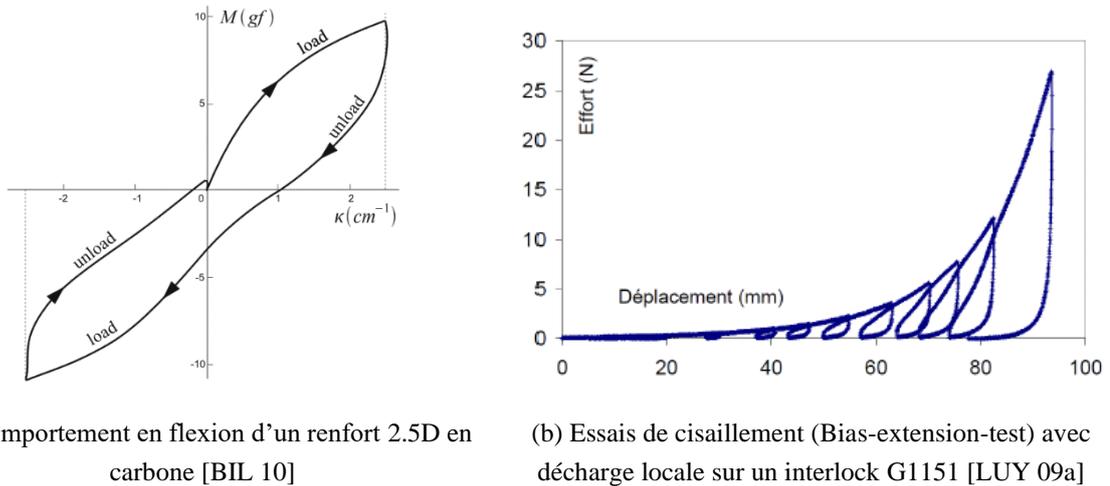
---

<b>2.1 Comportement dissipatif des renforts tissés dans la littérature.....</b>	<b>54</b>
<b>2.2 Comportement en flexion.....</b>	<b>55</b>
2.2.1 Matériel et protocole expérimental.....	55
2.2.2 Tests réalisés et résultats.....	56
<b>2.3 Comportement en cisaillement.....</b>	<b>63</b>
2.3.1 Matériel et protocole expérimental.....	63
2.3.2 Tests réalisés et résultats.....	64
<b>2.4 Comportement en compression transverse.....</b>	<b>68</b>
2.4.1 Matériel et protocole expérimental.....	68
2.4.2 Tests réalisés et résultats.....	69
<b>2.5 Discussion.....</b>	<b>71</b>
<b>2.6 Bilan du chapitre 2.....</b>	<b>73</b>

---

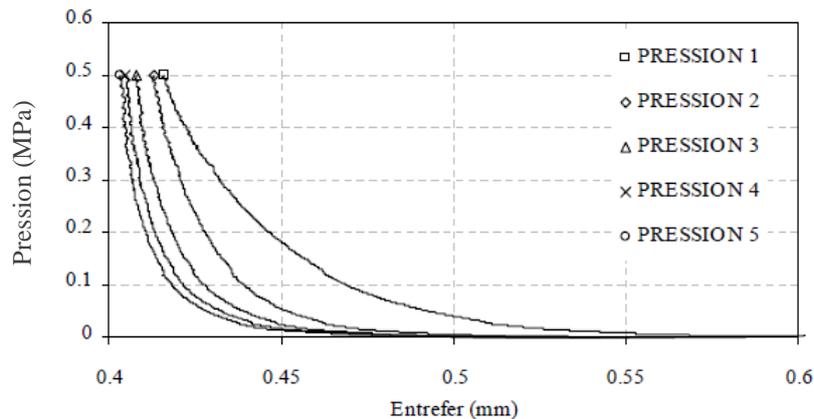
## 2.1 Comportement dissipatif des renforts tissés dans la littérature

Plusieurs études ont montré expérimentalement que le comportement des renforts fibreux est dissipatif et donc anélastique. Parmi ces travaux on cite [JIA 99, BIL 10, ORL 12] pour la flexion, [ASV 94, LUY 09a] pour le cisaillement et [ROB 99, CHA 11, ORL 12] pour la compression transverse.



(a) Comportement en flexion d'un renfort 2.5D en carbone [BIL 10]

(b) Essais de cisaillement (Bias-extension-test) avec décharge locale sur un interlock G1151 [LUY 09a]



(c) Courbes d'écrasements successifs d'un taffetas de verre [CHA 11]

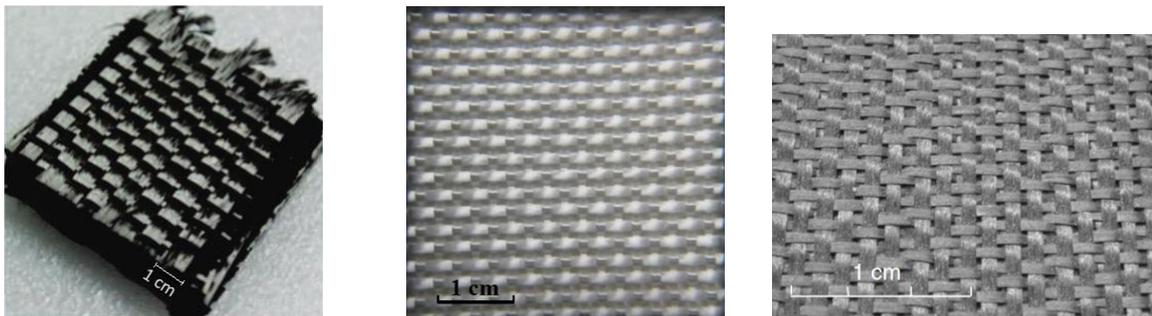
**Figure 2.1 Comportement dissipatif des renforts tissés [BIL 10, LUY 09a, CHA 11]**

Sur la Figure 2.1 on trouve quelques courbes de la littérature montrant, pour différents modes de déformation, un comportement mécanique dissipatif des renforts fibreux. Le comportement en flexion de la Figure 2.1-a est obtenu en utilisant le dispositif de flexion KES-FB [KAW 86] sur un renfort 2.5D en carbone. Concernant la Figure 2.1-b, elle montre la courbe force-déplacement d'un essai de cisaillement (Bias-extension-test) effectué sur un interlock G1151. Et la Figure 2.1-c montre les courbes d'écrasements (compression dans l'épaisseur) obtenues en écrasant successivement le même échantillon d'un taffetas de verre.

Dans la suite de ce chapitre, on va étudier la présence et l'importance de ce comportement dissipatif sur plusieurs renforts composites, en imposant des charges/décharges en différents modes de déformations.

## 2.2 Comportement en flexion

Nous désignerons la raideur en flexion d'un renfort comme sa capacité à résister localement à la courbure. Cette rigidité, souvent « faible », a une influence significative sur le développement des plis lors d'une mise en forme [HAM 09, BOI 11]. Comme détaillé dans la section (1.3.3.d) du chapitre 1, il existe plusieurs dispositifs expérimentaux utilisés pour caractériser cette rigidité tels que l'essai standard ASTM, le dispositif de Bilbao [BIL 10] et l'essai de flexion trois points. Ce dernier est l'essai utilisé dans ce travail pour étudier le comportement irréversible en flexion d'un renfort, car il est le plus approprié pour générer des charges/décharges. Les essais sont effectués sur trois renforts secs différents (Figure 2.2).



(T1) Interlock couche à couche sergé 3×3 à base de carbone (épaisseur  $\cong$  10 mm)

(T2) renfort 3D orthogonal liage toile à base de verre (épaisseur  $\cong$  3 mm)

(T3) interlock G1151 - Hexcel à base de carbone (épaisseur  $\cong$  1 mm)

Figure 2.2 Différents renforts fibreux étudiés

Dans la suite de ce manuscrit, on va nommer T1, T2 et T3 ces trois renforts respectivement de gauche à droite.

### 2.2.1 Matériel et protocole expérimental

Les essais sont réalisés au laboratoire LaMCoS en utilisant le matériel suivant : une machine de traction Lloyd LF Plus 1 kN pilotée par ordinateur ; un capteur d'effort 100 N ; un support portant deux appuis ; une caméra connectée à l'ordinateur pour suivre le renfort durant le test ; et des échantillons des différents renforts.

Le protocole expérimental consiste à poser un échantillon du renfort entre les deux appuis et ensuite à faire descendre le poinçon pour imposer des charges/décharges pilotées soit en déplacement soit en force (Figure 2.3).

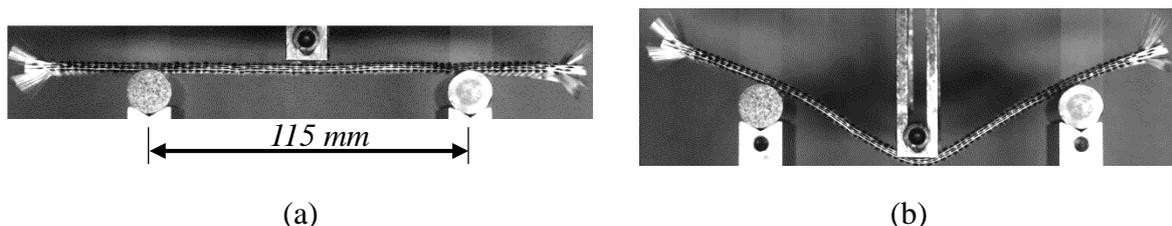


Figure 2.3 Essai de flexion trois points sur le renfort T2 (a) état initial (b) flèche de 30 mm

## 2.2.2 Tests réalisés et résultats

### 2.2.2.a Tests réalisés et résultats sur le renfort T1

Les échantillons sont de dimensions 210 mm × 35 mm × 10 mm (longueur × largeur × épaisseur). Les essais réalisés sur des échantillons de ce renfort sont :

- Essai 1 : le poinçon impose un déplacement de 5 mm puis une décharge à effort  $F$  imposé avec la consigne  $F = 0 \text{ N}$ .
- Essai 2 : le poinçon impose dix charges/décharges successives : chaque charge est à déplacement imposé de 5 mm et chaque décharge est à effort imposé avec la consigne  $F = 0 \text{ N}$ .
- Essai 3 : le poinçon impose deux charges/décharges, la première à une vitesse de 60 mm/min et la deuxième à une vitesse de 120 mm/min. Chaque charge est à déplacement imposé de 5 mm et chaque décharge est à effort imposé avec la consigne  $F = 0 \text{ N}$ .
- Essai 4 : le poinçon impose sept charges/décharges successives : le déplacement imposé de chaque charge correspond respectivement à {5 ; 8 ; 11 ; 14 ; 17 ; 20 ; 23} mm et les décharges sont à effort imposé avec la consigne  $F = 0 \text{ N}$ .
- Essai 5 : c'est un essai de relaxation, le poinçon impose un déplacement de 20 mm et il reste immobile pour une durée de 30 minutes.

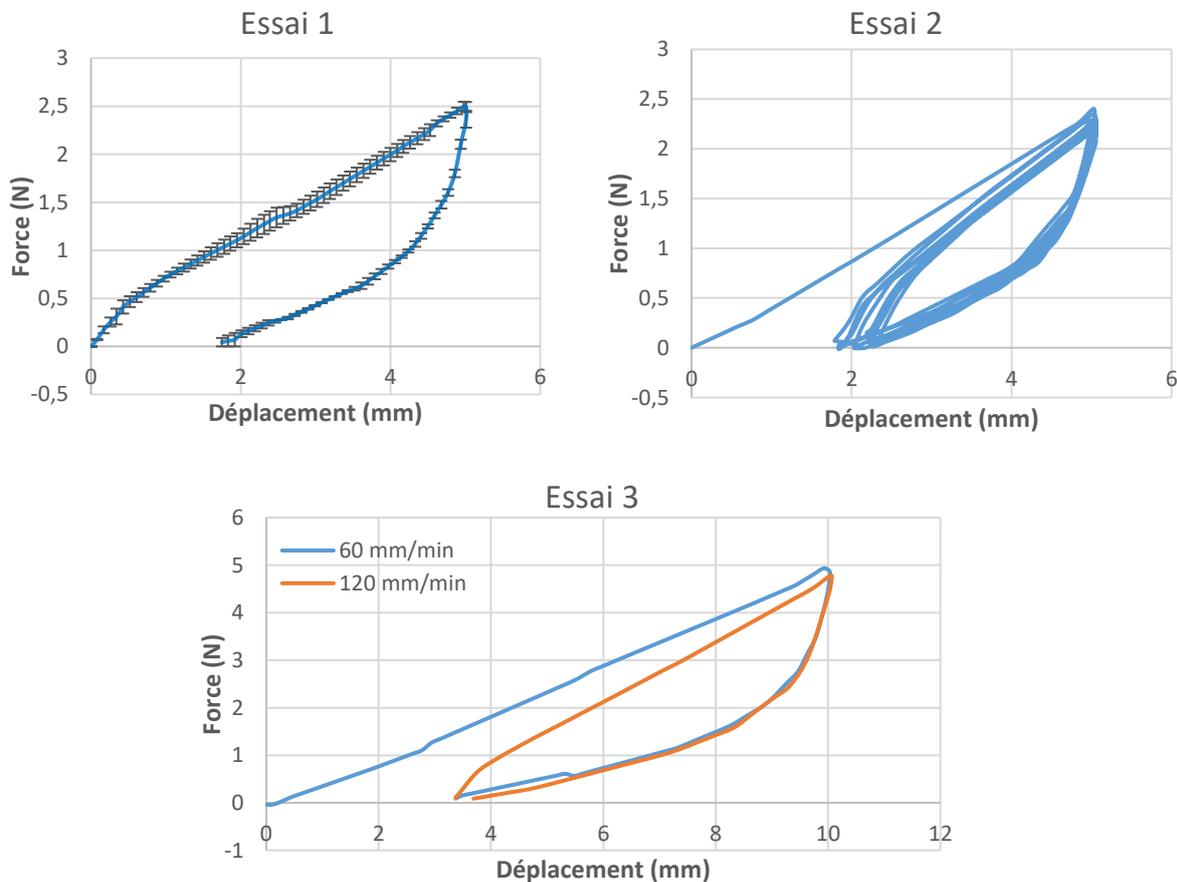


Figure 2.4 Courbe Force-Déplacement expérimentale des essais 1, 2 et 3 de flexion trois points

On trouve sur la Figure 2.4 les courbes *Force-Déplacement* expérimentales correspondant aux essais 1, 2 et 3. On observe sur ces courbes un comportement hystérétique du renfort : la relation  $F(d)$  pour la phase de décharge est différente de celle pour la phase de charge et on observe une déformation résiduelle. Pour l'essai 1, on observe un déplacement résiduel d'environ 35% du déplacement imposé. Ce comportement hystérétique est interprété comme le résultat du frottement entre les mèches entre elles et entre des fibres entre elles, le tout produisant une dissipation d'énergie ; ce frottement est donc supposé provoquer une déformation résiduelle.

Les résultats de l'essai 2 montrent que le chemin de charge du premier passage est différent de celui du deuxième passage ; le premier commence avec une déformation nulle sous un effort nul tandis que le deuxième commence à partir d'une déformation résiduelle sous un effort nul. On remarque également qu'à partir du deuxième cycle de charge/décharge, les relations  $F(d)$  des deux phases (charge et décharge) ne changent plus d'une façon significative mais on observe quand même un léger phénomène d'adoucissement du comportement lors des charges des différents cycles.

Les résultats de l'essai 3 montrent qu'en multipliant la vitesse du déplacement du poinçon par deux, le chemin de décharge est resté le même. Ce comportement hystérétique ne semble donc pas fortement sensible à la vitesse de déformation dans cette gamme de vitesse.

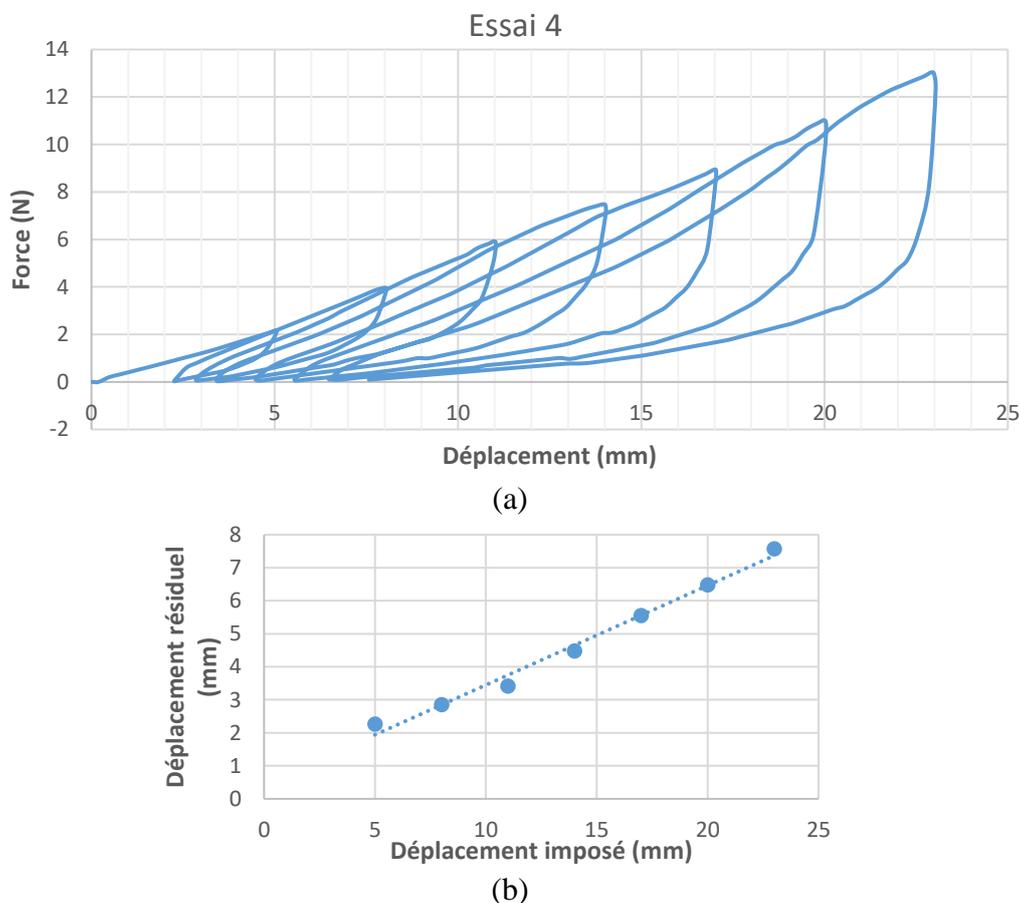


Figure 2.5 Courbe (a) Force-Déplacement (b) déplacement résiduel – déplacement imposé de l'essai 4 de flexion trois points

Sur la Figure 2.5 - a, on trouve la relation force déplacement expérimentale de l'essai 4. On remarque que pour chaque déplacement imposé correspond une valeur différente de déplacement résiduel. La relation entre le déplacement résiduel et le déplacement imposé est quasi-linéaire (Figure 2.5 – b) ; c'est-à-dire qu'on peut estimer le déplacement résiduel correspondant à un déplacement imposé donné. On remarque également que lors d'une recharge, l'effort pour un déplacement donné reste inférieur à celui correspondant au même déplacement lors du premier passage. Nous associerons cet effet à la présence d'une déformation résiduelle du cycle précédent : le comportement du renfort dépend de l'histoire de la déformation.

Sur la Figure 2.6 on observe une relaxation du renfort : un relâchement est constaté pour une déformation constante imposée. La force nécessaire pour maintenir cette déformation a diminué de 10% après 10 secondes et 15% après 50 secondes. Or, lors d'une mise en forme, le renfort est en déformation permanente et ainsi on néglige dans la suite ce phénomène de relaxation ayant un temps caractéristique relativement important. Ce comportement peut avoir un impact sur la phase d'injection de la résine.

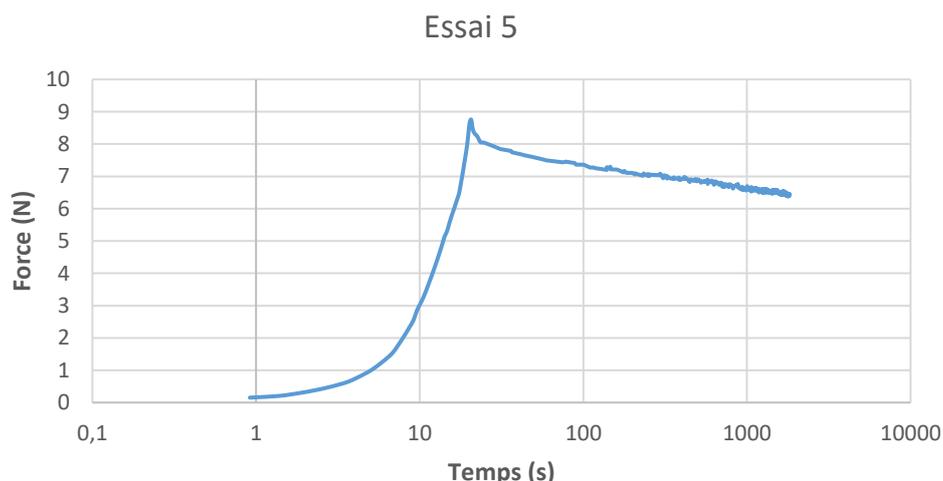


Figure 2.6 Force en fonction du temps de l'essai 5 de flexion trois points sur le renfort T1

### 2.2.2.b Tests réalisés et résultats sur le renfort T2

Les échantillons sont de dimensions 200 mm × 55 mm × 3 mm (longueur × largeur × épaisseur) dans la direction trame. Les essais réalisés sur des échantillons de ce renfort sont :

- Essai 1 : le poinçon impose un déplacement de 30 mm ensuite une décharge à effort  $F$  imposé avec la consigne  $F = 0 N$ .
- Essai 2 : le poinçon impose sept charges/décharges successives : le déplacement imposé de chaque charge correspond respectivement à { 5 ;10 ;15 ;20 ;25 ;30 ;35 } mm et les décharges sont à effort imposé avec la consigne  $F = 0 N$ .

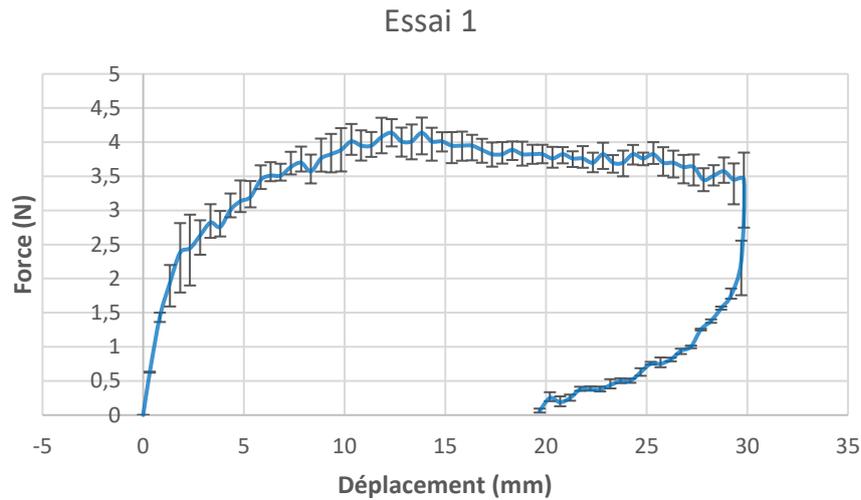
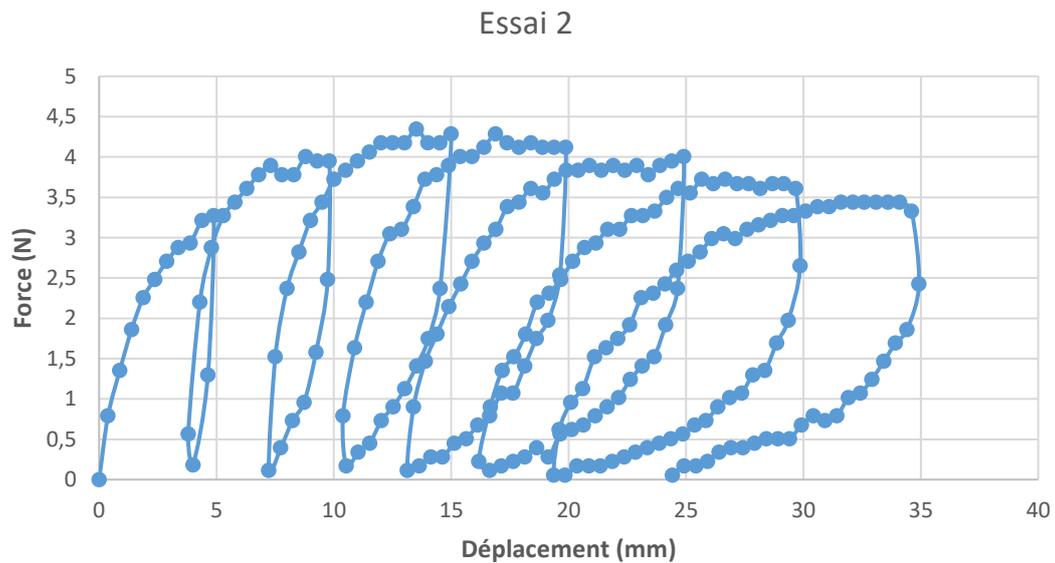
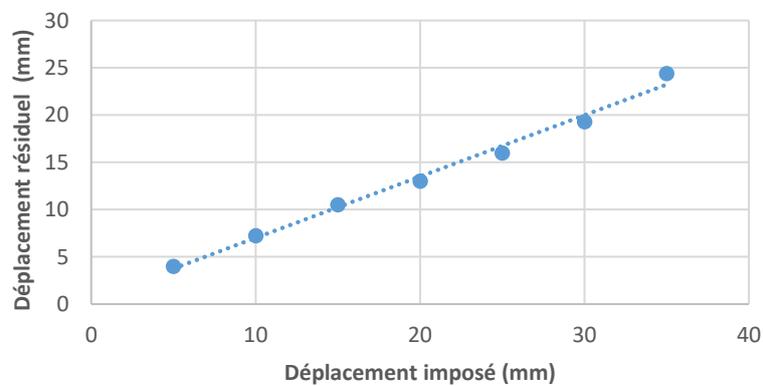


Figure 2.7 Courbe Force-Déplacement moyenne de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T2



(a)



(b)

Figure 2.8 Courbe (a) Force-Déplacement (b) déplacement résiduel – déplacement imposé de l'essai 2 de flexion trois points sur le renfort T2

La Figure 2.7 montre la courbe force-déplacement moyenne obtenue en répétant quatre fois le même essai 1 de flexion trois points sur différents échantillons du renfort T2.

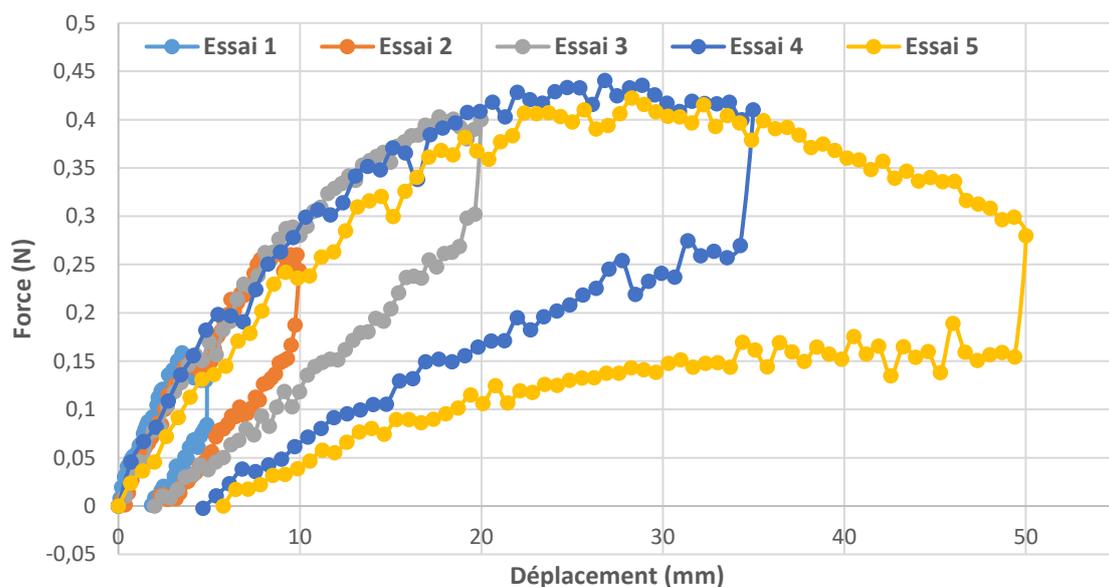
Comme pour le renfort étudié dans la partie 2.2.2.a on observe sur la Figure 2.7 un comportement hystérétique du renfort lors d'une charge/décharge : le comportement du renfort pour la phase de charge est différent de celui de la phase de décharge et un déplacement résiduel d'environ 60% du déplacement imposé est observé après le relâchement du poinçon. On remarque également que pour le deuxième essai (Figure 2.8), la relation entre le déplacement résiduel et le déplacement imposé de chaque charge/décharge est quasi-linéaire.

### 2.2.2.c Tests réalisés et résultats sur le renfort T3

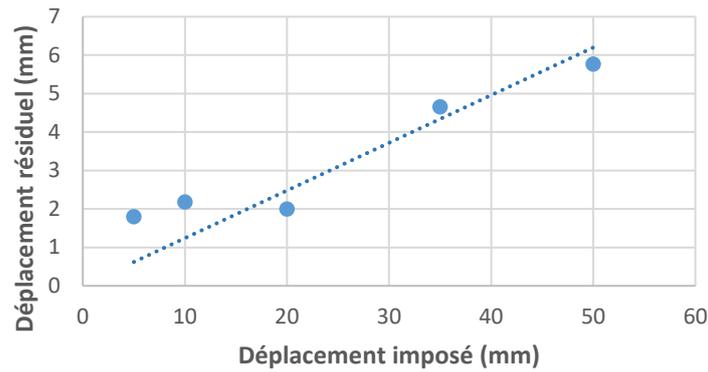
Les échantillons sont de dimensions 210 mm × 55 mm × 1 mm (longueur × largeur × épaisseur) dans la direction trame. Les essais réalisés sur des échantillons de ce renfort sont :

- Essai 1 : le poinçon impose un déplacement de 5 mm ensuite une décharge à effort  $F$  imposé avec la consigne  $F = 0 \text{ N}$ .
- Essai 2 : comme l'essai 1 mais pour un déplacement imposé de 10 mm.
- Essai 3 : comme l'essai 1 mais pour un déplacement imposé de 20 mm.
- Essai 4 : comme l'essai 1 mais pour un déplacement imposé de 35 mm.
- Essai 5 : comme l'essai 1 mais pour un déplacement imposé de 50 mm.

Sur la Figure 2.9 on trouve les courbes forces déplacements des différents essais. Comme pour les deux autres tissés, on observe un comportement hystérétique du renfort. La relation entre le déplacement résiduel et le déplacement imposé des charges/décharges est quasi-linéaire. On remarque également que l'effort de flexion diminue pour des grands déplacements ; cela est dû au rapprochement de la direction des réactions aux appuis de la direction horizontale.



(a)



(b)

Figure 2.9 (a) Courbe Force-Déplacement (b) Déplacement résiduel en fonction du déplacement imposé des essais 1, 2, 3, 4 et 5

Sur la Figure 2.10 on trouve la courbe moyenne qui décrit la relation entre la force et le déplacement de l'essai 4 ainsi que les barres d'erreurs permettant de voir la répétabilité de l'essai.

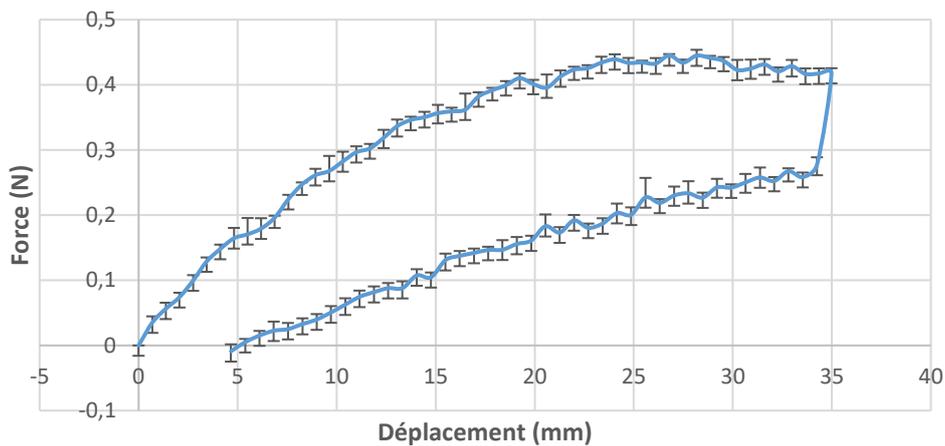


Figure 2.10 Courbe Force-déplacement moyenne de l'essai 4 de flexion trois points sur le renfort T3

#### 2.2.2.d Glissement entre les couches du renfort T2 durant l'essai de flexion trois points

Dans les structures élancées composées de matériaux continus classiques (métaux, polymères, etc.), la cinématique de coque est donnée par les théories classiques (Kirchhoff, Mindlin). Ces théories ne permettent pas toujours d'expliquer la cinématique des milieux fibreux, pilotée par l'inextensibilité des fibres [LIA 17].

Dans cette partie nous allons étudier pour le renfort T2 la variation de la direction des sections transversales durant la phase de charge de l'essai 1 de flexion trois points décrit dans la partie 2.2.2.b. Cette étude est intéressante car elle nous permet, avec un essai à l'échelle macroscopique, d'avoir un ordre d'idée de l'interaction entre les différentes couches de fibres.

Dans ce but, on place sur la configuration plane non-déformée à l'aide d'un stylo des points sur les mèches dont la direction est dans le plan de la photo. Ces points servent à définir la direction d'une section transversale à un instant  $t$  (Figure 2.11). Sur la Figure 2.12 on trouve la déformée ainsi que les sections transversales à l'instant initial et à l'instant correspondant à un déplacement de poinçon de 30 mm.

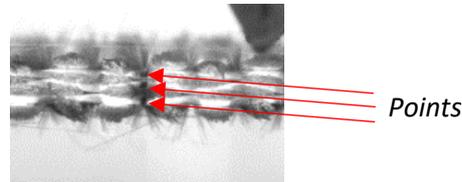


Figure 2.11 Points dessinés décrivant une section transversale du renfort

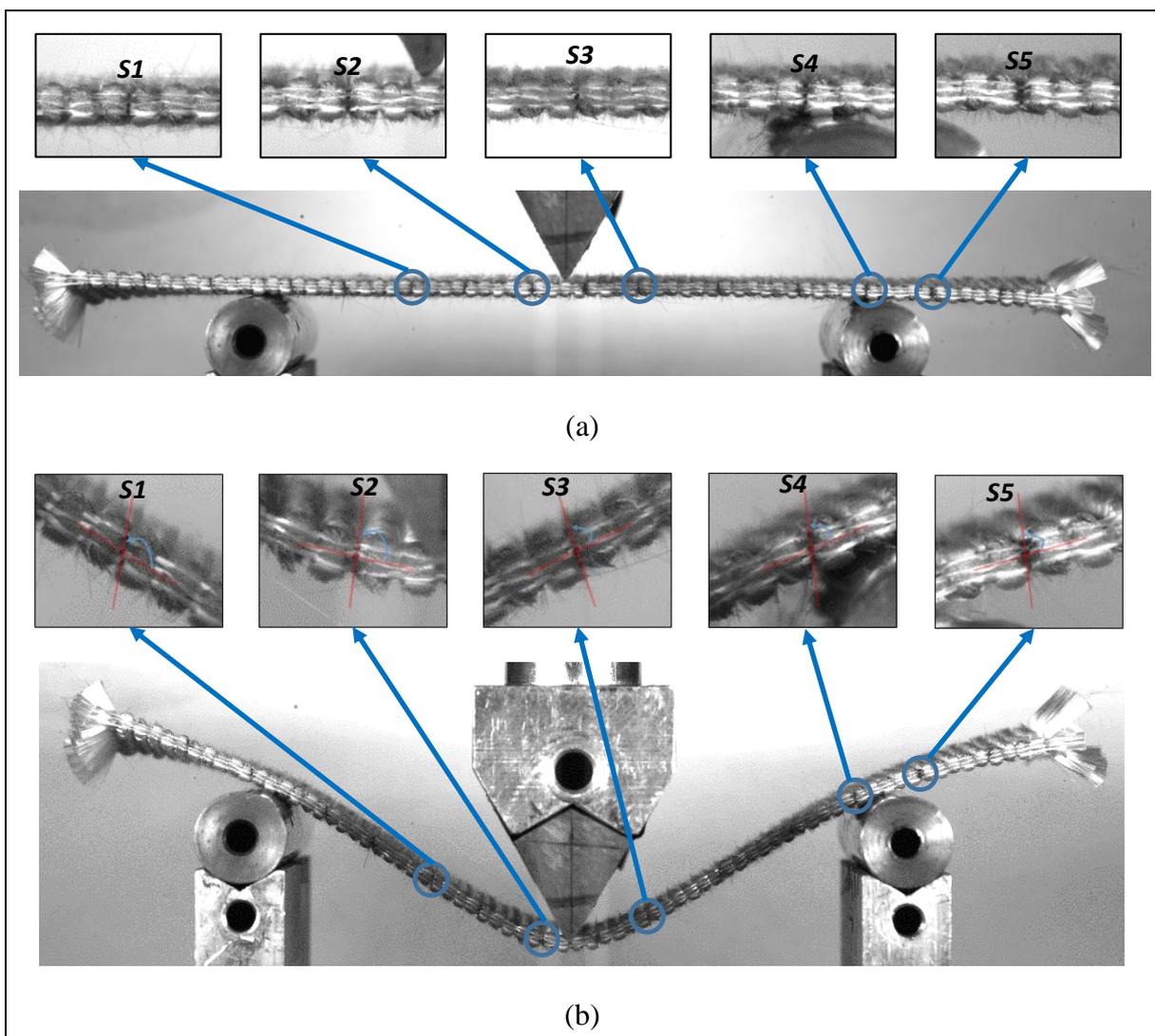


Figure 2.12 Sections transversales (a) état initial du renfort (b) après un déplacement de 30 mm

Les sections transversales sont initialement verticales et perpendiculaires à la ligne moyenne du renfort. La Figure 2.13 montre l'évolution de l'angle entre les différentes sections transversales et la ligne moyenne. On remarque que les directions transversales et

longitudinales ne sont pas perpendiculaires partout. Cette mobilité confirme qu'il existe des glissements entre les couches de fibres, susceptibles d'engendrer du frottement.

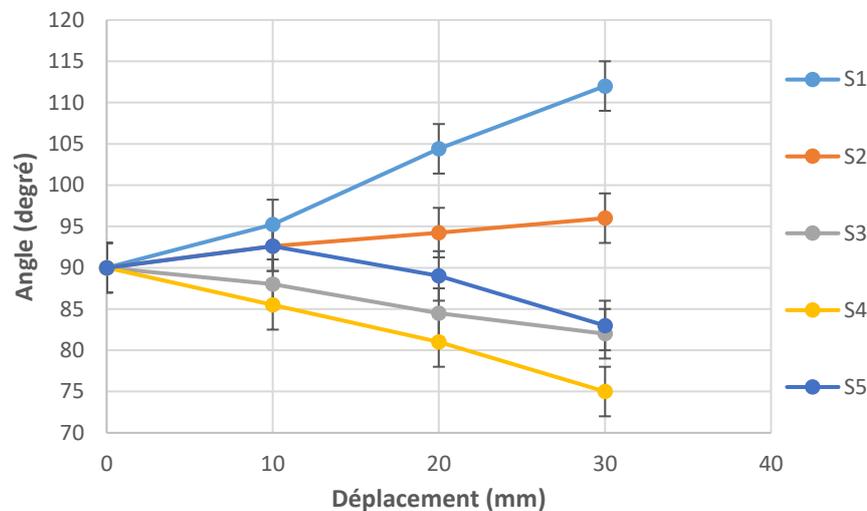


Figure 2.13 Angle entre les différentes sections transverses et la ligne moyenne

## 2.3 Comportement en cisaillement

Les mèches d'un renfort sont capables de tourner les unes par rapport autres dans le plan du renfort ; le lieu de cette rotation est fixe d'après l'hypothèse de non glissement entre les réseaux chaîne et trame expliquée dans la partie 1.3.3.a du chapitre 1. Du fait de la faible rigidité du tissu en cisaillement en comparaison avec la grande rigidité des mèches en tension, le cisaillement plan est un mode de déformation privilégié pour les renforts fibreux lors d'un formage à double courbure. Deux essais sont principalement utilisés pour la caractérisation du comportement en cisaillement : l'essai de Picture Frame et le Bias-extension-test (expliqués dans la section 1.3.3.c du chapitre 1). Ce dernier est l'essai utilisé dans ce travail pour étudier le comportement irréversible en cisaillement d'un renfort.

### 2.3.1 Matériel et protocole expérimental

Les essais sont réalisés au laboratoire LaMCoS et en utilisant le matériel suivant : une machine de traction pilotée par ordinateur ; des mors ; un capteur d'effort ; une caméra connectée à l'ordinateur pour suivre le renfort durant le test ; et des échantillons des différents renforts.

Pour ce test, les échantillons ont une forme rectangulaire et les mèches sont orientées à  $\pm 45^\circ$  par rapport aux bords. Le protocole expérimental consiste à fixer l'échantillon par ses petits côtés aux mors d'une machine de traction. Ensuite à imposer des charges/décharges en pilotant par déplacement le mors mobile (Figure 2.14).

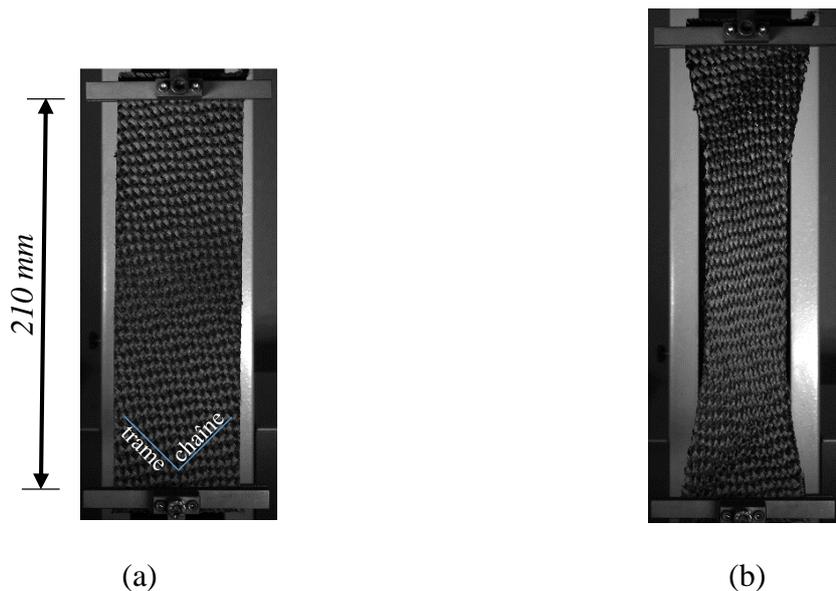


Figure 2.14 Essai de Bias-extension-test sur le renfort T3 (a) état initial (b) déplacement de 40 mm

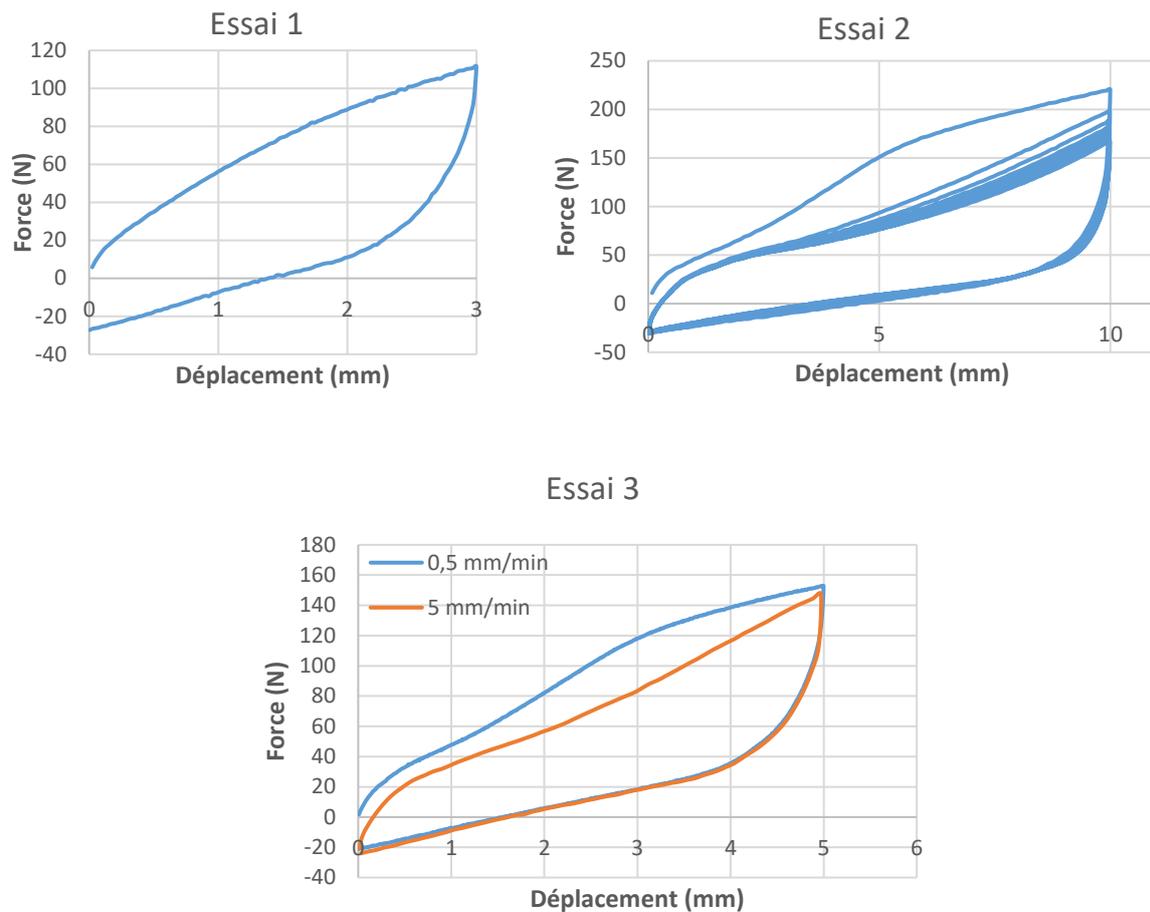
### 2.3.2 Tests réalisés et résultats

#### 2.3.2.a Tests réalisés et résultats sur le renfort T1

Les échantillons sont de dimensions 150 mm × 60 mm × 10 mm (longueur × largeur × épaisseur). Les essais réalisés sur des échantillons de ce renfort sont :

- Essai 1: le mors mobile impose un déplacement de 3 mm puis une décharge au déplacement nul.
- Essai 2 : le mors mobile impose dix charges/décharges successives ; chaque charge est à déplacement imposé de 10 mm et chaque décharge est au déplacement nul.
- Essai 3 : le mors mobile impose deux charges/décharges, la première à une vitesse de 0.5 mm/min et la deuxième à une vitesse de 5 mm/min. Chaque charge est à déplacement imposé de 5 mm et chaque décharge est au déplacement nul.
- Essai 4 : le mors mobile impose huit charges/décharges successives ; le déplacement imposé de chaque charge correspond respectivement à {2 ;5 ;10 ;15 ;18 ;23 ;26 ; 30} mm et les décharges sont au déplacement nul.
- Essai 5 : c'est un essai de relaxation, le mors mobile impose un déplacement de 30 mm et il reste immobile pour une heure.

Sur la Figure 2.15 on trouve les courbes  $F(d)$  obtenues expérimentalement pour les tests 1, 2 et 3 de Bias-extension-test sur cet interlock. Comme pour la flexion, on observe également un comportement hystérétique pour ce mode de déformation : le comportement du renfort pour la phase de décharge est différent de celui de la phase de charge ; un déplacement résiduel est donc mis en évidence pour un effort nul et un effort résiduel pour un déplacement nul. Cette dissipation est interprétée comme le résultat des frottements entre les constituants du renfort.

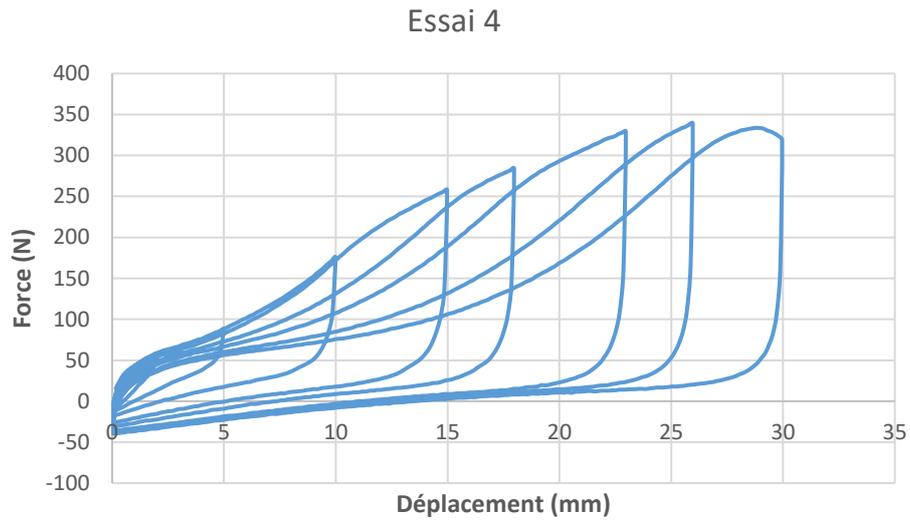


**Figure 2.15 Courbe Force-Déplacement expérimentale des essais 1 , 2 et 3 de Bias-extension-test**

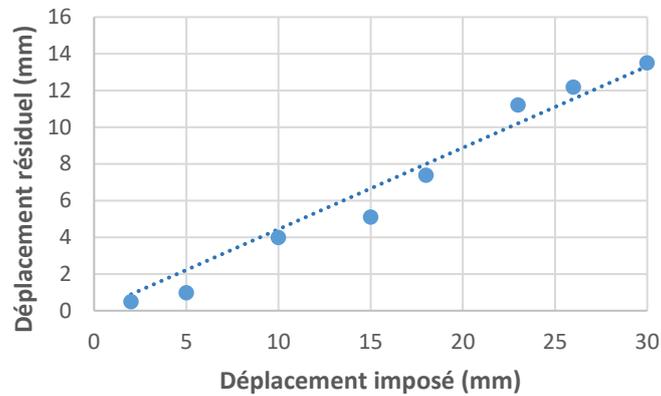
Les résultats de l'essai 2 montrent une différence importante du comportement en cisaillement entre la première et la deuxième phase de charge ; et une différence minimale entre les phases de charges suivantes. Le déplacement résiduel ne change pas significativement entre les différents cycles ; il dépend principalement du taux de déformation imposé (déplacement imposé). L'essai 3 montre que la vitesse de chargement n'impacte pas significativement le comportement du renfort lors d'une décharge dans cette gamme de vitesse.

Sur la Figure 2.16, on remarque que pour chaque déplacement imposé correspond une valeur différente de déplacement résiduel. La relation entre le déplacement résiduel et le déplacement imposé est quasi-linéaire (Figure 2.16 – b). On remarque également que lors d'une phase de charge, l'effort pour un déplacement donné reste inférieur à celui correspondant au même déplacement lors du premier passage.

Lors de la phase de charge, une partie de l'énergie fournie au renfort est dissipée sous forme de réarrangement des fibres. Le frottement entre les fibres tente de maintenir ce réarrangement. D'où la relaxation observée sur la Figure 2.17.



(a)



(b)

Figure 2.16 Courbe (a) Force-Déplacement (b) déplacement résiduel – déplacement imposé de l'essai 4 de Bias-extension-test

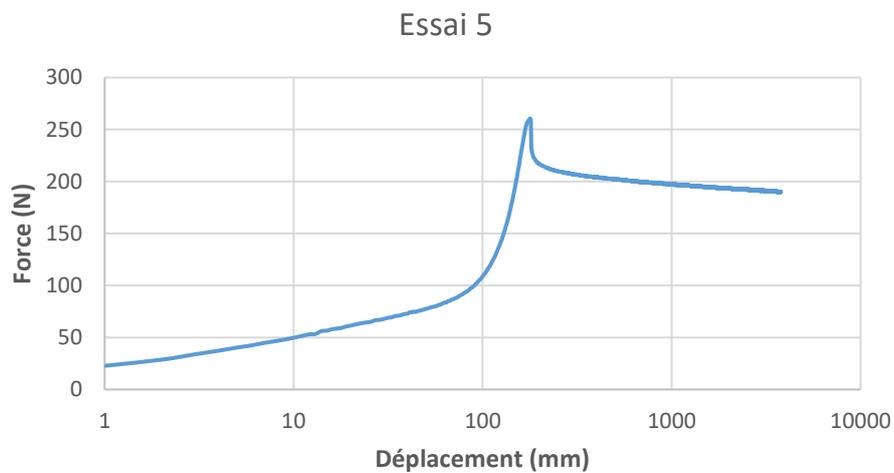


Figure 2.17 Force en fonction du temps de l'essai de relaxation de Bias-extension-test

### 2.3.2.b Tests réalisés et résultats sur le renfort T2

Le mors mobile impose un déplacement de 25 mm puis une décharge à un déplacement nul sur un échantillon du renfort T2 de dimensions 165 mm × 65 mm × 3 mm (longueur × largeur × épaisseur).

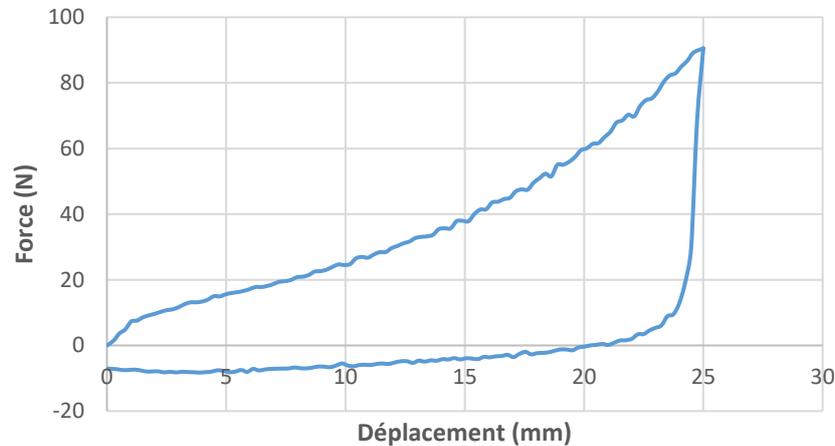


Figure 2.18 Force en fonction du déplacement de l'essai Bias-extension-test sur le renfort T2

Le comportement hystérétique observé dans la partie précédente est constaté également sur ce renfort (Figure 2.18).

### 2.3.2.c Tests réalisés et résultats sur le renfort T3

Le mors mobile impose un déplacement de 40 mm et ensuite une décharge à un déplacement nul sur un échantillon du renfort T3 de dimensions 213 mm × 68 mm × 1 mm. Le comportement hystérétique observé sur les deux autres renforts est également observé sur ce renfort.

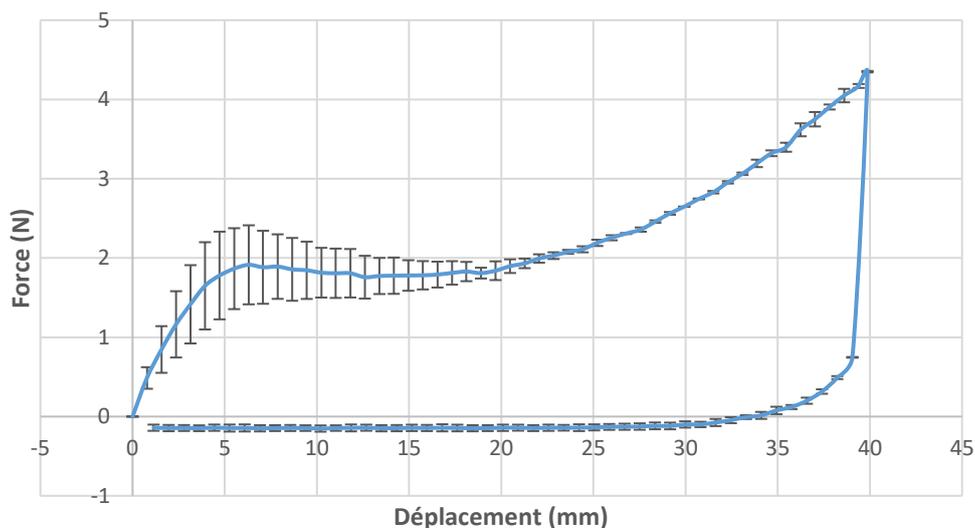


Figure 2.19 Courbe force-déplacement moyenne de l'essai Bias-extension-test sur le renfort T3

## 2.4 Comportement en compression transverse

Le comportement du renfort en compression transverse joue un rôle important lors d'une mise en forme du renfort : la compaction provoquée lors de la mise en forme permet d'attribuer au renfort l'épaisseur et le taux de fibre désirés. Ce comportement influe également sur la phase d'injection de la matrice au cours du procédé RTM : le taux de fibre a une importance significative sur la perméabilité du renfort ; une compaction trop importante empêche l'écoulement de la résine et une compaction trop faible risque de provoquer des endroits trop riches en résine, d'où l'intérêt d'étudier ce comportement afin d'optimiser les performances mécaniques tout en surveillant sa perméabilité [BIC 97, GRU 04, OUA 13]. Dans ce travail, des essais de compression transverse sont effectués afin d'étudier le comportement irréversible dans ce mode de déformation.

### 2.4.1 Matériel et protocole expérimental

Les essais sont réalisés au laboratoire LaMCoS et en utilisant le matériel suivant : une machine de traction MTS 25 kN pilotée par ordinateur ; deux plateaux de diamètres 100 mm ; un capteur d'effort 10 kN ; un capteur de déplacement externe (course 10 mm) ; et des échantillons du tissu T1 de dimensions 70 mm × 70 mm × 10 mm. Ces essais sont effectués seulement sur l'interlock en carbone d'épaisseur 10 mm.

On dispose un plateau de diamètre 100 mm au niveau du mors inférieur. De l'autre côté, un capteur de force est introduit entre le mors mobile (mors supérieur) et un autre plateau de diamètre 100 mm (Figure 2.20).

Avant de commencer l'essai, le mors mobile doit se trouver au niveau de la surface supérieure du renfort. Pour cela, le mors mobile descend pour détecter la surface supérieure de l'interlock sec (on suppose que le contact est détecté lorsque le capteur d'effort mesure une force de 5 N) ; ensuite le capteur de déplacement est taré à zéro et l'essai commence.



Figure 2.20 Dispositif d'essai de compression transverse

### 2.4.2 Tests réalisés et résultats

Les essais réalisés sur des échantillons du renfort T1 sont :

- Essai 1 : le mors mobile impose un déplacement de 1 mm puis une décharge à effort  $F = 0 \text{ N}$ .
- Essai 2 : le mors mobile impose dix charges/décharges successives ; chaque charge est à déplacement imposé de 1 mm et chaque décharge est à effort imposé avec la consigne  $F = 0 \text{ N}$ .
- Essai 3 : le mors mobile impose deux charges/décharges, la première à une vitesse de 0,5 mm/min et la deuxième à une vitesse de 5 mm/min. Chaque charge est à déplacement imposé de 1 mm et chaque décharge est à effort imposé avec la consigne  $F = 0 \text{ N}$ .
- Essai 4 : le mors mobile impose huit charges/décharges successives ; le déplacement imposé de chaque charge correspond respectivement à {0,5 ; 1 ; 1,5 ; 2 ; 2,5 ; 3 ; 3,5 ; 4} mm et les décharges sont à effort imposé avec la consigne  $F = 0 \text{ N}$ .
- Essai 5 : c'est un essai de relaxation, le mors mobile impose un déplacement de 3 mm et il le maintient pour une heure.

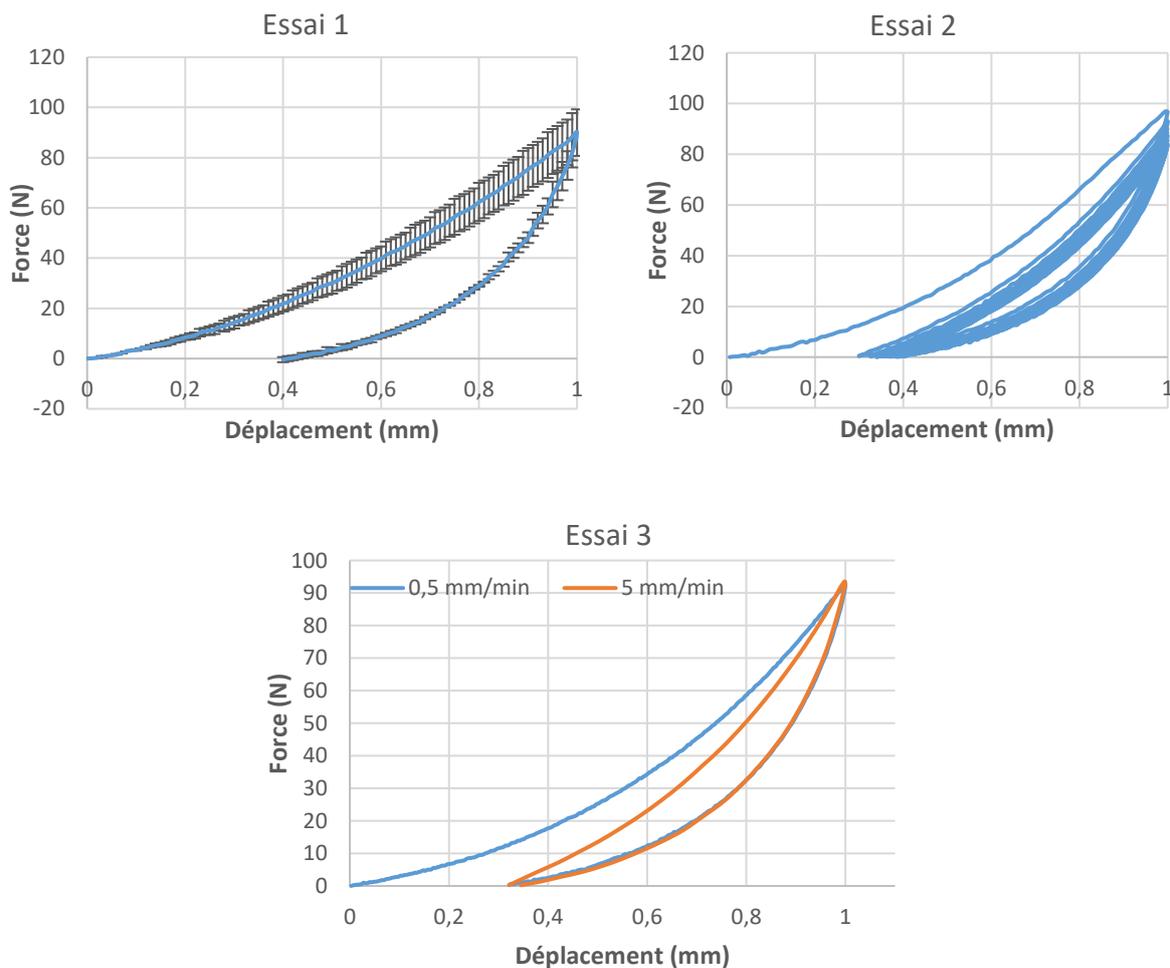


Figure 2.21 Courbe Force-Déplacement expérimentale des essais 1 , 2 et 3 de compression transversale

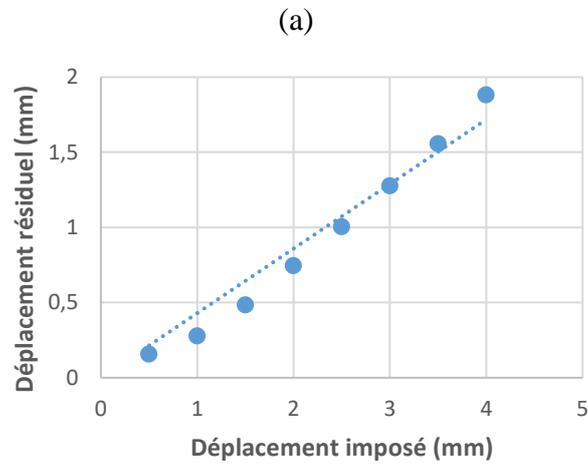
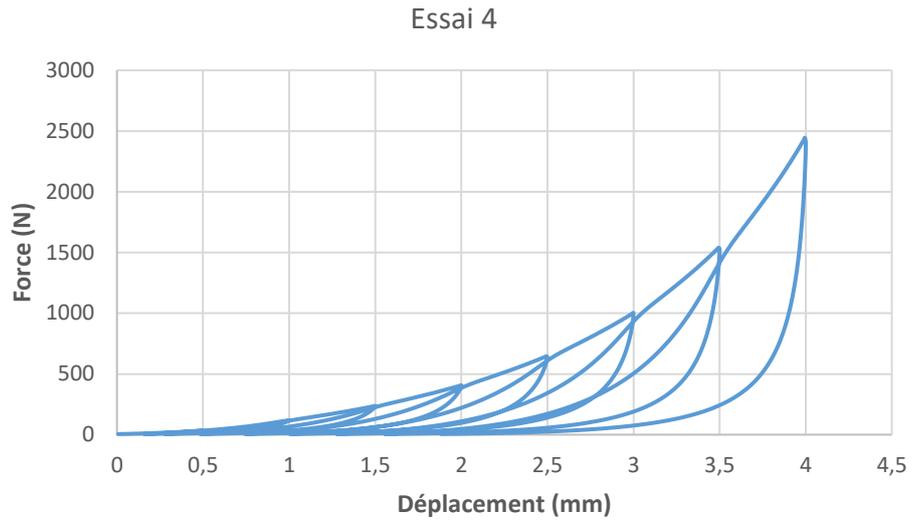


Figure 2.22 Courbe (a) Force-Déplacement (b) déplacement résiduel – déplacement imposé de l'essai 4 de compaction transversale

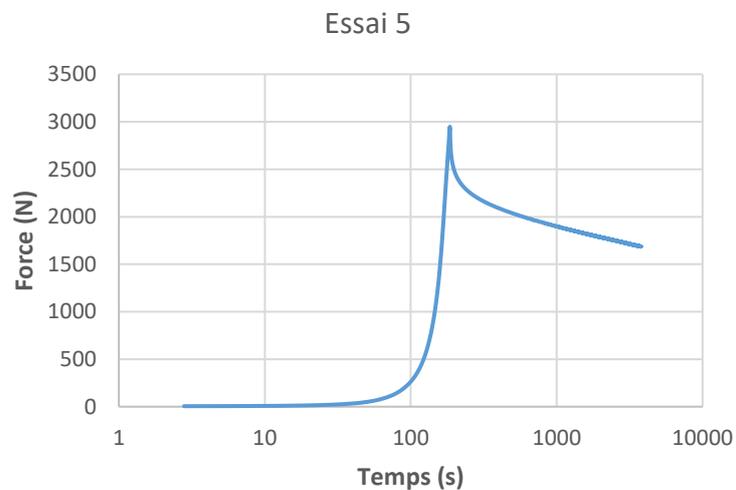


Figure 2.23 Force en fonction du temps de l'essai de relaxation de compaction transversale

Les figures 2.21, 2.22 et 2.23 montrent les courbes de résultats  $F(d)$  des différents essais réalisés avec  $F$  la force exercée par le mors mobile sur l'interlock pour l'écraser et  $d$  le déplacement du même mors. Ainsi  $d$  représente la réduction de l'épaisseur de l'échantillon : épaisseur actuelle du renfort = épaisseur initiale du renfort moins déplacement  $d$  du mors mobile.

On remarque que la rigidité du renfort est très faible au début et qu'elle augmente rapidement : plus le matériau se compacte, plus sa densité de fibres augmente et par là-même sa rigidité.

Comme pour la flexion et le cisaillement, on observe également un comportement hystérétique pour ce mode de déformation : après une charge/décharge, la configuration d'équilibre du renfort est différente de sa configuration initiale. Cela est dû aux réarrangements des mèches et des fibres et aux frottements entre elles durant l'écrasement.

Les résultats de l'essai 2 montrent une différence importante du comportement en compression entre la première et la deuxième phase de charge. Ensuite, le comportement pour les charges/décharges suivantes ne change pas significativement entre les différents cycles ; il dépend principalement du taux de déformation imposé. L'essai 3 montre que la vitesse de charge/décharge n'impacte pas significativement le comportement en compression du renfort lors de la décharge. Pour l'essai 4, on remarque que comme pour la flexion et le cisaillement, la relation entre le déplacement résiduel et le déplacement imposé est quasi-linéaire (Figure 2.22). On retrouve également le phénomène d'adoucissement du comportement observé sur les résultats des essais 2 et 3. La Figure 2.23 montre la relaxation du renfort en compression transverse.

## 2.5 Discussion

Dans cette partie on va analyser et discuter les résultats obtenus dans les parties précédentes de ce chapitre.

Pour les trois types de transformation (flexion, cisaillement plan et compression transverse), nous avons mis en évidence des phénomènes dissipatifs dans des cycles de charge/décharge. Ces phénomènes dissipatifs ont été observés sur les différents renforts secs étudiés. Qualitativement, les trois modes de déformation montrent des effets analogues :

- Lors d'une charge/décharge, le comportement du renfort pour la phase de décharge est différent de celui pour la phase de charge. On observe également une déformation résiduelle ;
- Pour plusieurs charges/décharges alternées avec le même déplacement imposé (figures 2.4-2, 2.15-2 et 2.21-2), il y a une différenciation entre le premier chargement et le reste des cycles de charge/décharge, et le déplacement résiduel ne change quasiment pas. Il

semble donc qu'il y ait un effet spécifique de la première mise en charge des fibres ou mèches ;

- Pour plusieurs charges/décharges alternées avec des déplacements imposés différents (figures 2.5-a, 2.16-a et 2.22-a), le déplacement résiduel change d'un cycle à un autre. La déformation résiduelle dépend fortement de la charge maximale imposée et on peut établir une relation linéaire entre le chargement maximal et le déplacement résiduel pour les trois modes (figures 2.5-b, 2.16-b et 2.22-b).

On suppose que les effets dissipatifs proviennent du frottement entre fibres et entre mèches (donc assujettis à des glissements relatifs) et des reconfigurations du réseau fibreux pendant le chargement. On cherche à voir comment les essais réalisés à l'échelle macroscopique peuvent fournir des informations sur les différentes sources de dissipations.

La Figure 2.24 montre l'allure de la courbe Force-Déplacement pour deux cycles de charge/décharge successifs. La dissipation lors de la première charge/décharge est représentée par l'aire  $A_1 + A_2$ . Celle de la deuxième est représentée par l'aire  $A_2$ .

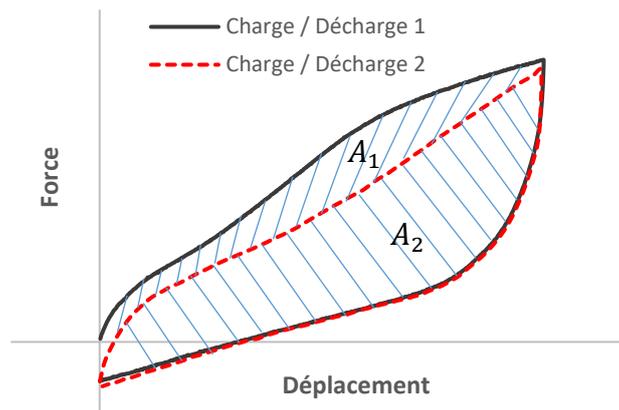
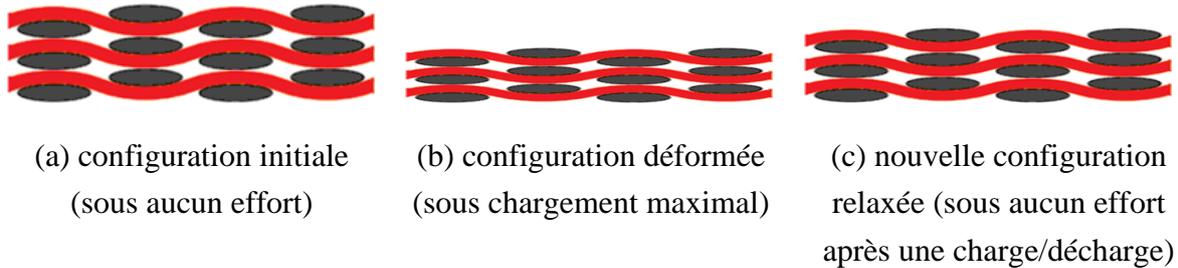


Figure 2.24 Effets dissipatifs lors d'un chargement non-monotone

Sur la Figure 2.24 on peut distinguer deux types de dissipations :

- La première contribution dissipative vient de la reconfiguration du tissu dans une nouvelle configuration relaxée (qui se manifeste sur la courbe Force-Déplacement par un déplacement résiduel pour un effort nul). Cette contribution est présente lorsque le chargement va au-delà de la charge maximale jamais atteinte. Cette contribution est représentée par l'aire  $A_1$  sur ce graphique.
- La deuxième contribution vient des frottements entre fibres et entre mèches. Elle devient majoritaire sous chargement sous le seuil de charge maximale atteinte. Cette contribution est représentée par l'aire  $A_2$  sur ce graphique.

La Figure 2.25 montre un exemple de changement de la configuration d'un renfort lors d'une charge/décharge en compression.



**Figure 2.25** Changement de la configuration d'un renfort lors d'une charge/décharge en compression

Cette récurrence d'effets pour différentes sollicitations laisse entrevoir le mécanisme sous-jacent à l'échelle mésoscopique : le cycle de charge/décharge en compression sur une mèche (paquet de fibres) produit de la dissipation. On pourrait conduire des essais à l'échelle mésoscopique sur une mèche pour établir un comportement anélastique de la mèche. Il n'existe pas à notre connaissance de travaux ayant abordé ces aspects dans la littérature. Les travaux expérimentaux sur les mèches sont eux-mêmes rares ; dans les études réalisées sur le comportement mésoscopique des tissés, le comportement en compression transverse est généralement identifié par une méthode inverse à partir d'un essai macroscopique [GAS 00, HAG 04, BAD 08a, CHA 11].

Néanmoins on peut exploiter les essais macroscopiques pour montrer qu'il y a bien des mobilités de glissement inter-mèches au sein d'un tissé. Ce glissement est susceptible d'engendrer du frottement et ainsi un comportement dissipatif. C'est le cas notamment de l'essai de flexion dans lequel on a pu mettre en évidence du cisaillement transverse à l'échelle macroscopique (voir paragraphe 2.2.2.d). Le glissement entre les mèches a déjà été mis en évidence dans la littérature [BEL 12, ALL 15, SCH 16].

## 2.6 Bilan du chapitre 2

Dans ce chapitre on a mis en évidence certaines irréversibilités du comportement des renforts composites en flexion, cisaillement et compression transverse.

Les sources d'anélasticité pour ces différents modes de déformation se ressemblent que ce soient la reconfiguration des mèches et des fibres du renfort ou les frottements entre mèches et entre fibres.

Pour les différents modes de déformations étudiés, le comportement durant la phase de décharge du renfort et sa déformation résiduelle dépend principalement de la charge maximale atteinte.

Dans le chapitre suivant, on va utiliser les jeux de données obtenus dans ce chapitre pour trouver des modèles de comportements irréversibles dans différents modes de déformation.



# Chapitre 3

## Modèles anélastiques en flexion et en cisaillement

---

*Dans le chapitre précédent, nous avons observé expérimentalement un comportement irréversible des renforts composites secs dans les différents modes de déformations. Or, ce comportement dissipatif n'est généralement pas pris en compte à l'heure actuelle lors des simulations numériques de la mise en forme des renforts composites : la plupart de ces simulations sont basées sur une approche macroscopique et des modèles de matériaux continus dont on suppose que le comportement est élastique (hypo-élastique [BAD 08c, KHA 10], ou hyper-élastique [AIM 10, CHA 12]), donc réversible. Dans la littérature, il y a des travaux sur la modélisation du comportement hystérétique des métaux et des polymères dans le domaine plastique sous chargements cycliques [MRO 67, DAF 75, CHA 86]. Des modèles d'endommagement sous déformation plastique ont été utilisés pour décrire le comportement irréversible des composites stratifiés [HOC 01, HOC 05, KRA 16] et des renforts secs [DEN 18] ; à souligner que ces travaux n'ont pas concerné les simulations de mises en forme. En revanche, le mécanisme complexe des renforts secs rend la notion de plasticité de ces matériaux relativement vague : on peut parler du comportement dissipatif des renforts sans l'associer forcément à un endommagement/plasticité. Dans ce chapitre, on va chercher des relations mathématiques capables de décrire le comportement hystérétique du renfort en se basant sur les courbes de comportements obtenus expérimentalement.*

*Dans ce travail, les simulations numériques s'effectuent en utilisant le code éléments finis 'PlasFib' développé au laboratoire LaMCoS (voir section 1.4.4.a). Ce code utilise un schéma temporel en dynamique explicite en grandes transformations. Les simulations se situent dans l'approche semi-discrète utilisant des éléments finis de type coque triangulaire, développé par N. Hamila [HAM 07, HAM 09] (voir section 1.4.4.c). Le renfort est vu comme une structure mince de type coque avec un comportement de flexion. Dans l'hypothèse du découplage de différents modes de déformation, nous cherchons dans ce chapitre des modèles de comportement qui décrivent l'anélasticité en flexion (paragraphe 3.1) et en cisaillement (paragraphe 3.2) pour les implémenter ensuite dans le code élément fini 'PlasFib'. Le comportement en traction est considéré comme élastique.*

*Le comportement en flexion est représenté par une relation entre le moment de flexion et la courbure ; le comportement en cisaillement plan est représenté par une relation entre le couple et l'angle de cisaillement. Les jeux de données obtenus expérimentalement dans le chapitre précédent sont utilisés pour trouver des relations irréversibles décrivant ces deux modes de déformation. Dans le paragraphe 3.3 nous vérifions les modèles obtenus précédemment par comparaison simulation-expérimentation des essais d'identifications en flexion et en cisaillement des renforts.*

## Sommaire

---

<b>3.1 Modèle anélastique en flexion.....</b>	<b>77</b>
3.1.1 Relation $M(C)$ pour le renfort T2.....	77
3.1.2 Relation $M(C)$ pour le renfort T3.....	86
<b>3.2 Modèle anélastique en cisaillement plan.....</b>	<b>86</b>
3.2.1 Relation $C(\gamma)$ pour le renfort T2.....	87
3.2.2 Relation $C(\gamma)$ pour le renfort T3.....	89
<b>3.3 Comparaison simulation-expérimentation des essais d'identifications.....</b>	<b>90</b>
3.3.1 Implémentation des modèles irréversibles dans 'PlasFib'.....	90
3.3.2 Essai de flexion trois points.....	92
3.3.3 Bias-extension-test.....	95
<b>3.4 Bilan du chapitre 3.....</b>	<b>99</b>

---

### 3.1 Modèle anélastique en flexion

Dans cette partie nous cherchons un modèle anélastique capable de représenter la relation de comportement entre le moment de flexion et la courbure  $M(C)$  lors d'une charge/décharge des renforts T2 et T3 peu épais (car dans ce travail le renfort est vu comme une structure mince de type coque). À rappeler que le T2 est le renfort 3D en verre, d'épaisseur d'environ 3 mm (renfort 3D orthogonal liage toile – 3DGLass [VIL 14]) ; et le T3 est l'interlock en carbone d'épaisseur d'environ 1 mm (Hexcel G1151) [LOM 08, LAU 08].

Dans ce but, on va exploiter les jeux de données des essais de flexion trois points décrits dans la section 2.2 du chapitre 2 pour passer d'une relation entre la force et le déplacement à une relation entre le moment et la courbure. Les images prises au cours des essais permettent de remonter à la ligne moyenne de l'échantillon, et d'en déduire la courbure. Le moment est également calculé à partir de la configuration déformée.

#### 3.1.1 Relation $M(C)$ pour le renfort T2

##### 3.1.1.a Calcul de la courbure

Sur la Figure 3.1, on voit une image prise à l'instant initial  $t_0$  montrant le renfort T2. À l'aide d'un marqueur on a colorié les bouts des mèches qui ont comme direction la normale au plan de la photo. Cela crée un contraste de couleur et aide ainsi à voir plus facilement la ligne moyenne du tissu.

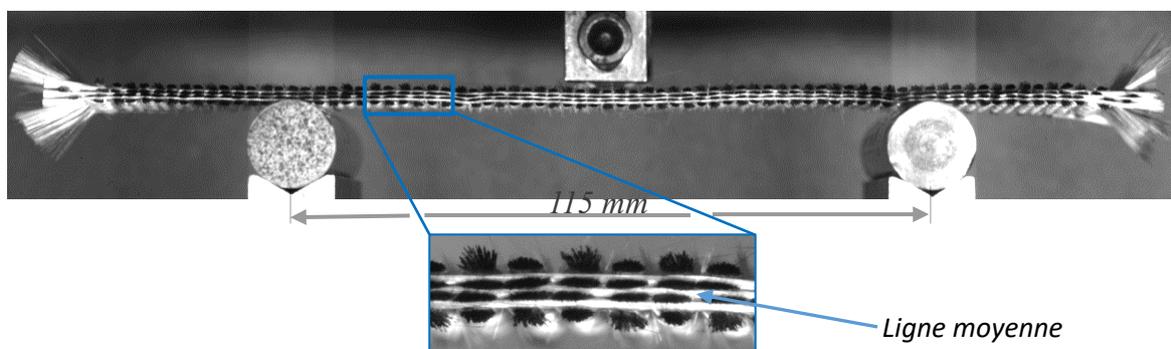
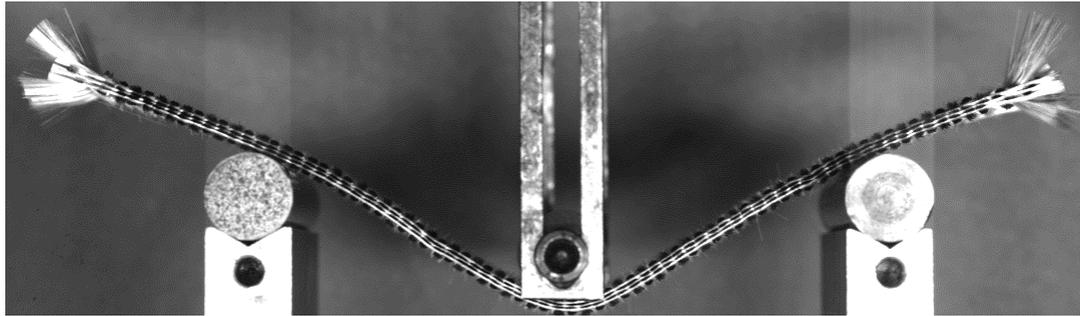


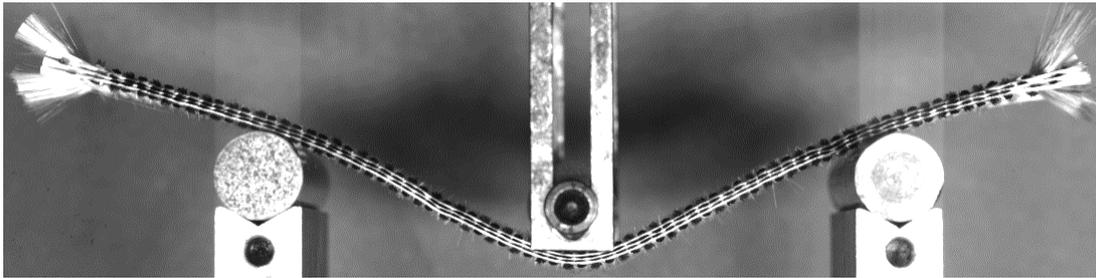
Figure 3.1 Le renfort T2 à l'instant initial

Sur la Figure 3.2, on trouve deux images parmi celles prises durant l'essai 1 sur ce renfort (détaillé dans la partie 2.2.2.b) ; la première à l'instant  $t_1$  où le déplacement au point d'application de la force atteint 30 mm (fin de la phase de charge) et la deuxième à l'instant  $t_2$  où après la phase de décharge l'effort au point d'application de la force s'annule (fin de la phase décharge).

On utilise le logiciel 'ImageJ' pour tirer de chaque image (correspondante à un instant  $t$ ) des points expérimentaux appartenant à la ligne moyenne. La Figure 3.3 montre les barres d'erreur représentant l'incertitude des coordonnées de ces points lors du traitement d'images. L'erreur ne dépasse pas 0.2 mm.



(a)

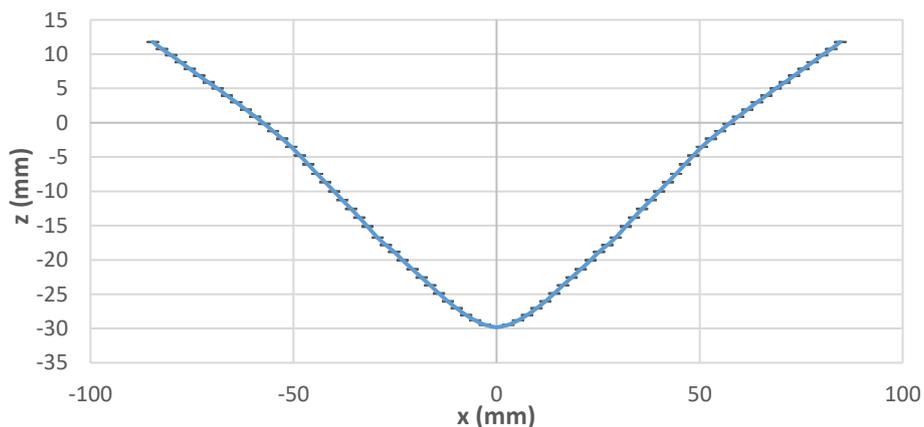


(b)

**Figure 3.2 Essai de flexion trois points sur le renfort T2 à l'instant (a)  $t_1$  (b)  $t_2$**

Ensuite, la méthode d'approximation des moindres carrées est utilisée pour trouver un polynôme dont la courbe représentative lisse ces points. Par symétrie du problème on réduit la recherche de ce polynôme à la moitié du tissu, ce qui réduit l'ordre de ce dernier. On impose que sa dérivée est nulle au point d'application de la force. Les polynômes trouvés sont souvent d'ordre 4.

La Figure 3.4 montre les points expérimentaux et la courbe d'approximation qui représente la ligne moyenne à l'instant  $t_1$  correspondant à un déplacement de 30 mm.



**Figure 3.3 Incertitude de la ligne moyenne lors du traitement d'images sur le logiciel 'Images J'**

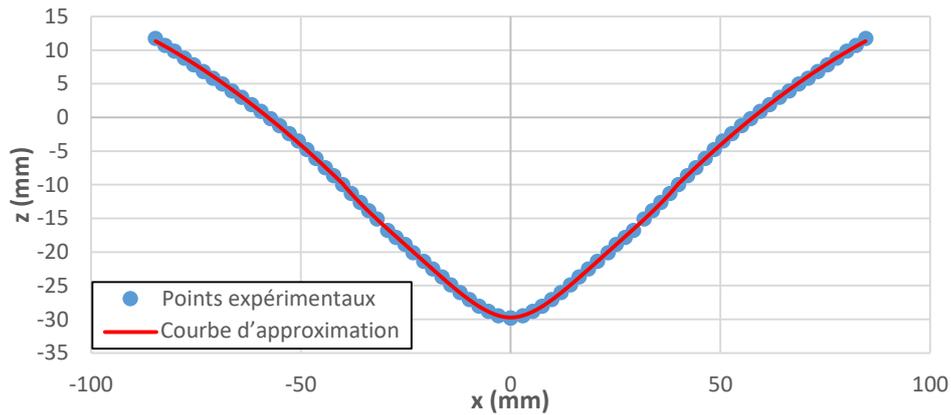


Figure 3.4 Points expérimentaux et courbe d'approximation de la ligne moyenne à l'instant  $t_1$

La courbure est calculée à partir du polynôme qui représente la ligne moyenne en utilisant la formule :

$$C(x) = \frac{z''(x)}{(1 + z'^2(x))^{\frac{3}{2}}} \quad (3.1)$$

Où  $z'$  et  $z''$  sont, respectivement, la dérivée première et la dérivée seconde de  $z$  par rapport à  $x$ .

### 3.1.1.b Calcul du moment

Le calcul du moment s'effectue sur la ligne moyenne de la configuration déformée (Figure 3.5) et sur la moitié de la géométrie (le problème est symétrie). Pour pouvoir calculer le moment de flexion en n'importe quel point du renfort, il faut commencer par trouver la direction des réactions aux appuis ainsi que l'endroit exact où il y a le contact renfort/appui à cet instant.

#### Recherche du contact renfort/appui

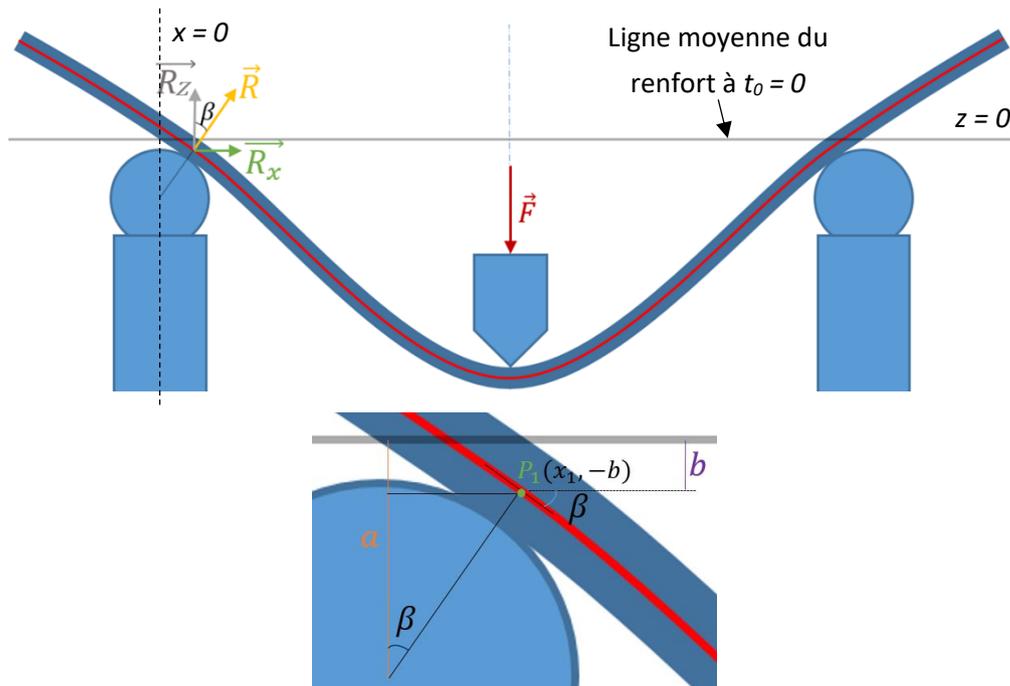


Figure 3.5 Recherche du point de contact appui-renfort et direction de la réaction à l'appui

L'axe des  $x$  passe par la ligne moyenne du renfort à l'instant initial ; l'axe des  $z$  passe par le centre du cylindre d'appui gauche ; la ligne moyenne du renfort à l'instant actuel  $t$  est la ligne rouge ;  $a$  est l'altitude du centre du cylindre d'appui ( $a = \text{rayon du cylindre d'appui} + \text{épaisseur du renfort} / 2$ ) ;  $P_1$  est le point d'intersection de la ligne moyenne du renfort avec la direction de l'appui ;  $\beta$  est l'angle entre la direction à l'appui gauche et la verticale ; Ainsi, notre but maintenant est de trouver les coordonnées du point  $P_1$  qui représente le contact appui/renfort et l'angle  $\beta$  qui donne la direction de réaction à l'appui gauche.

Les relations géométriques nous donnent :

$$\beta = -\tan^{-1}(f'(x_1)) \quad (3.2)$$

$$b = a(1 - \cos \beta) \quad (3.3)$$

$$f(x_1) = -b \quad (3.4)$$

Où  $f(x)$  est le polynôme qui décrit la ligne moyenne du renfort déterminé en utilisant la méthode décrite dans la section précédente et  $f'(x)$  est sa dérivée par rapport à  $x$ .

La résolution du système de trois équations ((3.2), (3.3) et (3.4)) à trois inconnues nous donne les valeurs de  $x_1$ ,  $b$  et  $\beta$ .

### Calcul du moment de flexion

Pour les deux tissés T2 et T3 qui nous intéressent dans ce chapitre, le renfort reste bien horizontal sur les deux appuis lorsqu'il n'est soumis à aucun chargement. Ainsi, le poids propre n'est pas assez important pour faire fléchir le renfort. Donc, pour le calcul du moment de flexion et pour la simulation de l'essai de flexion trois points (paragraphe 3.3.2), on néglige le poids propre du renfort.

Pour n'importe quel point du renfort situant sur la moitié gauche de la ligne moyenne, le moment de flexion est donné par :

$$M(x) = \begin{cases} 0 & \text{si } x < x_1 \\ -R_x(f(x) + b) + R_z(x - x_1) & \text{si } x \geq x_1 \end{cases} \quad (3.5)$$

#### 3.1.1.c Nuage de points expérimentaux moment en fonction de la courbure

Dans le but d'obtenir une relation  $M(C)$  capable de représenter le comportement irréversible du tissu, on va calculer à chaque instant  $t$  la courbure  $C$  et le moment  $M$  au point d'application de la force. On suppose que la loi du comportement est la même au niveau du n'importe quel point du tissu.

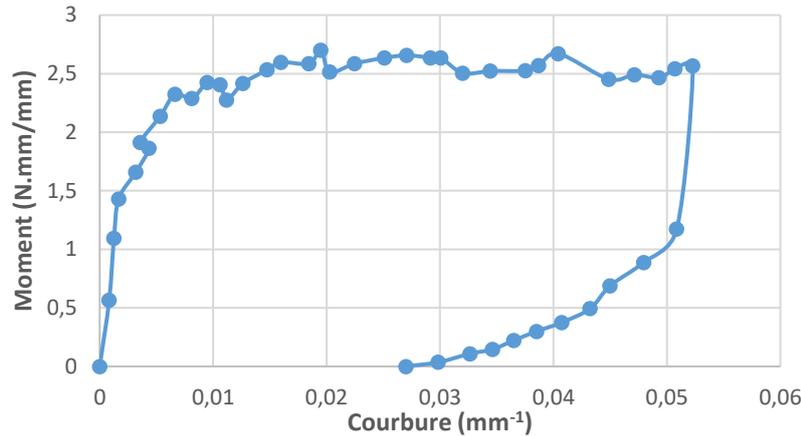


Figure 3.6 Moment en fonction de la courbure au point d'application de la force

L'évolution du moment en fonction de la courbure au point d'application de la force au cours du temps est montrée sur la Figure 3.6 où l'on distingue la phase de charge de la phase de décharge. Ces deux phases prennent des trajets différents dus au comportement dissipatif (irréversible) du renfort. Lors de ces deux phases, la rigidité évolue de manière non-linéaire.

### 3.1.1.d Modèle anélastique représentant la relation moment-courbure

Le modèle que l'on cherche doit décrire 2 phases : la première est lorsque la dérivée en fonction du temps de la courbure augmente (charge), et la deuxième lorsque la dérivée en fonction du temps de la courbure diminue (décharge). On propose de décrire la courbe de comportement par deux fonctions continues distinguant charge et décharge. Soit :

$$M(C) = \begin{cases} A \left( 1 - e^{-\frac{C}{B}} \right) & \text{si } \frac{dC}{dt} \geq 0 \\ N \cdot \log \left( 1 - \frac{C - C_r}{K} \right) & \text{si } \frac{dC}{dt} < 0 \end{cases} \quad (3.6)$$

Avec  $A$ ,  $B$ ,  $N$  et  $K$  sont des constantes identifiées sur la courbe expérimentale ;  $C_r$  est la courbure résiduelle (égale à la courbure correspondante à un moment nul sur la phase de décharge).

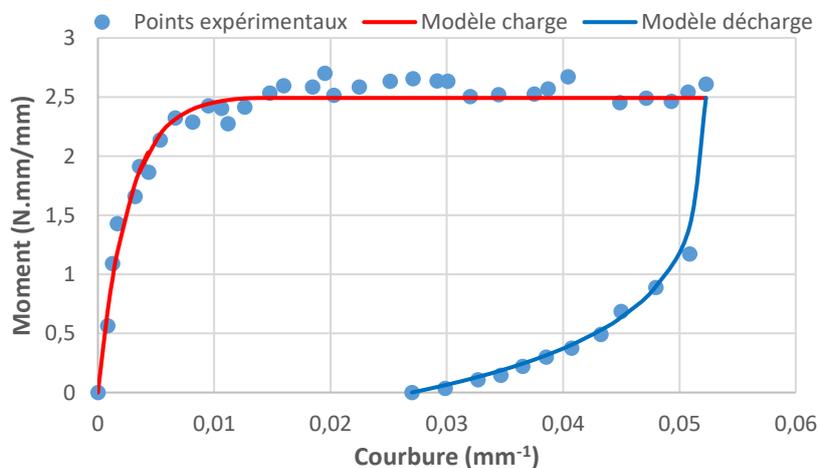


Figure 3.7 Moment en fonction de la courbure (modèle et points expérimentaux) pour une charge/décharge

Sur la Figure 3.7, on voit que le modèle utilisé représente bien les points expérimentaux. En revanche, la rigidité tangente à la fin de la phase de charge tend vers zéro et la rigidité tangente au début de la phase de décharge tend vers l'infini. Cela peut mener à des problèmes numériques si on l'implémente dans notre code élément fini. D'où l'intérêt de faire des modifications sur le modèle. Soit :

$$M(C) = \begin{cases} \begin{cases} A \left(1 - e^{-\frac{C}{B}}\right) & \text{si } C \leq C_0 \\ a_0 C + b_0 & \text{si } C > C_0 \end{cases} & \text{si } \frac{dC}{dt} \geq 0 \\ \begin{cases} N \log\left(1 - \frac{C - C_r}{K}\right) & \text{si } C \leq C_r + 0.8 (C_{max} - C_r) \\ a_1 C + b_1 & \text{si } C > C_r + 0.8 (C_{max} - C_r) \end{cases} & \text{si } \frac{dC}{dt} < 0 \end{cases} \quad (3.7)$$

Donc pour la phase de charge et pour  $C > C_0 = 0.015 \text{ mm}^{-1}$ , l'évolution du moment en fonction de la courbure devient linéaire ( $M(C) = a_0 C + b_0$ ) avec  $a_0$  la rigidité tangente différente de zéro ;  $b_0$  est choisi de manière à assurer la continuité entre les deux équations décrivant la phase de charge. Idem pour le début de la phase de décharge :  $M(C) = a_1 C + b_1$  ;  $a_1$  et  $b_1$  sont choisis de façon à assurer la continuité entre la fin de la phase de charge et le début de la phase de décharge d'une part et entre les deux équations décrivant la phase de décharge d'autre part.  $C_{max}$  est la courbure à la fin de la phase de charge et au début de la phase de décharge.

La Figure 3.8 montre le modèle pour  $A = 2,51 \text{ N.mm/mm}$  ;  $B = 0,003 \text{ mm}^{-1}$  ;  $a_0 = 3 \text{ N.mm}$  ;  $K = 0,25663 \text{ mm}^{-1}$  ; et  $N = -0,527 \text{ N.mm/mm}$ .

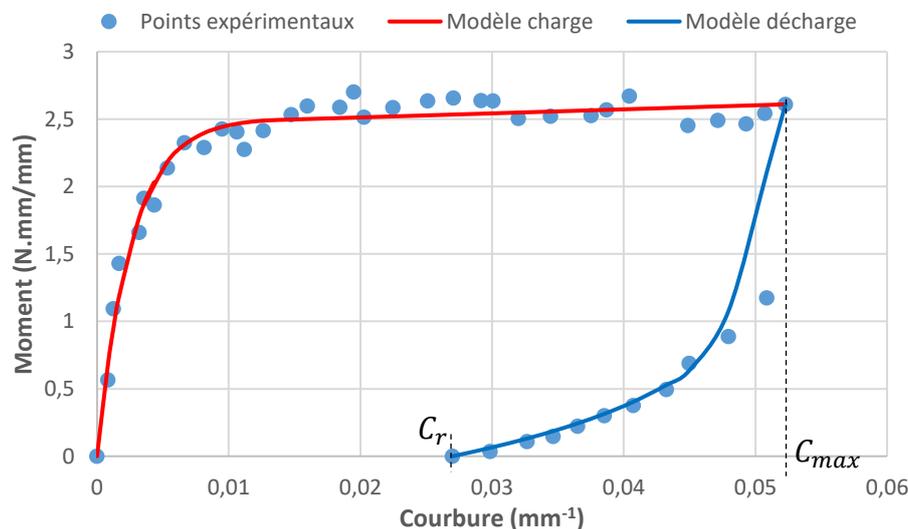


Figure 3.8 Moment en fonction de la courbure (modèle modifié et points expérimentaux) pour une charge/décharge

Les paramètres  $C_r$ ,  $K$  et  $N$  qui déterminent la forme de la relation  $M(C)$  durant la phase de décharge ne sont pas les mêmes pour n'importe quel chemin de décharge. Si la valeur de la charge maximale  $C_{max}$  change, les valeurs de ces trois paramètres changent également, car le chemin de décharge sera différent.

Afin de trouver un modèle capable de décrire le chemin de retour quel que soit l'instant où la décharge commence, on va regarder comment ces paramètres évoluent pour différentes valeurs de  $C_{max}$ . Donc on va chercher les valeurs des paramètres  $C_r$ ,  $K$  et  $N$  correspondant aux différents chemins de retour de l'essai 2 (Figure 3.9).

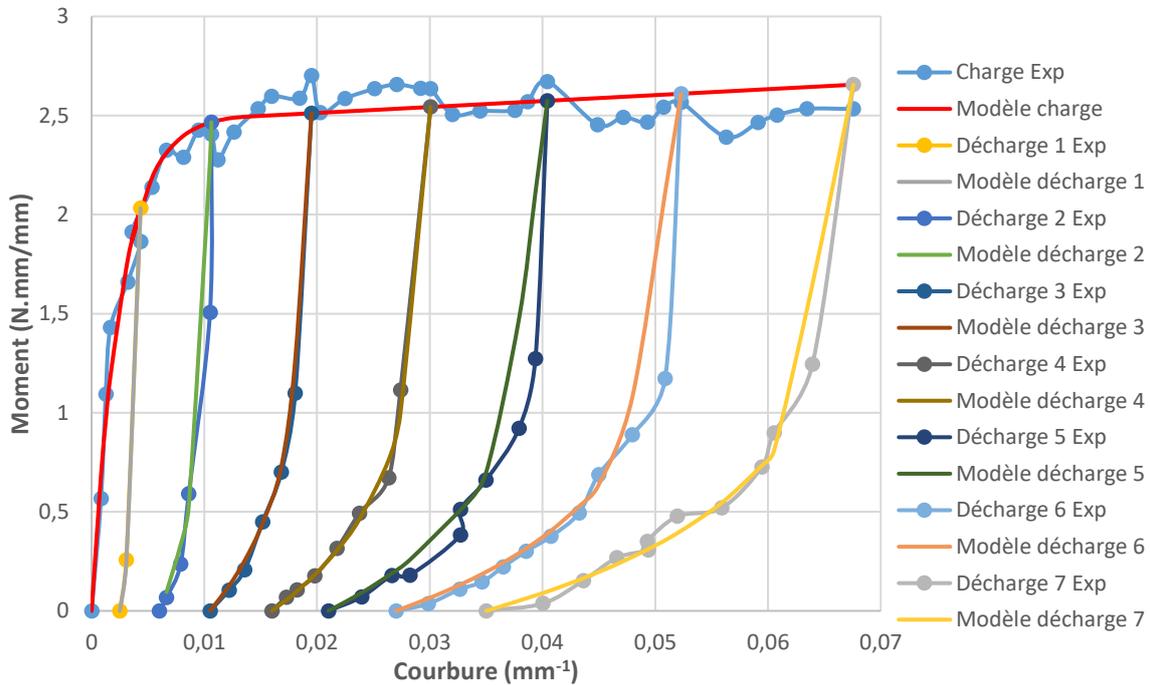


Figure 3.9 Moment en fonction de la courbure pour plusieurs décharges

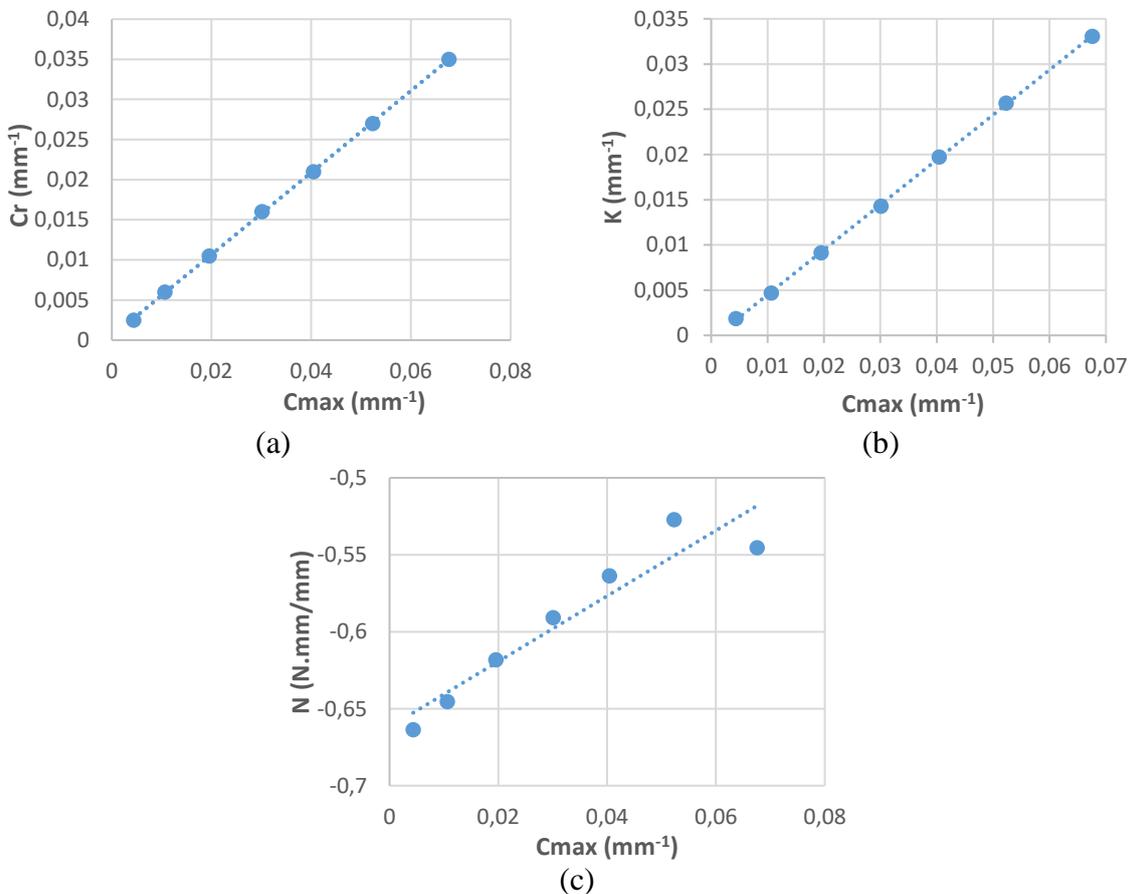


Figure 3.10  $C_r$ ,  $K$  et  $N$  expérimentaux en fonction du  $C_{max}$  (les gros points) ; Les pointillés représentent les approximations linéaires de ces différentes relations

La Figure 3.10 montre que les trois paramètres qui déterminent la forme de la relation  $M(C)$  durant la phase de décharge évoluent d'une façon quasi-linéaire avec la valeur de  $C_{max}$ . L'utilisation de ces relations permet à notre modèle de prédire le chemin de décharge pour toutes les valeurs  $C_{max}$ .

Si on a plusieurs charges/décharges (Figure 3.11), la relation analytique  $M(C)$  pour la première phase de charge est décrite dans l'équation (3.7). Cette relation est modifiée pour la  $i$ -ème phase de charge tel que :

$$M(C) = \begin{cases} (A - M_{min\_i}) \left( 1 - e^{-\frac{C-C_{min}}{B_i}} \right) + M_{min\_i} & \text{si } C \leq C_0 + C_{min\_i} \\ a_0 \cdot C + b_{0\_i} & \text{si } C > C_0 + C_{min\_i} \end{cases} \quad \text{si } \frac{dC}{dt} \geq 0 \quad (3.8)$$

Avec  $C_{min\_i}$  et  $M_{min\_i}$  respectivement la courbure et le moment au début de la  $i$ -ème phase de charge ;  $b_{0\_i}$  est choisi d'une manière à assurer la continuité entre les deux équations décrivant la  $i$ -ème phase de charge et  $B_i$  est la valeur à jour de  $B$ .

Dans l'équation (3.7),  $B$  représente la valeur de la courbure à laquelle correspond une valeur du moment égale à  $0.63A$  (si on remplace dans l'équation (3.7)  $C$  par  $B$ , on obtient  $M = 0.63A$ ). Ainsi,  $B$  reflète la vitesse de l'évolution du moment en fonction de la courbure ; plus  $B$  est grande, moins l'évolution est rapide. Si on compare la vitesse de l'évolution  $M(C)$  expérimentale entre la première et la dernière phase de charge (Figure 3.12), on trouve qu'elle a tendance à diminuer et ainsi la valeur de  $B$  augmente. C'est pour cela qu'on met à jour la valeur de  $B$  tel que :

$$B_i = \alpha B_{i-1} \quad (3.9)$$

Avec  $\alpha \geq 1$ .

### 3.1.1.e Comparaison entre résultat expérimental et résultat analytique

Le modèle trouvé est ainsi implémenté dans le logiciel 'Matlab'. Le script prend comme variable d'entrée un vecteur contenant l'évolution de la courbure en fonction du temps, et il donne comme variable de sortie un tableau contenant les moments de flexion correspondant à chaque courbure.

Pour comparer la relation  $M(C)$  expérimental et analytique, le vecteur d'entrée va être l'évolution de la courbure en fonction du temps obtenue expérimentalement (Figure 3.11). Pour chaque valeur de la courbure correspondante à un instant  $t$ , le programme va tester si la courbure a augmenté ou diminué en comparant la courbure à l'instant  $t$  avec la courbure à l'instant  $t-1$  pour savoir si c'est une phase de charge ou décharge. Au début de chaque phase de décharge,

$C_{\max_i}$  prend la valeur de la courbure à l'instant  $t-I$ . Et ensuite les paramètres décrivant la phase de décharge seront calculés en fonction de  $C_{\max_i}$  en utilisant les relations de la Figure 3.10. Pour l'équation (3.9) on prend  $\alpha = 1,25$ .

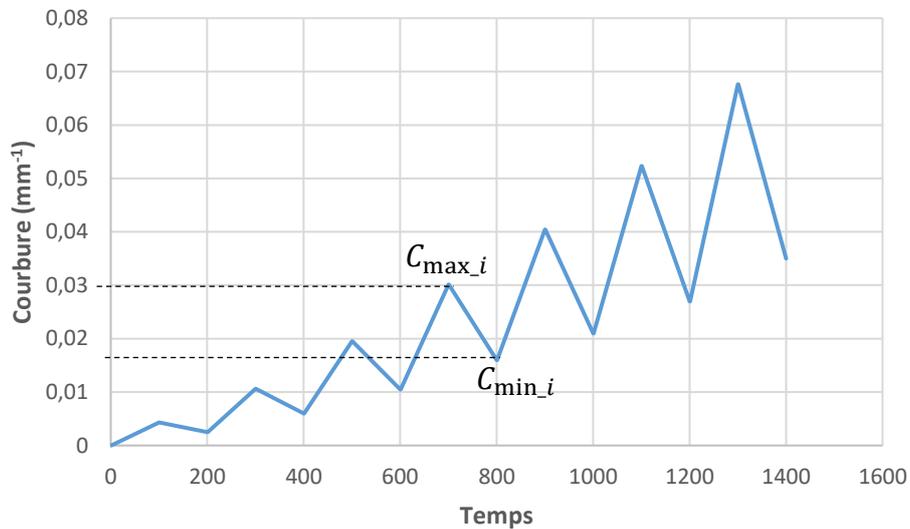


Figure 3.11 Evolution de la courbure en fonction du temps de l'essai 2

Sur la Figure 3.12 on trouve la superposition des relations  $M(C)$  obtenues expérimentalement et analytiquement pour plusieurs charges/décharges.

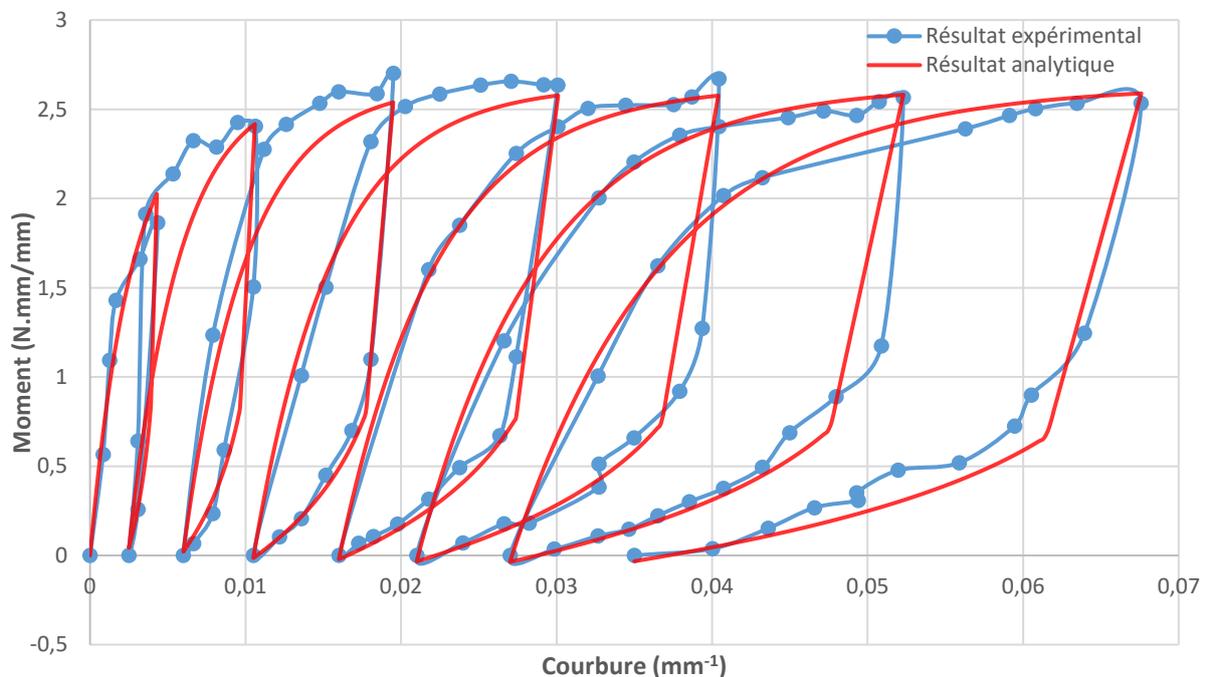


Figure 3.12 Comparaison  $M(C)$  expérimental et analytique pour plusieurs charge/décharge

### 3.1.2 Relation $M(C)$ pour le renfort T3

Avec la même méthodologie décrite dans la partie précédente (3.1.1) on trouve sur la Figure 3.13 le nuage des points expérimentaux  $M(C)$  ainsi que le modèle pour la charge/décharge de l'essai 4 effectué sur le renfort T3 (détaillé dans la partie 2.2.2.c). Les valeurs des différents paramètres sont :  $A = 0,32$  ;  $B = 0,015$  ;  $N = -0,55$  ;  $K = 0,14481$  ;  $a_0 = 0,4$  et  $C_0 = 0,015$ .

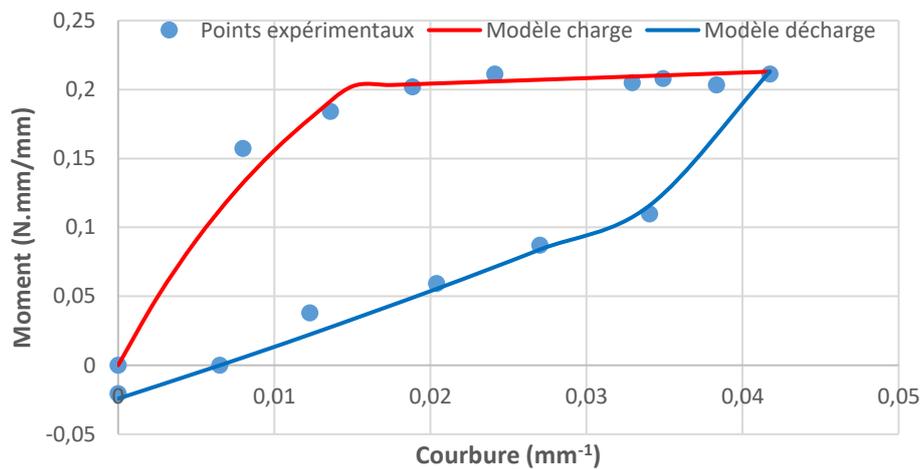


Figure 3.13 Moment en fonction de la courbure (modèle et points expérimentaux) pour une charge/décharge pour le renfort T3

## 3.2 Modèle anélastique en cisaillement plan

Dans cette partie nous cherchons un modèle anélastique capable de représenter la relation de comportement entre le couple surfacique de cisaillement et l'angle de cisaillement  $C(\gamma)$  d'un renfort fibreux. Dans ce but, on va exploiter les résultats de *Bias-Extension-Test* décrits dans le chapitre 2 pour passer d'une relation entre la force et le déplacement à une relation entre le couple  $C$  et l'angle de cisaillement  $\gamma$ .

La méthode expliquée dans la partie 1.3.3.c du chapitre 1, permet le passage de la relation  $F(d)$  à la relation  $C(\gamma)$  pour le *Bias-Extension-Test* dans les hypothèses de non glissement des mèches au niveau des intersections et d'inextensibilité des mèches. Cette méthode donne une équation faisant intervenir le couple surfacique dans les parties cisailées et dans les parties demi-cisailées (équation (1.7)) ; la résolution de cette équation est par une méthode séquentielle supposant connu le couple pour un demi-angle de cisaillement. L'initiation de l'algorithme est en supposant la linéarité du couple surfacique pour les petits angles de cisaillement.

En revanche, pour la phase de décharge, cette méthode permettant de retrouver le couple en fonction de l'angle de cisaillement ne fonctionne plus : en effet on repart au début de la décharge d'une situation où l'angle de cisaillement est important dans les zones cisailées et

ainsi les suppositions utilisées précédemment pour initier l'algorithme pour la phase de charge ne sont plus valables pour la phase de décharge. Ainsi cette méthode sera utilisée pour obtenir la relation  $C(\gamma)$  juste pour la phase de charge. La méthode utilisée pour obtenir la relation  $C(\gamma)$  pour la phase de décharge est décrite dans la partie 3.2.1.b.

Dans la suite, on écrit la relation  $C(\gamma)$  sous la forme :

$$C(\gamma) = \begin{cases} K_1\gamma + K_3\gamma^3 + K_5\gamma^5 & \text{si } \frac{d\gamma}{dt} \geq 0 \\ \begin{cases} b_0 + b_1 \cdot \gamma & \text{si } \gamma \leq \gamma_r \\ a_0 + a_1 \cdot \gamma + a_2 \cdot \gamma^2 & \text{si } \gamma > \gamma_r \end{cases} & \text{si } \frac{d\gamma}{dt} < 0 \end{cases} \quad (3.10)$$

$K_1$ ,  $K_3$ , et  $K_5$  sont des paramètres qui décrivent la forme de la phase de charge ;  $\gamma_r$  est l'angle de cisaillement résiduel (égal à l'angle de cisaillement correspondant à un couple nul sur la phase de décharge) dans la zone centrale cisailée ;  $a_0$ ,  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $b_0$  et  $b_1$  sont des paramètres qui décrivent la phase de décharge et qui dépendent de l'angle ( $\gamma_{max}$ ) et du couple ( $C_{max}$ ) du cisaillement à la fin de la phase de charge (Figure 3.15 - b).

### 3.2.1 Relation $C(\gamma)$ pour le renfort T2

#### 3.2.1.a Relation $C(\gamma)$ pour la phase de charge

L'application de la méthode expliquée dans la partie 1.3.3.c du chapitre 1 sur les résultats de l'essai de *Bias-Extension-Test* effectué sur le renfort T2 (section 2.3.2.b du chapitre 2) permet d'obtenir pour la phase de charge les points expérimentaux de la Figure 3.14. On voit également sur cette figure le modèle décrivant la relation  $C(\gamma)$  pour la phase de charge. Les paramètres  $K_1$ ,  $K_3$ , et  $K_5$  de l'équation (3.10) sont choisis d'une façon à avoir le minimum d'erreur avec les points expérimentaux.

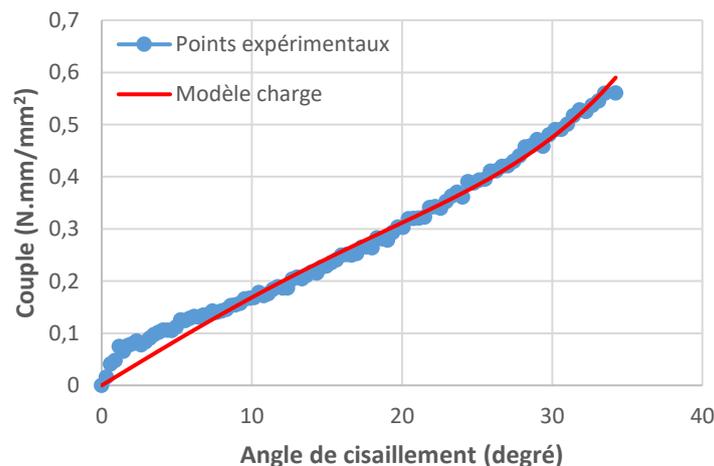


Figure 3.14 Relation  $C(\gamma)$  pour la phase de charge du renfort T2

### 3.2.1.b Relation $C(\gamma)$ pour la phase de décharge

Pour déterminer la relation  $C(\gamma)$  pour la phase de décharge, il faut déterminer les paramètres  $a_0, a_1, a_2, b_0$  et  $b_1$  de l'équation (3.10) qui décrivent cette phase. Ainsi, on cherche cinq équations qui lient ces paramètres qui sont des inconnus :

Pour  $\gamma \leq \gamma_r$ , la courbe passe par les points  $(0 ; C_r)$  et  $(\gamma_r ; 0)$  ;

Pour  $\gamma > \gamma_r$ , la courbe passe par les points  $(\gamma_r ; 0)$  et  $(\gamma_{max} ; C_{max})$ .

Pour  $\gamma = \gamma_r$ , la phase de décharge ne doit pas contenir un point anguleux donc :

$$\frac{dC}{d\gamma}(\gamma = \gamma_r^-) = \frac{dC}{d\gamma}(\gamma = \gamma_r^+) \quad (3.11)$$

Toutefois, on ne connaît pas les valeurs de  $\gamma_r$  et  $C_r$ . Pour les calculer, on suppose que :

$$\frac{\gamma_r}{\gamma_{max}} = \frac{d_r}{d_{max}} = \alpha = cte \quad (3.12)$$

$$\frac{C_r}{C_{max}} = \frac{F_r}{F_{max}} = \beta = cte \quad (3.13)$$

Avec  $d_r, F_r, d_{max}$  et  $F_{max}$  sont respectivement le déplacement résiduel, l'effort résiduel, le déplacement à la fin de la phase de charge et l'effort à la fin de la phase de charge (Figure 3.15 - a). Ainsi avec ces cinq équations on constitue le système suivant à résoudre :

$$\begin{pmatrix} 0 & 1 & 2\gamma_r & 0 & -1 \\ 1 & \gamma_{max} & \gamma_{max}^2 & 0 & 0 \\ 1 & \gamma_r & \gamma_r^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & \gamma_r \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \\ b_0 \\ b_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ C_{max} \\ 0 \\ 0 \\ C_r \end{pmatrix} \quad (3.14)$$

La résolution de ce système mène à trouver la relation  $C(\gamma)$  durant la phase de décharge qu'on voit sur la Figure 3.15 – b pour l'essai de *Bias-Extension-test* effectué sur le renfort T2.

Pour vérifier si les suppositions (3.12) et (3.13) sont valides, on implémente ce modèle irréversible en cisaillement dans notre code éléments finis '*PlasFib*' et on compare dans le paragraphe 3.3 les résultats obtenus par expérimentation et par simulation.

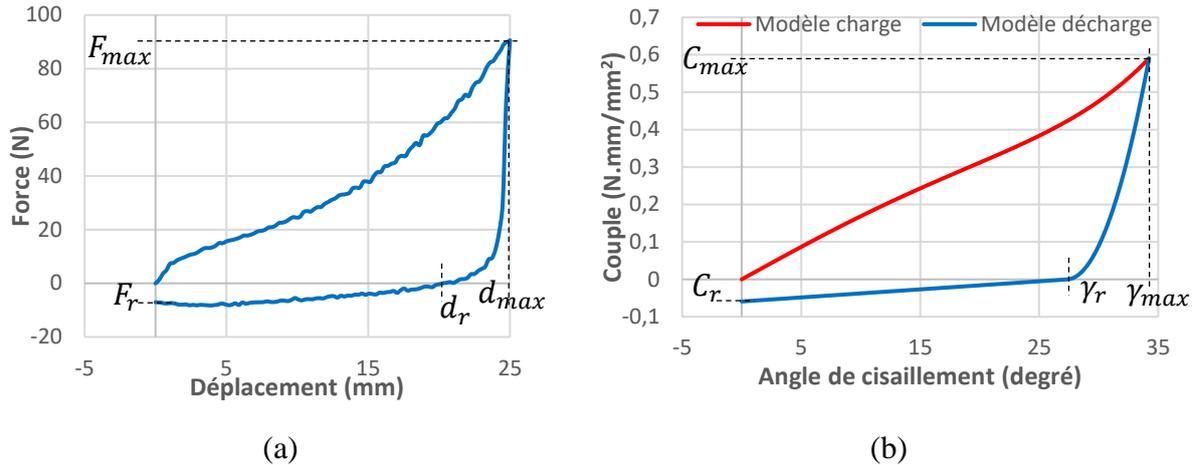


Figure 3.15 (a) Courbe force-déplacement expérimentale (b) Courbe couple-angle obtenue par l'utilisation du modèle irréversible pour l'essai de Bias-extension-test sur le renfort T2

### 3.2.2 Relation $C(\gamma)$ pour le renfort T3

#### 3.2.2.a Relation $C(\gamma)$ pour la phase de charge

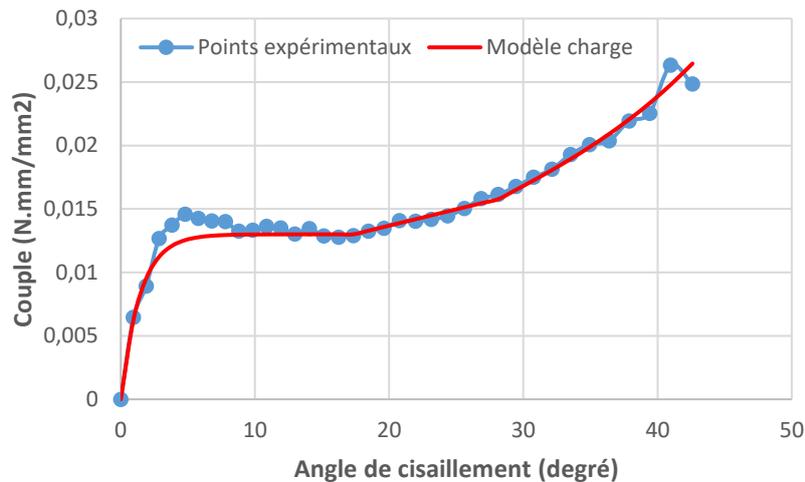


Figure 3.16 Relation  $C(\gamma)$  pour la phase de charge du renfort T3

Avec la méthodologie décrite dans la partie (3.2.1.a) on trouve sur la Figure 3.16 le nuage des points expérimentaux  $C(\gamma)$  ainsi que le modèle pour la phase de charge de l'essai de *Bias-Extension-test* effectué sur le renfort T3 (l'essai est expliqué dans la section 2.3.2.c).

La relation  $C(\gamma)$  expérimentale montre que la rigidité du tissu est importante pour des petits angles de cisaillement ( $<5^\circ$ ), cette rigidité supplémentaire provient de l'ensimage des mèches : quand le tissu est sollicité, cet ensimage agit comme une matrice, qui résiste au départ avant de céder. À partir de  $20^\circ$  la rigidité augmente quasi-linéairement avec l'angle de cisaillement. Cette

augmentation est due à la compression transverse des mèches lorsque les celles-ci se bloquent en rotation.

### 3.2.2.b Relation $C(\gamma)$ pour la phase de décharge

Avec la méthodologie décrite dans la partie (3.2.1.b) on trouve sur la Figure 3.17 le modèle de comportement irréversible décrivant la relation entre le couple et l'angle de cisaillement pour l'essai de *Bias-Extension-Test* effectué sur le renfort T3.

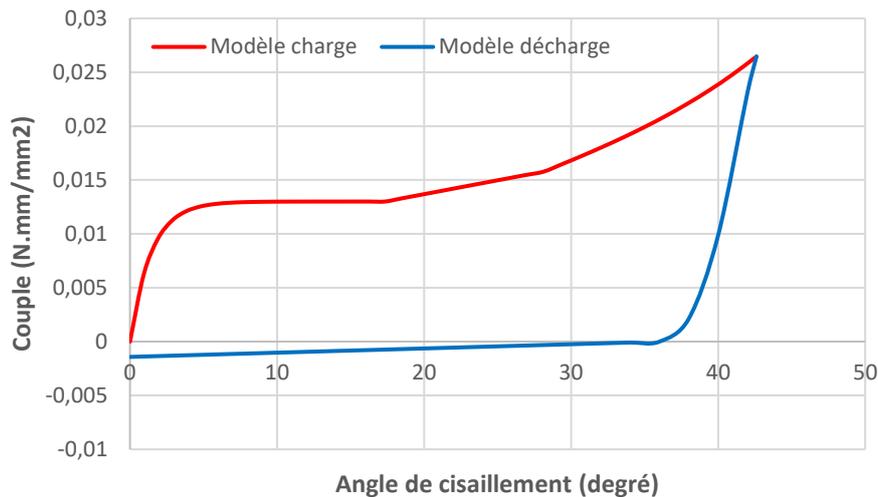


Figure 3.17 Modèle de comportement irréversible  $C(\gamma)$  pour l'essai de Bias-Extension-Test sur le renfort T3

## 3.3 Comparaison simulation-expérimentation des essais d'identifications

### 3.3.1 Implémentation des modèles irréversibles dans 'PlasFib'

Le modèle obtenu précédemment est implémenté dans le code éléments finis *PlasFib* afin de réaliser des simulations de mise en forme. Le schéma temporel (dynamique explicite) utilisé dans ce code nous contraint à apporter quelques modifications au modèle présenté pour s'adapter aux oscillations numériques. Par exemple, si l'évolution de la courbure par rapport au temps a théoriquement l'allure montrée sur la Figure 3.18 – b, on va avoir numériquement une évolution qui a plutôt la forme de la courbe (a) sur la Figure 3.18.

L'utilisation du modèle irréversible en flexion correspondant au renfort T2 pour trouver la relation  $M(C)$  correspondante à l'évolution de la Figure 3.18 – a va donner la relation qu'on trouve sur la Figure 3.19 – a. La relation obtenue ne décrit pas vraiment le comportement en flexion de ce renfort. Cela est dû aux oscillations numériques qui sont prises par le test de l'algorithme comme un passage d'une phase de charge à une phase de décharge ou l'inverse.

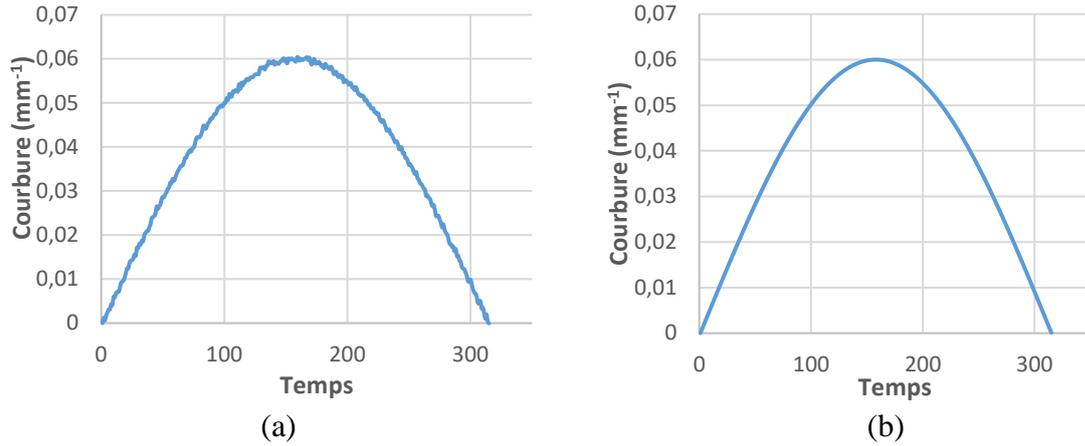


Figure 3.18 Courbure en fonction du temps (a) numérique (b) théorique

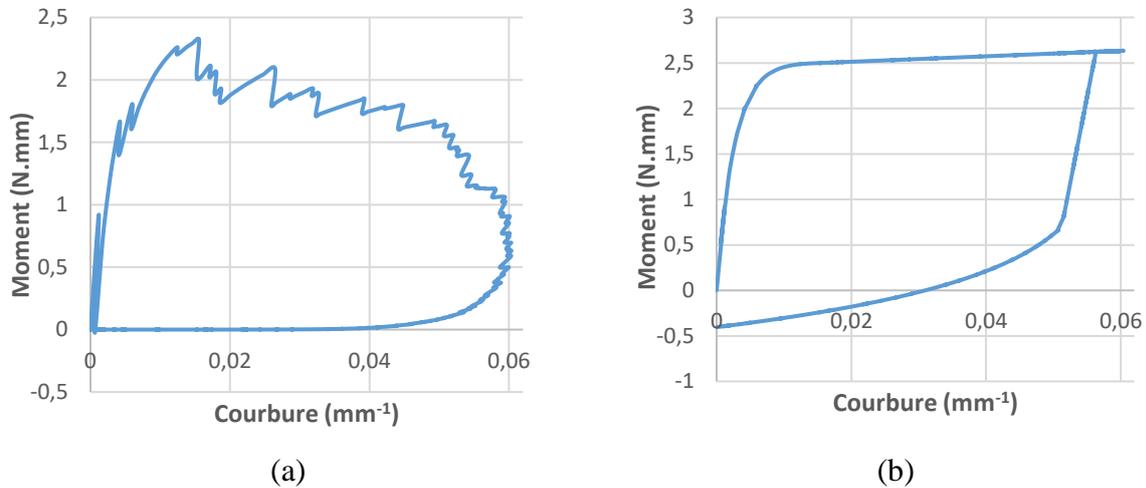


Figure 3.19 Moment en fonction de la courbure (a) sans modification (b) avec modification

Pour le cas d'évolution  $C(t)$  de la Figure 3.18 – b, le début de la phase de décharge est capté lorsque  $C_t - C_{t-1} < 0$ . Toutefois, ce test ne peut pas être utilisé pour le cas d'évolution de la Figure 3.18 – a car il y a de petites diminutions et augmentations de la courbure qui sont liées à la présence du bruit et qui vont être prises comme passage d'une phase à une autre (de charge à décharge ou de décharge à charge). C'est à cause de cela que la relation  $M(C)$  de la Figure 3.19 – a n'est pas bonne. Le test de l'algorithme numérique est donc modifié tel que :

$$C_t - C_{t-m} < -\varepsilon \quad (3.15)$$

pour passer d'une phase de charge à une phase de décharge et

$$C_t - C_{t-m} > \varepsilon \quad (3.16)$$

pour passer d'une phase de décharge à une phase de charge.

Pour finir le test n'est pas effectué à chaque incrément de temps, mais seulement chaque  $m$  points. Soit  $n/m$  fois si le calcul comporte  $n$  incréments. Dans les simulations effectuées dans ce travail, le rapport  $n/m$  est souvent 100 ;  $\varepsilon$  est un ordre de grandeur de l'amplitude du bruit.

La relation  $M(C)$  correspondant à l'évolution de la Figure 3.18 – a en utilisant le nouveau test de changement de signe de variation de la courbure est sur la Figure 3.19 – b.

Dans le cas d'une courbure négative, la valeur du moment est donnée par  $-M(|C|)$  afin d'obtenir un modèle impair. De plus le test de sens de variation de la courbure est effectué sur la valeur absolue de la courbure. Idem pour le comportement irréversible en cisaillement.

### 3.3.2 Essai de flexion trois points

#### 3.3.2.a Renfort T2

Pour l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T2 (section 2.2.2.b), le cylindre impose un déplacement de  $30\text{ mm}$  pour la phase de charge, puis il relâche le tissu et ainsi la phase de décharge se termine lorsque l'effort s'annule au point d'application de la force.

La simulation de cet essai (avec la même géométrie du tissu et des outils) et avec le modèle de comportement irréversible en flexion donne les résultats des figures 3.20, 3.21 et 3.22.

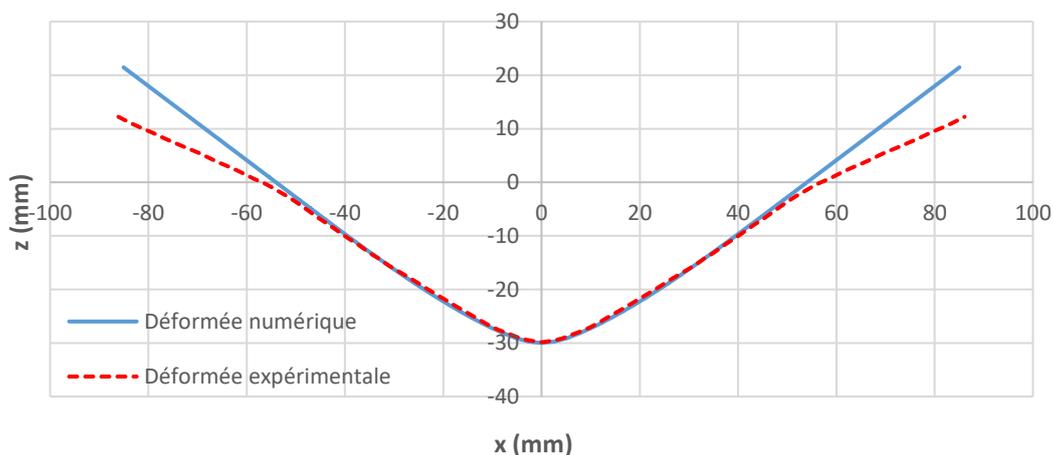


Figure 3.20 Déformées numérique et expérimentale à la fin de la phase de charge de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T2

À la fin de la phase de charge, on voit sur la Figure 3.20 la superposition des lignes moyennes des déformées obtenues par simulation et par expérimentation : le résultat est cohérent entre les appuis ; à l'extérieur des appuis, on constate que la déformée expérimentale est plus basse que celle obtenue par simulation.

Si pour la phase de charge le poinçon impose le déplacement du renfort au point d'application de la force, ce n'est pas le cas après le relâchement du poinçon où le renfort est libre d'avoir une déformation résiduelle. La Figure 3.21 montre que le déplacement résiduel obtenu par simulation est cohérent avec celui obtenu par expérimentation ; la forme de la déformée est également cohérente entre les appuis.

Le renfort reviendrait à la configuration initiale (plat et horizontal) si la simulation était faite avec un modèle de comportement réversible en flexion. D'où l'intérêt de l'utilisation de ce modèle irréversible qui prédit le retour non élastique du renfort.

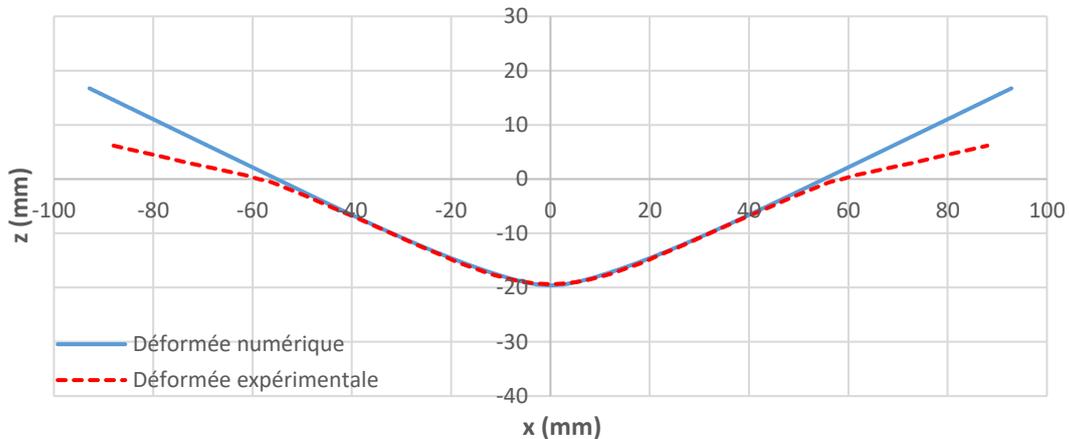


Figure 3.21 Déformées numérique et expérimentale à la fin de la phase de décharge de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T2

Sur la Figure 3.22 on trouve que la relation entre l'effort et le déplacement au point d'application de la force obtenue par simulation est cohérente avec celle obtenue par expérimentation.

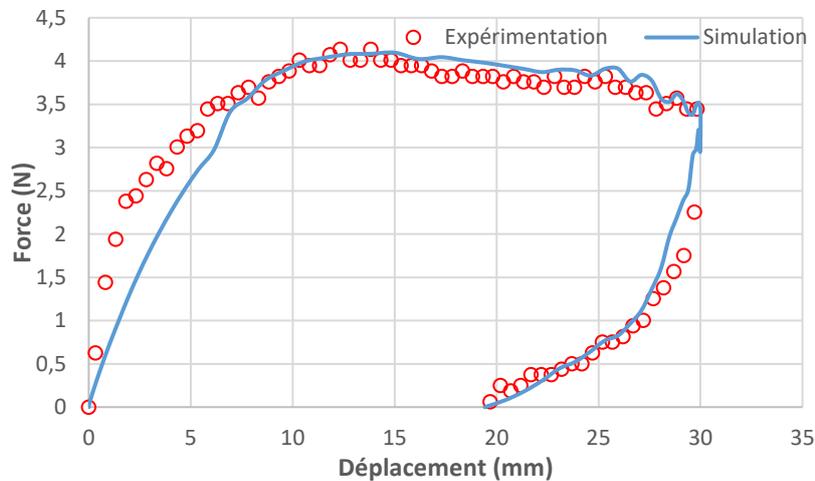
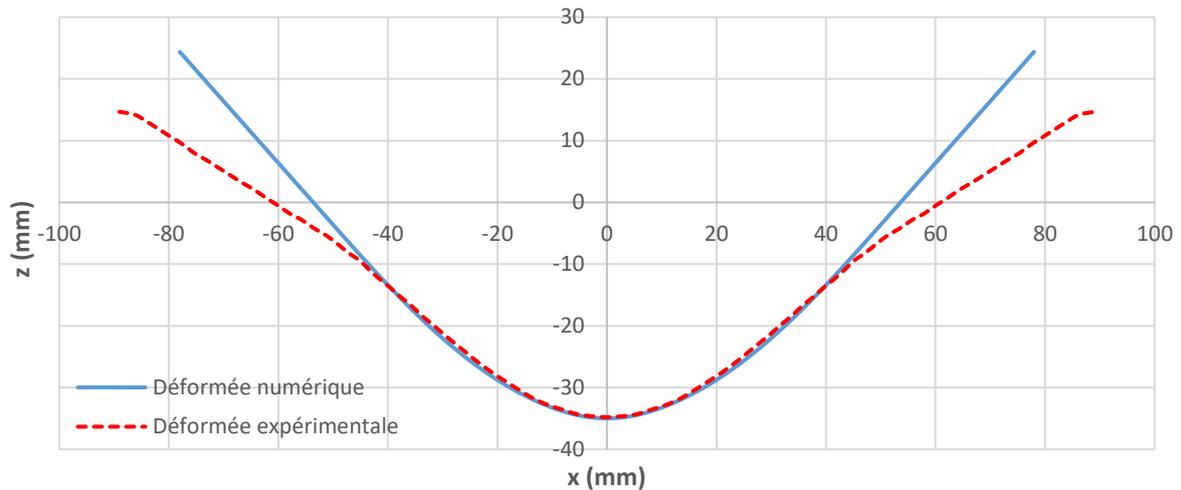


Figure 3.22  $F(d)$  obtenues par simulation et par expérimentation de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T2

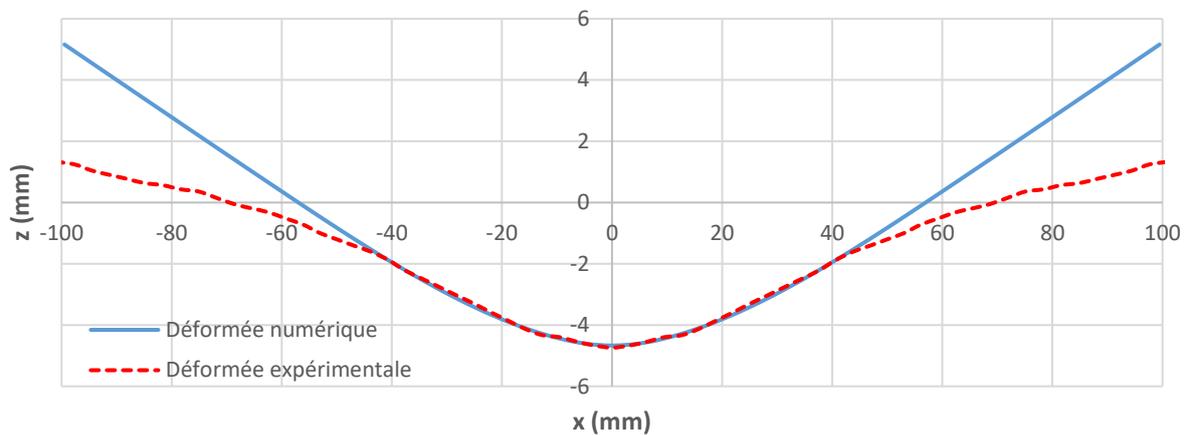
Donc le modèle irréversible en flexion implémenté dans le code éléments finis *PlasFib* est validé.

### 3.3.2.b Renfort T3

La simulation de l'essai 1 de flexion trois points effectué sur le renfort T3 (section 2.2.2.c) donne les résultats présentés sur les figures 3.23, 3.24 et 3.25.



**Figure 3.23 Déformées numérique et expérimentale à la fin de la phase de charge de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T3**



**Figure 3.24 Déformées numérique et expérimentale à la fin de la phase de décharge de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T3**

La déformée obtenue par simulation est cohérente avec celle obtenue par expérimentation entre les appuis à la fin de la phase de charge (Figure 3.23) et à la fin de la phase de décharge (Figure 3.24). Nous constatons que les déformées expérimentales sont plus basses que celles obtenues par simulations à l'extérieur des appuis.

Sur la Figure 3.25, on voit également que le modèle anélastique produit une bonne estimation des efforts de la machine en fonction du déplacement de l'appui central.

Le modèle irréversible en flexion implémenté dans le code éléments finis *PlasFib* est ainsi validé sur les deux renforts T2 et T3.

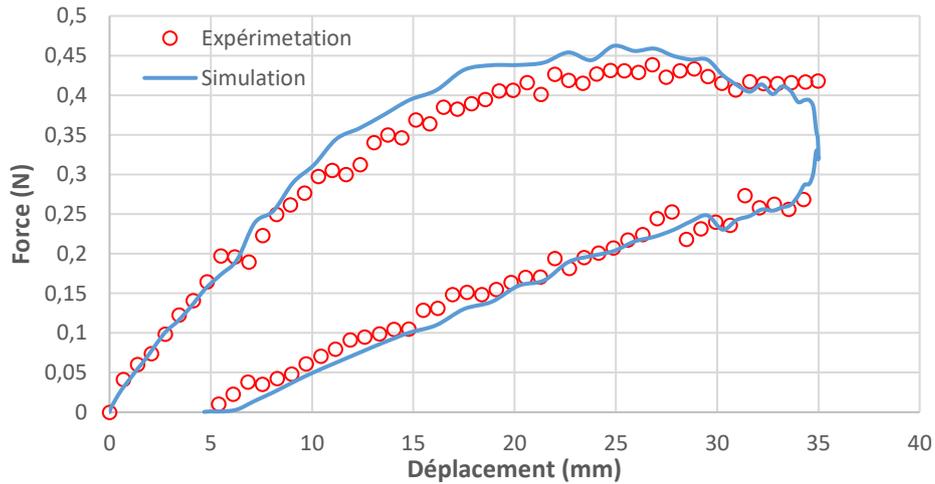


Figure 3.25  $F(d)$  obtenues par simulation et par expérimentation de l'essai 1 de flexion trois points sur le renfort T3

### 3.3.3 Bias-extension-test

#### 3.3.3.a Renfort T2

La simulation de l'essai de *Bias-Extension-test* effectué sur le renfort T2 (section 2.3.2.b) donne la courbe décrivant l'évolution de la force en fonction du temps  $F(d)$  montrée sur la Figure 3.26. La relation  $F(d)$  obtenue par simulation est cohérente avec celle obtenue par expérimentation pour la charge et la décharge. Par contre, pour le début de la phase de décharge, la force diminue plus rapidement expérimentalement que numériquement, cela est dû au choix du modèle irréversible qui décrit la relation  $C(\gamma)$  pour le début de la phase de décharge où la rigidité tangente ne tend pas vers l'infini afin de contourner des problèmes numériques.

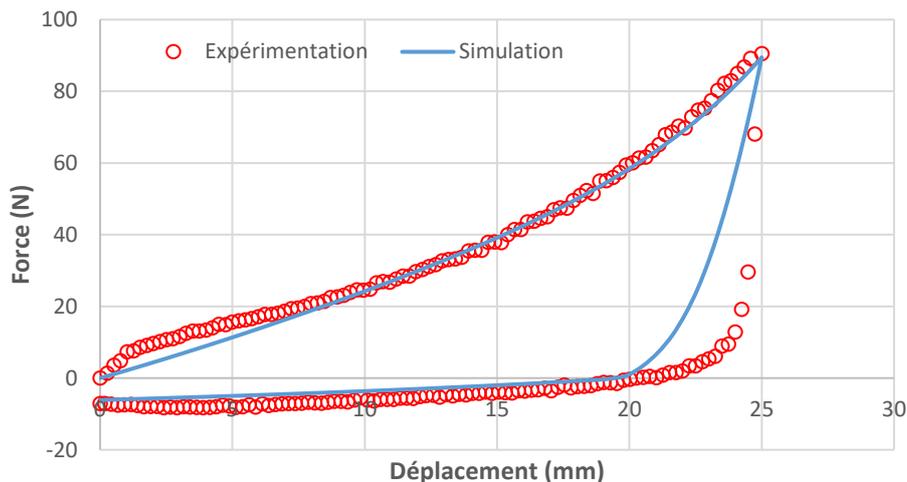


Figure 3.26  $F(d)$  obtenues par simulation et par expérimentation de l'essai de Bias-Extension-Test sur le renfort T2

### 3.3.3.b Renfort T3

La simulation de l'essai de *Bias-Extension-Test* effectué sur le renfort T3 (section 2.3.2.c) donne la courbe  $F(d)$  présentée sur la Figure 3.27. La relation  $F(d)$  obtenue par simulation est cohérente avec celle obtenue par expérimentation pour la charge et la décharge.

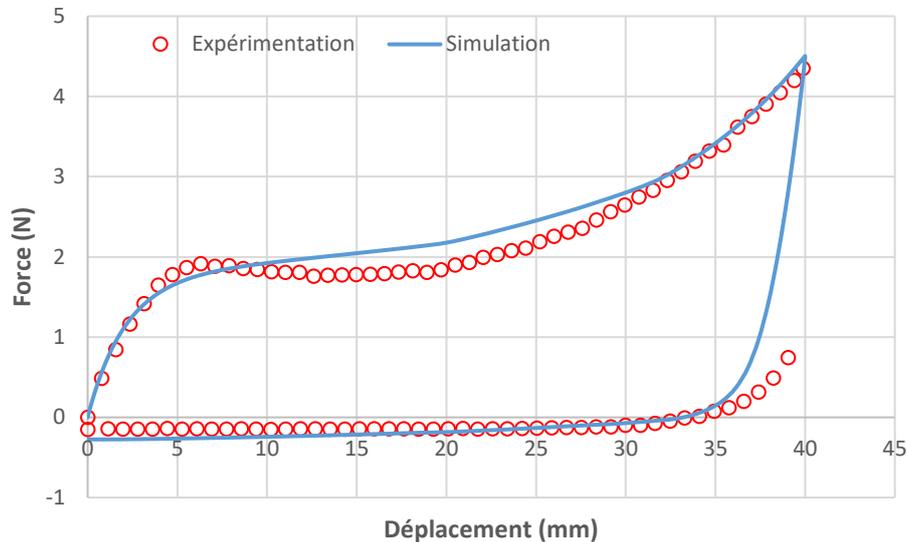


Figure 3.27  $F(d)$  obtenues par simulation et par expérimentation de l'essai de Bias-Extension-test sur le renfort T3

Ainsi, le modèle irréversible en cisaillement implémenté dans le code éléments finis *PlasFib* donne une bonne estimation des relations force-déplacement des essais de Bias-Extension-Test sur les renforts T2 et T3.

### 3.3.3.c Flambement durant la phase de décharge

Sur la Figure 3.28, on voit une vue de profil et une vue de face du renfort T3 à la fin du cycle de charge-décharge lors du *Bias-Extension-Test* ; on rappelle que la décharge ici est à déplacement nul. On remarque la formation d'un pli hors plan. Durant la phase de charge, le frottement entre les fibres ainsi que le blocage des mèches en rotation lorsque l'angle de cisaillement augmente impactent l'architecture interne de l'interlock. Ainsi, les mèches sont incapables de faire le chemin de retour élastique durant la phase de décharge. L'effort de compression ainsi généré, accompagné d'un défaut inévitable de positionnement des mors, entraînent un flambement du renfort.

Pour que la simulation puisse générer un mouvement hors plan durant la phase de décharge du *Bias-Extension-Test*, il faut introduire un léger défaut géométrique hors plan ; par exemple on peut perturber les coordonnées initiales d'un nœud de  $(0 ; 0 ; 0)$  à  $(0 ; 0 ; 10^{-10})$ . Cette perturbation hors plan infiniment petite sur les coordonnées initiales d'un nœud de tissu suffit

à déclencher l'instabilité de flambement hors plan durant la phase de décharge lorsque le modèle de comportement en cisaillement utilisé est irréversible.

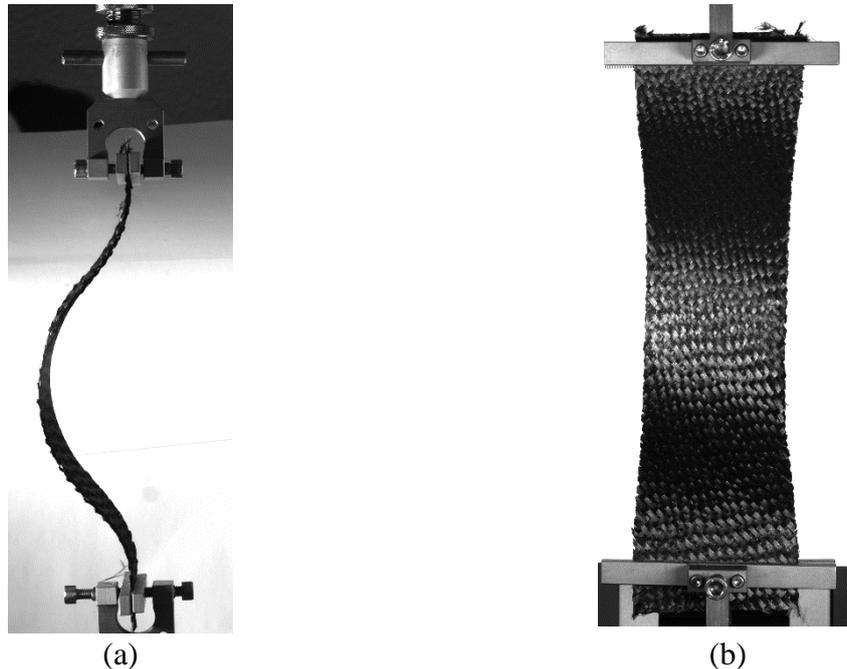


Figure 3.28 (a) Vue de profil (b) vue de face du renfort T3 à la fin d'un cycle de charge-décharge d'un Bias-Extension-test

Sur la Figure 3.29 on voit la superposition de la déformée obtenue par simulation avec celle obtenue par expérimentation : le plissement obtenu est un mode I de flambement avec une amplitude expérimentale de 43 mm et numérique de 39 mm. L'ordre du mode de plissement dépend de la rigidité en flexion du renfort.

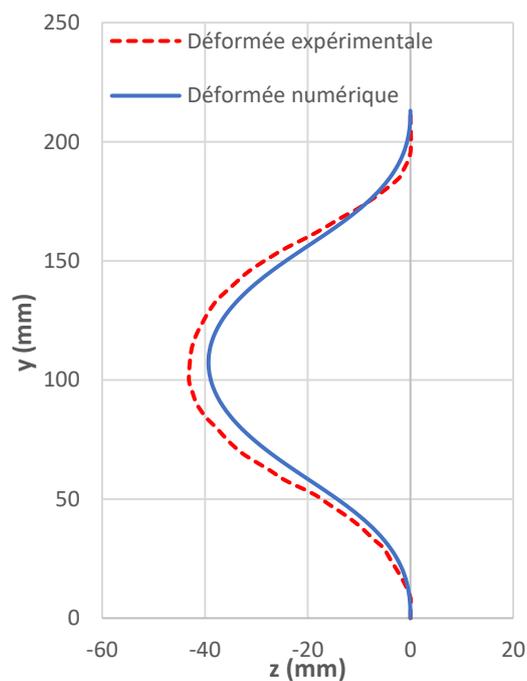


Figure 3.29 Plissement hors plan du renfort T3 à la fin du Bias-Extension-Test

Sur la Figure 3.30 – a, on voit qu’à la fin de la simulation d’une charge/décharge du *Bias-Extension-Test* avec un modèle de comportement irréversible il y a un angle de cisaillement résiduel pour un déplacement nul, et ce contrairement à ce qu’on obtient avec un modèle de comportement réversible qui ne prétend aucun angle de cisaillement résiduel (Figure 3.30 – b). Sur la Figure 3.28 – b on voit expérimentalement la présence d’un angle résiduel de cisaillement après la décharge à un déplacement nul.

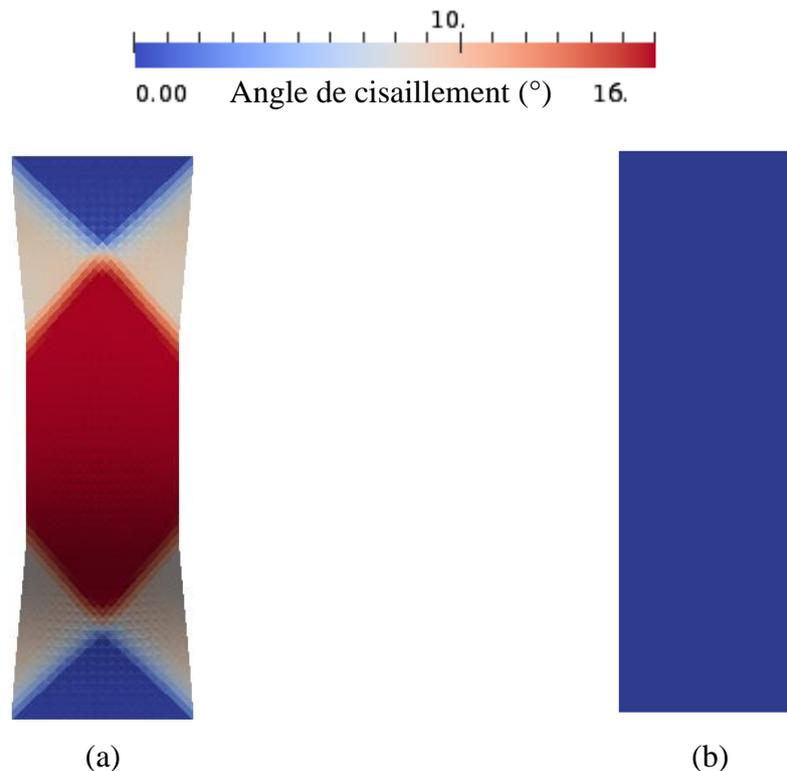


Figure 3.30 Vue de face du renfort T3 à la fin de la simulation d’une charge/décharge (a) irréversible (b) réversible du Bias-Extension-Test

Ainsi, la simulation du *Bias-Extension-Test* en utilisant le modèle de comportement irréversible donne des résultats en cohérence avec les résultats expérimentaux. D’où la validité de ce modèle.

### 3.4 Bilan du chapitre 3

Dans ce chapitre, on a proposé des modèles décrivant le comportement irréversible en flexion et en cisaillement. Ces modèles ont été implémentés dans le code éléments finis *PlasFib* et validés par comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux (flexion, cisaillement plan).

La simulation numérique de l’essai de flexion trois points en utilisant un modèle de comportement irréversible a permis de prédire le chemin de retour irréversible du renfort, ainsi que la géométrie du renfort après avoir enlevé le poinçon. Une simulation avec un modèle de

comportement réversible reviendrait à l'état initial après un relâchement, contrairement à ce qu'on observe expérimentalement.

La simulation irréversible du *Bias-Extension-Test* a permis de prédire le chemin de retour anélastique ainsi que la géométrie du renfort à la fin de la simulation : présence d'un plissement hors plan et d'un angle de cisaillement résiduel.

L'utilisation des modèles de comportement élastiques pour simuler l'essai de flexion trois points et le *Bias-Extension-Test* mènent à des résultats erronés dès que l'on impose des chargements non monotones. D'où la nécessité d'utiliser un modèle de comportement anélastique.

Dans le prochain chapitre, on va étudier l'importance de l'utilisation des modèles irréversibles pour simuler des mises en forme en comparant d'une part les résultats des simulations obtenus avec des modèles de comportements réversibles avec d'autre part ceux obtenus avec des modèles irréversibles.



# Chapitre 4

## Simulations de mises en forme de renforts fibreux

---

*Dans ce chapitre nous présentons quelques exemples de simulations numériques de mises en forme de renforts fibreux pour mettre en évidence les zones du renfort qui subissent des chargements non monotones (en flexion et en cisaillement) dans des cas de mises en forme qui produisent, en apparence, des trajets de chargement monotones (mouvement de poinçon sur une matrice). Nous étudions l'importance de l'utilisation des modèles irréversibles pour simuler ces mises en forme en comparant les résultats de simulation obtenus avec des modèles de comportement réversibles (élastiques) avec ceux obtenus pour des modèles irréversibles. Les exemples des mises en forme étudiés sont les suivants : emboutissage en U (paragraphe 4.1), emboutissage hémisphérique (paragraphe 4.2), emboutissage tétraédrique (paragraphe 4.3) et emboutissage boîtes (paragraphe 4.4). Dans le paragraphe 4.5 nous effectuons la même étude pour la simulation des formations des plis (plissements sous compression dans la direction des fibres).*

### Sommaire

---

<b>4.1 Emboutissage en U.....</b>	<b>103</b>
4.1.1 Description des outils.....	103
4.1.2 Présence des zones du tissu qui subissent des chargements non monotones en flexion.....	104
4.1.3 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	106
<b>4.2 Emboutissage hémisphérique.....</b>	<b>112</b>
4.2.1 Description des outils.....	112
4.2.2 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	113
4.2.3 Comparaison géométrie simulation-expérience.....	119
<b>4.3 Emboutissage tétraédrique.....</b>	<b>120</b>
4.3.1 Description des outils.....	120

4.3.2 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	121
4.3.3 Comparaison géométrie simulation-expérience.....	127
<b>4.4 Emboutissage boîtes.....</b>	<b>128</b>
4.4.1 Description des outils.....	128
4.4.2 Présence des zones du tissu qui subissent des chargements non monotones en cisaillement.....	129
4.4.3 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	130
<b>4.5 Plissements sous compression dans la direction des fibres.....</b>	<b>132</b>
4.5.1 Présence de chargement non monotone en flexion lors de formation des plis.....	132
4.5.2 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible.....	133
<b>4.6 Bilan du chapitre 4.....</b>	<b>135</b>

---

## 4.1 Emboutissage en U

L'emboutissage en U est un exemple relativement simple pour solliciter un renfort en flexion mais en même temps intéressant car cet emboutissage, provoque en fait dans certaines zones du renfort des chargements non monotones (charge/décharge locale dans le tissu).

### 4.1.1 Description des outils

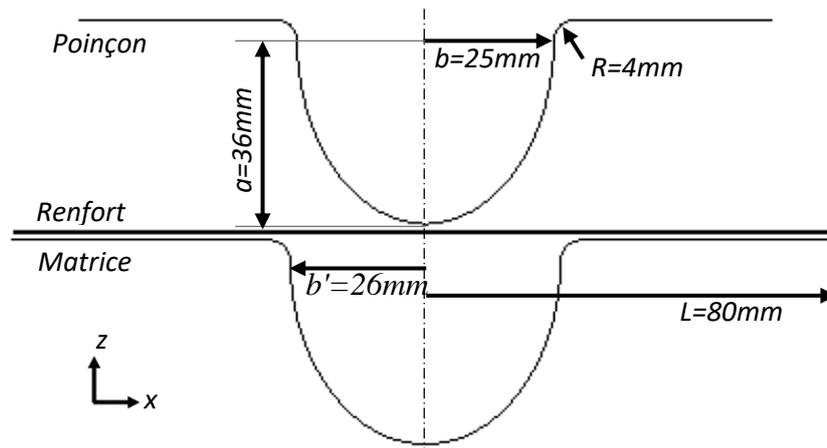


Figure 4.1 Géométrie des outils de l'emboutissage U (vue 2D)

Nous avons choisi un poinçon avec une forme elliptique ayant un grand axe  $2a = 72 \text{ mm}$  et un petit axe  $2b = 50 \text{ mm}$ . Le tissu est initialement de forme rectangulaire et de dimensions  $160 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$ . La géométrie des outils pour cet emboutissage est montrée sur les Figures 4.1 et 4.2 (vue 2D et vue 3D respectivement). Les calculs sont effectués sur une moitié de la géométrie (symétrie de l'outillage et du matériau) et la Figure 4.3 montre le maillage du tissu constitué de  $2 \times 53 \times 33$  éléments (maillage type A). La simulation de l'emboutissage est réalisée sur un renfort qui a les caractéristiques de l'interlock G1151 et pour une orientation des mèches à  $0^\circ$  et  $90^\circ$ .

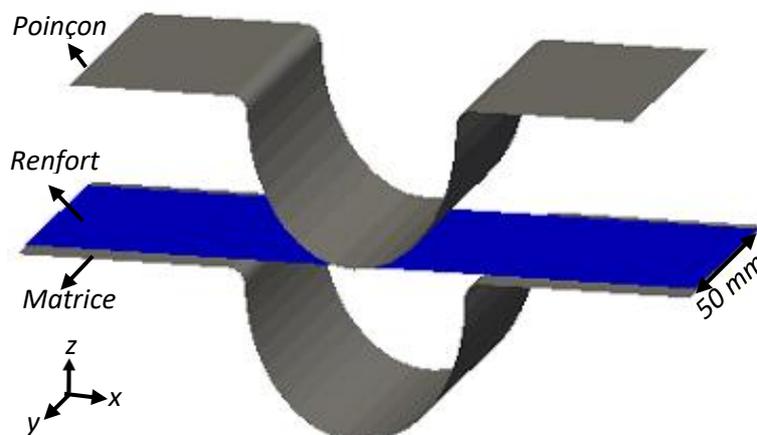


Figure 4.2 Géométrie des outils pour l'emboutissage U (vue 3D)

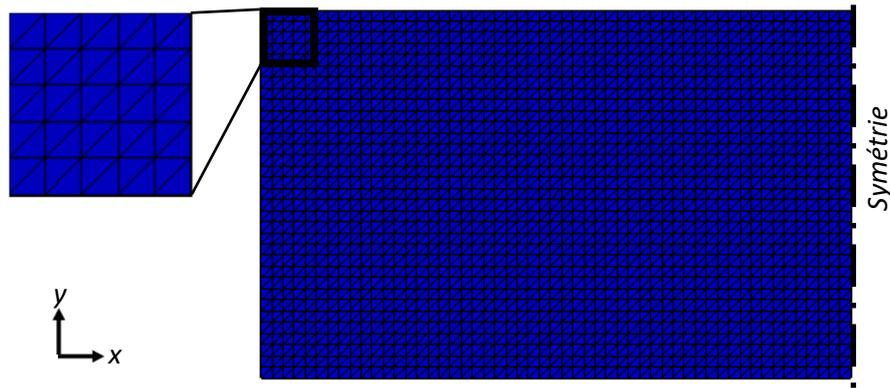
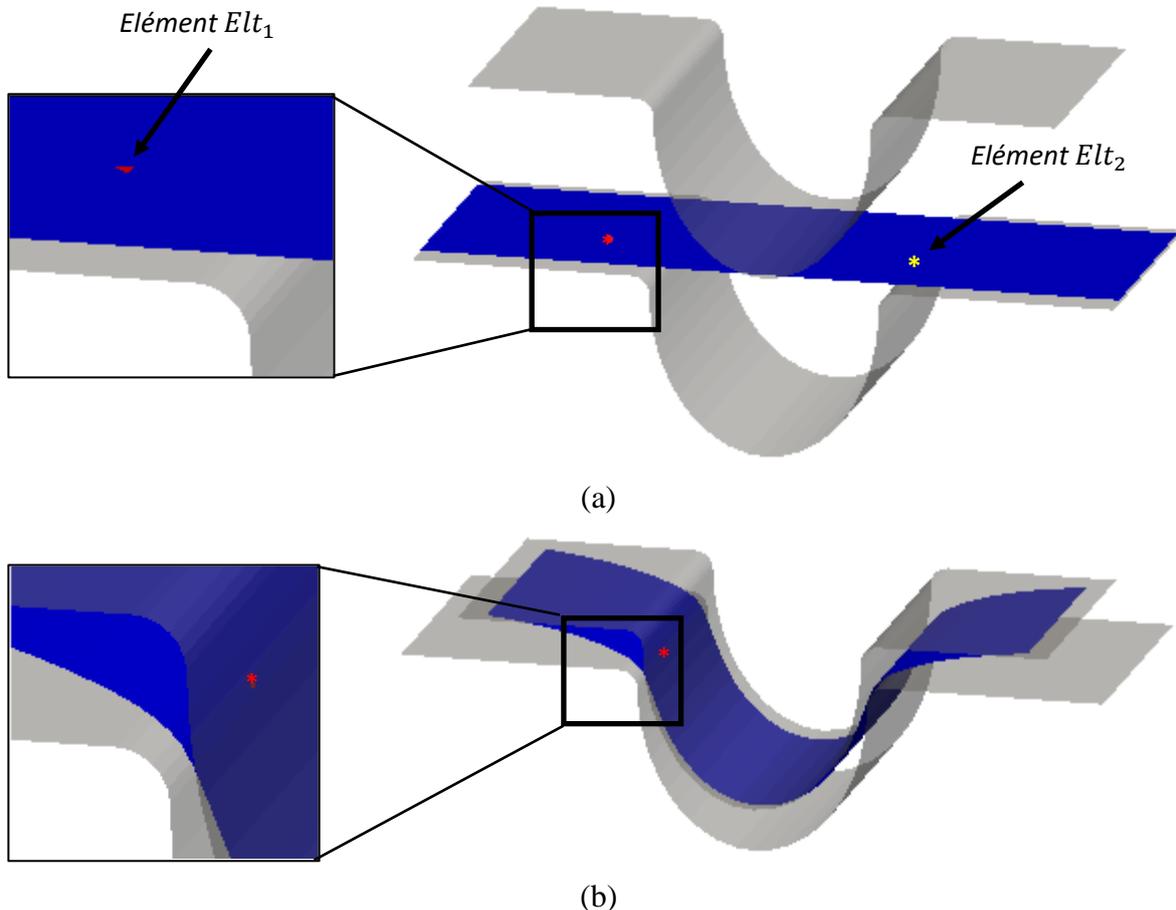


Figure 4.3 Maillage du tissu pour l'emboutissage en U

#### 4.1.2 Présence des zones du tissu qui subissent des chargements non monotones en flexion

Dans cette partie on cherche les zones du renfort qui subissent lors de cet emboutissage des chargements non monotones en flexion, et donc qui sollicitent le mécanisme d'irréversibilité. La simulation est effectuée dans un premier temps en utilisant un modèle de comportement élastique. En suivant la position d'un point particulier (le point en rouge sur la Figure 4.4) au cours de l'emboutissage, on montre que ce dernier subit une charge/décharge sur la courbure de flexion (et par conséquent sur le moment de flexion).



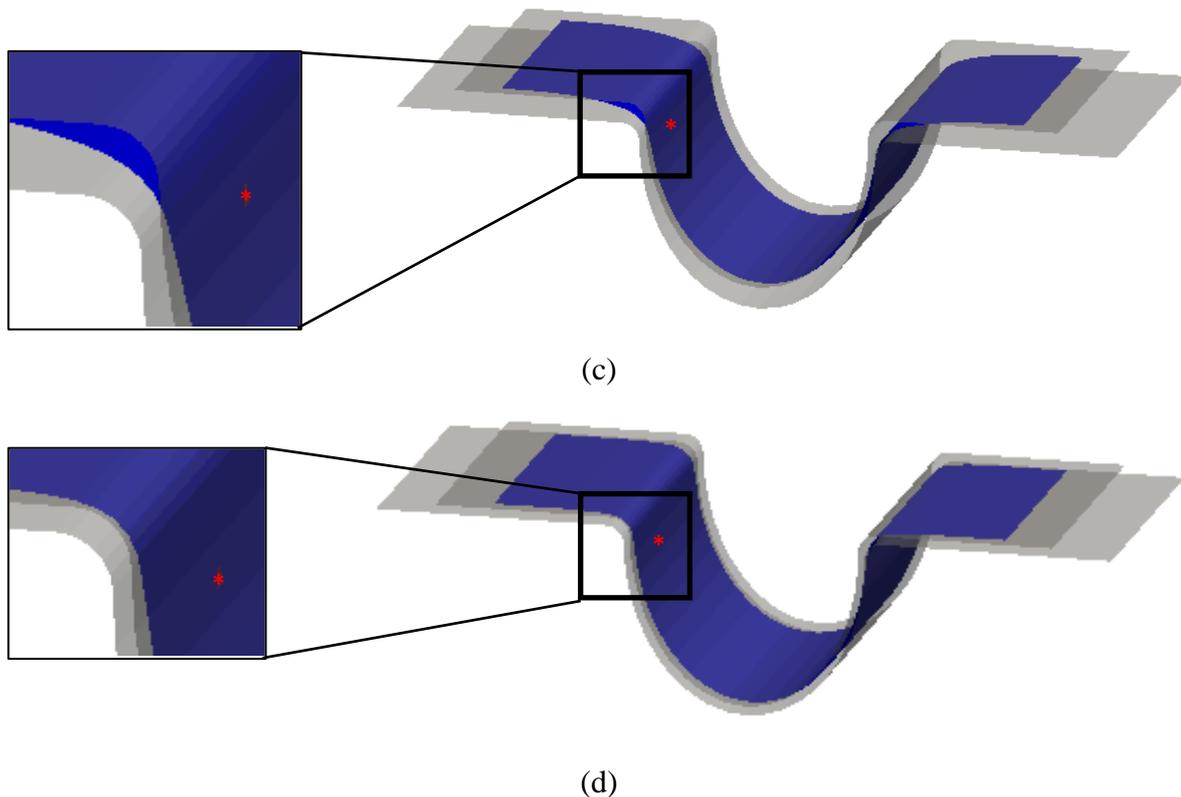


Figure 4.4 Simulation de l'emboutissage en U à l'instant (a)  $t_0$ , (b)  $t_1$ , (c)  $t_2$  et (d)  $t_f$

Sur la Figure 4.4 on trouve des images prises lors de la simulation de l'emboutissage en U à différents instants  $t_0$ ,  $t_1$ ,  $t_2$  et  $t_f$ . Sur les images, les opacités du poinçon et de la matrice ont été diminuées afin de pouvoir suivre ce qui se passe au niveau du renfort. L'évolution de la courbure en fonction du temps pour l'élément de tissu représenté par un point rouge sur les photos de cette figure est représentée sur la Figure 4.5.

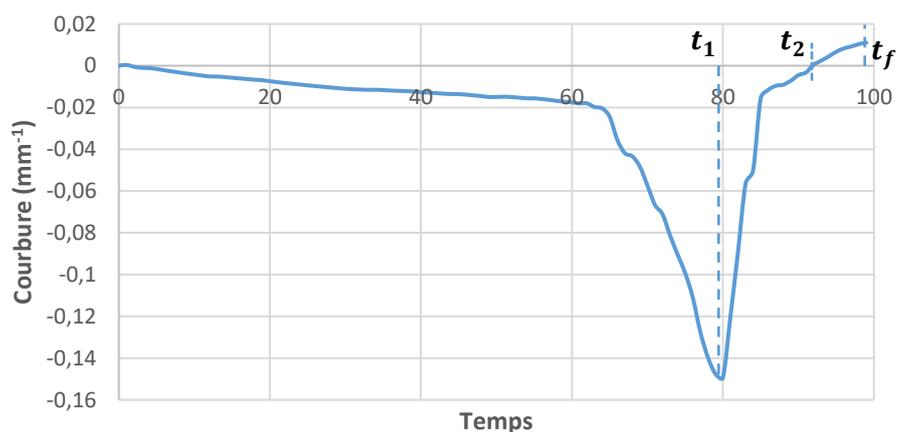


Figure 4.5 Courbure en fonction du temps pour un élément du renfort

Ainsi, à partir des Figures 4.4 et 4.5, on peut dire que la valeur absolue de la courbure de l'élément étudié  $El t_1$  augmente avec la descente du poinçon pour atteindre un maximum à un

instant nommé  $t_1$ , ensuite diminue jusqu'à redevenir nulle à un instant nommé  $t_2$  (fin de passage de l'élément par le rayon de raccordement) et ré-augmente ensuite jusqu'à la fin de la simulation ( $t_f$ ) pour prendre la courbure imposée par la géométrie du poinçon. Lors du passage de cet élément par le rayon du raccordement la courbure est négative, cela est dû à la concavité vers le bas de ce rayon du raccordement. Cette courbure devient positive à la fin de la simulation lorsque l'élément prend la courbure imposée par la forme U du poinçon ayant une concavité vers le haut.

Donc les zones du renfort qui passent par le bord (le rayon de raccordement) subissent des chargements non monotones sur le moment de flexion et ainsi sollicitent le mécanisme d'irréversibilité.

Dans la partie suivante, nous faisons une comparaison entre les résultats des simulations obtenus avec un modèle de comportement réversible, et ceux obtenus avec un modèle de comportement irréversible.

### ***4.1.3 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible***

#### *4.1.3.a Comparaison entre la cinématique du tissu lors de la simulation élastique et celle lors de la simulation anélastique*

Sur la Figure 4.6 nous trouvons à différents instants la superposition des vues 2D (dans le plan xz) correspondant aux deux simulations (réversible et irréversible). Cette figure indique qu'en termes cinématique il n'y a pas de différence significative entre la simulation basée sur un modèle de comportement élastique et celle basée sur un modèle de comportement irréversible (les deux courbes sont quasi-confondues). Cela semble être raisonnable étant donné que la cinématique transitoire du renfort est principalement imposée par le poinçon. Quant à la forme finale elle est imposée si le poinçon épouse la matrice.

Par contre, une différence est observée entre les deux simulations si le poinçon est relâché (Figure 4.7) : la simulation basée sur un modèle de comportement irréversible montre des déformations résiduelles et une nouvelle configuration au repos contrairement à la simulation basée sur un modèle de comportement réversible où le renfort revient à sa position initiale. Le relâchement du poinçon avant l'injection de la résine est un cas qui n'arrive pas lors de la fabrication d'une pièce composite. Ce cas a été étudié juste pour mettre en évidence une différence entre les deux modèles de comportement (réversible et irréversible).

Afin d'étudier l'importance de l'utilisation des modèles irréversibles pour simuler la mise en forme d'un renfort fibreux, nous allons également procéder à des comparaisons sur d'autres grandeurs physiques que les déplacements : comparer les courbures, les moments et les efforts nodaux provenant de la flexion.

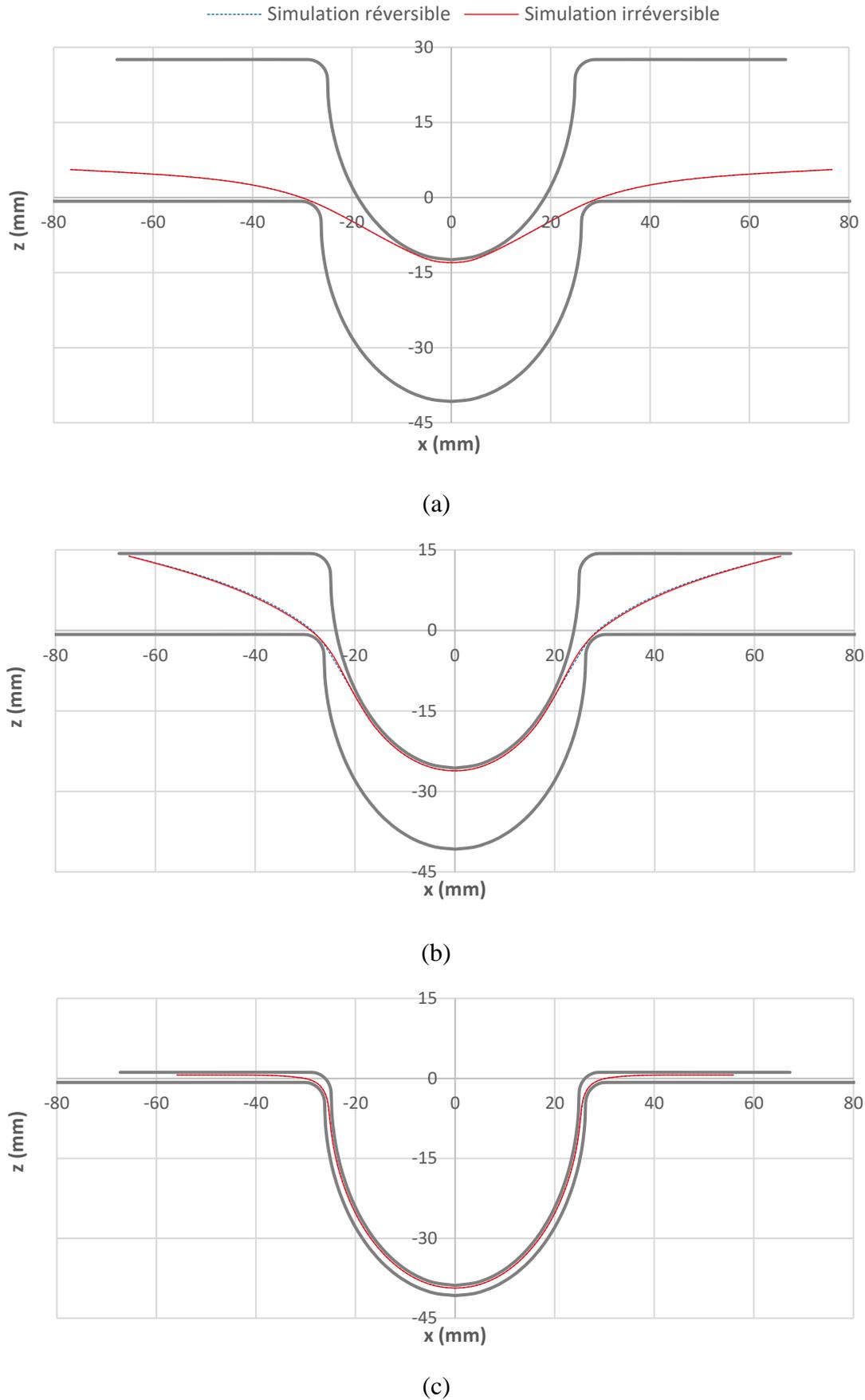


Figure 4.6 Comparaison simulation réversible et irréversible à l'instant (a)  $0.33t_f$  (b)  $0.66t_f$  (c)  $t_f$

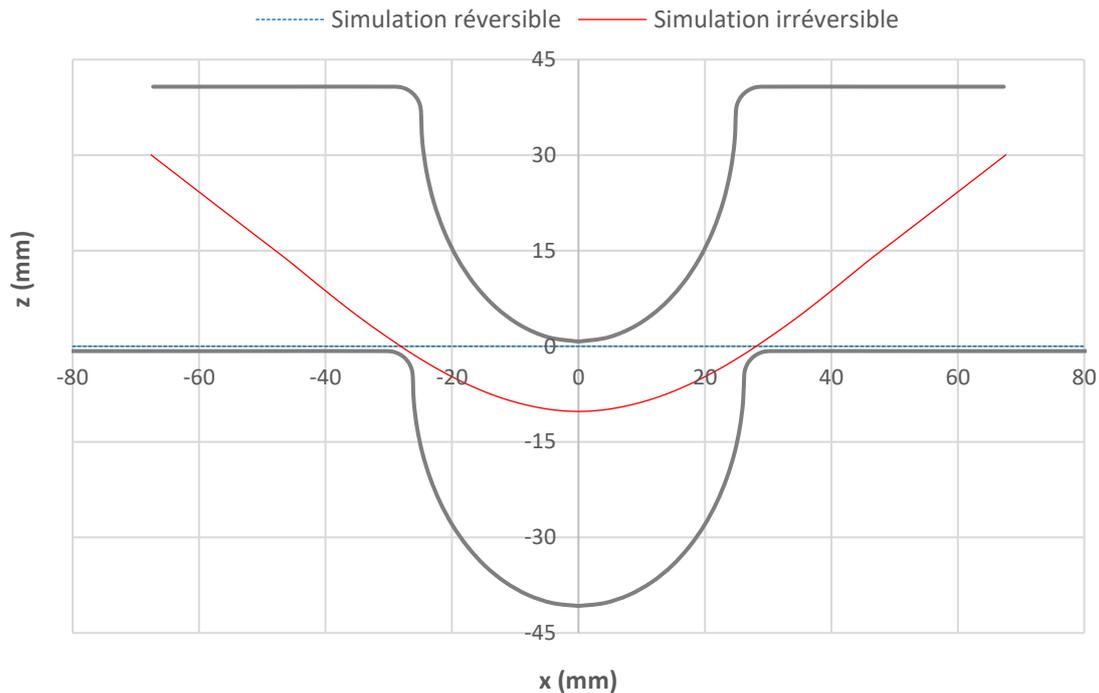


Figure 4.7 Comparaison simulation réversible et irréversible après relâchement du poinçon

#### 4.1.3.b Comparaison de la courbure et du moment de flexion

Dans la partie 4.1.2 nous avons suivi pour un élément du tissu l'évolution de la courbure en fonction du temps pour une simulation avec un comportement élastique. Sur la Figure 4.8 on superpose cette évolution avec celle obtenue pour une simulation irréversible (pour le même élément  $Elt_1$ ).

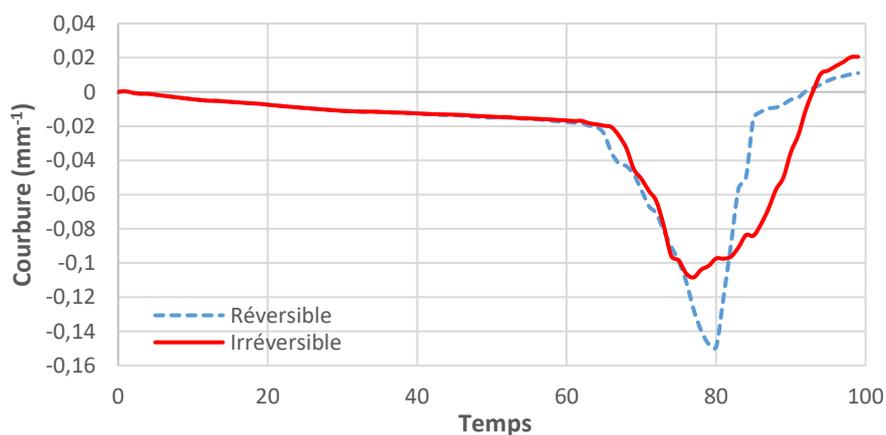


Figure 4.8 Courbure en fonction du temps de l'élément  $Elt_1$

On remarque que pour la phase de charge, les valeurs obtenues de la courbure sont les mêmes au début de cette phase pour les deux modèles, ensuite la différence entre ces valeurs devient de plus en plus importante. La courbure maximale (en valeur absolue) atteinte avec un modèle de comportement réversible est plus importante que celle obtenue avec un autre

irréversible. Pour la phase de décharge, la courbure diminue plus rapidement avec un comportement réversible qu'avec un comportement irréversible.

Pour mieux comprendre pourquoi il n'y a pas la même évolution de la courbure en fonction du temps pour le même élément avec deux modèles de comportement différents (réversible et irréversible), on va regarder ce qui se passe au niveau des zones qui subissent en premier les chargements non-monotones. Il faut donc observer ce qui se passe au niveau des éléments qui sont initialement juste à côté du rayon de raccordement de la matrice où le tissu va subir des charges/décharges.

Sur les Figures 4.9 et 4.10 on trouve respectivement, les évolutions de la courbure en fonction du temps et du moment en fonction de la courbure, d'un élément situé juste avant le bord (le rayon de raccordement). Soit  $Elt_2$  cet élément (Figure 4.4-a).

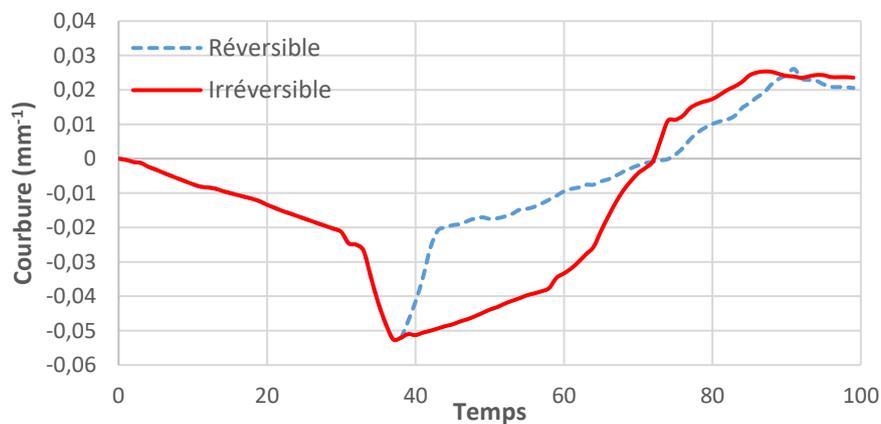


Figure 4.9 Courbure en fonction du temps de l'élément  $Elt_2$

Sur la Figure 4.9, on voit que la phase de charge ( $Temps < 38$ ) de l'élément  $Elt_2$  est parfaitement la même pour les deux comportements réversible et irréversible. Cela est dû au fait que cet élément appartient à la zone qui subit en premier une charge-décharge ; ainsi, avant l'instant de décharge de cet élément, les deux modèles de comportement donnent les mêmes résultats. Concernant la décharge, comme pour l'élément  $Elt_1$ , la courbure diminue plus rapidement avec un comportement réversible qu'avec un comportement irréversible ; cela est dû à la loi qui décrit la relation entre le moment et la courbure qui n'est pas la même pour les deux modèles de comportements (Figure 4.10). Lorsque la valeur absolue de la courbure diminue de  $C = 0.052 \text{ mm}^{-1}$  à  $C = 0.02 \text{ mm}^{-1}$ , la diminution va être plus rapide avec le modèle élastique (Figure 4.10 – a) qu'avec le modèle irréversible (Figure 4.10 – b) car la rigidité dans cet intervalle de courbure est plus faible pour le premier modèle que le deuxième lors de la décharge.

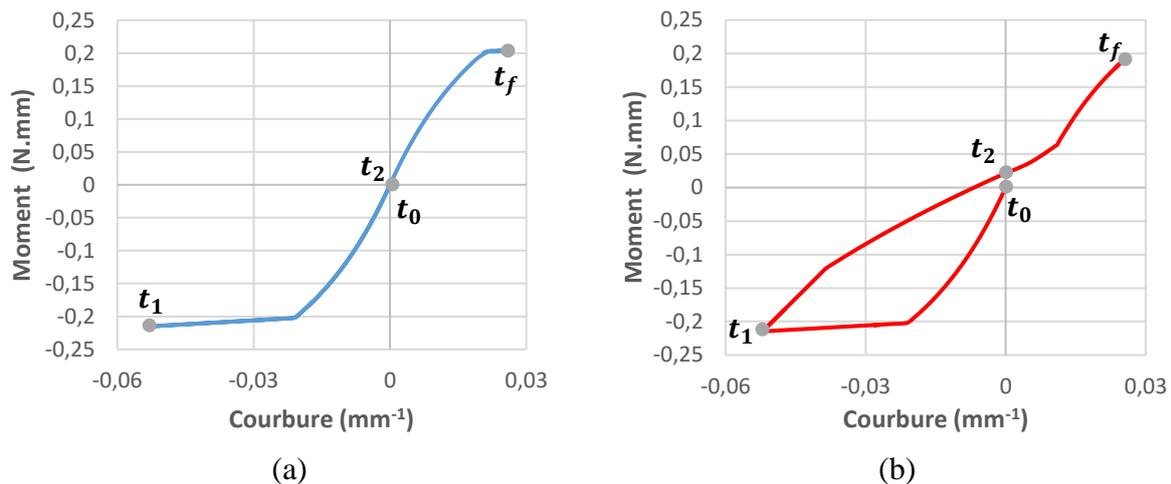


Figure 4.10 Moment en fonction de la courbure de l'élément  $Elt_2$  en utilisant un modèle (a) réversible (b) irréversible

De plus, la courbure dans les directions des fibres est calculée à partir du déplacement des nœuds de l'élément considéré et des nœuds des trois éléments voisins, produisant ainsi d'autres effets non-locaux (la méthode est expliquée dans la partie 1.4.4.c).

Donc lorsque l'évolution de la courbure en fonction du temps change pour une zone, cela impacte également l'évolution dans les régions voisines. C'est ce qu'on voit en regardant la Figure 4.8 : la région à laquelle appartient l'élément  $Elt_1$  est impactée par la région à laquelle appartient l'élément  $Elt_2$  ; lorsque cette dernière subit une décharge, sa rigidité change et elle impacte l'évolution de la courbure en fonction du temps de l'élément  $Elt_1$  qui est toujours en phase de charge.

Les Figures 4.11, 4.12 et 4.13 montrent respectivement les cartes de la courbure, du moment de flexion et des efforts nodaux de flexion pour la moitié du tissu à la fin des simulations (la méthode de calcul des efforts nodaux est déjà montrée dans la partie 1.4.4.c du chapitre 1). Par rapport à la courbure, ses valeurs diffèrent légèrement entre le modèle réversible et le modèle irréversible, ces différences se trouvent au voisinage du rayon de raccordement et sont dues au changement de rigidité de certaines zones du tissu (Figure 4.10). On peut revoir ces différences si on regarde les valeurs de la courbure à la fin des simulations sur les Figures 4.8 et 4.9, ces différences restent relativement petites car la géométrie du tissu est imposée par le poinçon et la matrice. Concernant le moment de la flexion, la différence ici est plus importante et cela s'explique par le fait que les lois de comportement moment-courbure ne sont pas les mêmes pour les deux modèles de comportement dans les zones qui ont subi des chargements non-monotones. Dans ce cas d'emboutissage, les zones qui contiennent des différences significatives du moment sont les zones qui ont subi des chargements non monotones. La différence du moment de flexion explique ainsi la différence au niveau des efforts nodaux dus à la flexion (Figure 4.13)

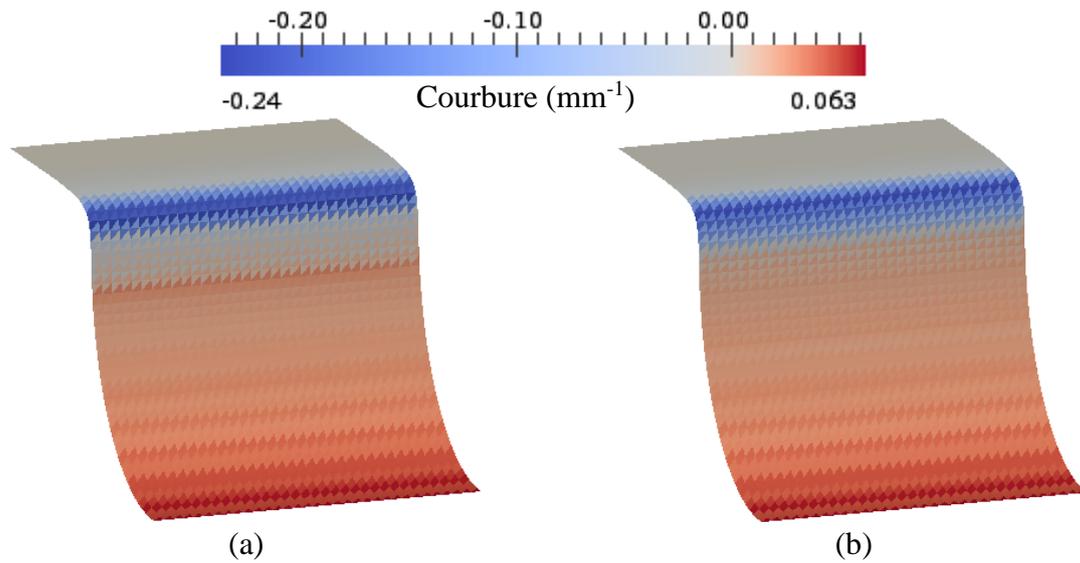


Figure 4.11 Carte courbure pour la moitié du renfort à la fin de la simulation (a) réversible et (b) irréversible

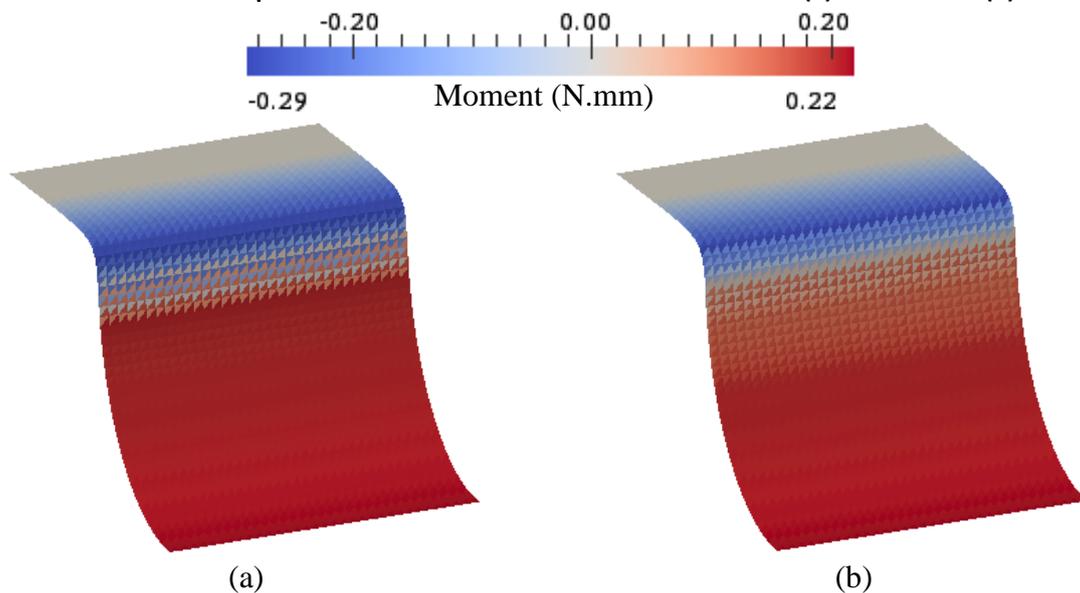


Figure 4.12 Carte moment de flexion pour la moitié du renfort à la fin de la simulation (a) réversible et (b) irréversible

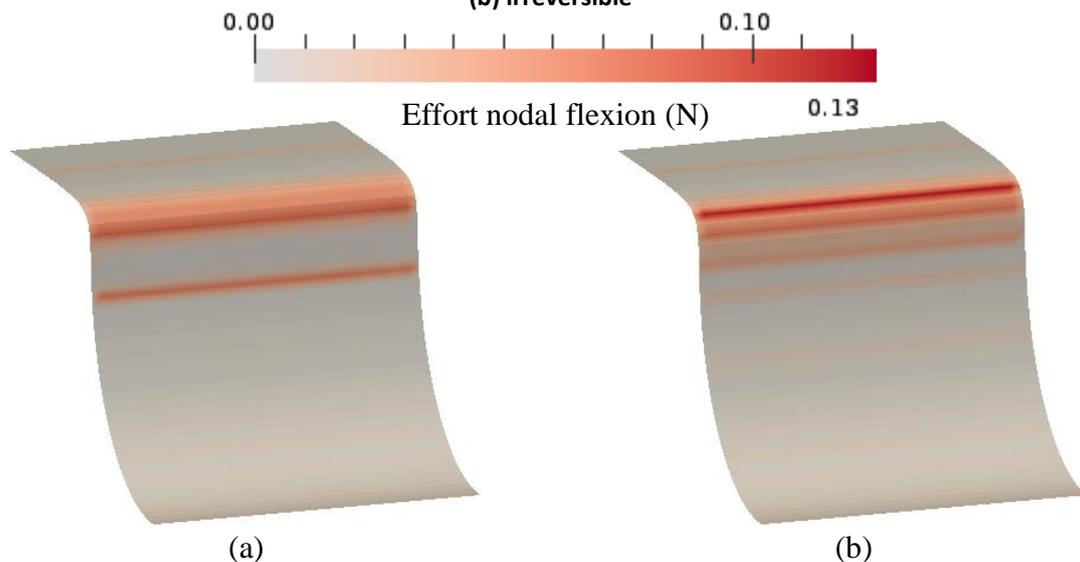


Figure 4.13 Carte effort nodal flexion pour la moitié du renfort à la fin de la simulation (a) réversible et (b) irréversible

## 4.2 Emboutissage hémisphérique

Dans le cas de l'emboutissage précédent (paragraphe 4.1), le poinçon impose la géométrie de tout le tissu (pas de possibilité de formation de plis) et les différences entre les résultats de la simulation réversible et la simulation irréversible se trouvent principalement au niveau du moment de flexion et des efforts nodaux provenant de la flexion. Dans cette partie on étudie un emboutissage hémisphérique qui présente l'avantage d'offrir une forme à courbure bidirectionnelle et non unidirectionnelle comme dans l'emboutissage U. L'emboutissage est effectué sans utiliser un serre-flanc pour voir si on obtient une différence sur le déplacement (cinématique) dans la partie du renfort qui n'est pas exposée au poinçon.

### 4.2.1 Description des outils

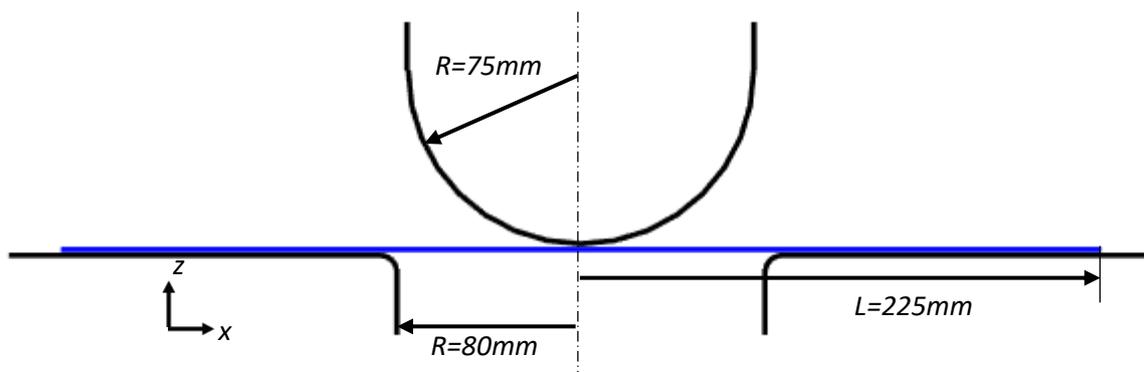


Figure 4.14 Géométrie des outils de l'emboutissage hémisphérique (vue 2D)

Le poinçon a la forme d'un hémisphère de rayon  $R = 75 \text{ mm}$  et le tissu est initialement de forme carrée et de dimensions  $450 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$ . Les Figures 4.14 et 4.15 montrent respectivement la géométrie des outils de cet emboutissage et le maillage du tissu constitué de  $2 \times 80 \times 80$  éléments (maillage type A). La simulation de l'emboutissage est réalisée sur un renfort qui a les caractéristiques du G1151 et pour une orientation des mèches à  $0^\circ$  (sens chaîne) et  $90^\circ$  (sens trame). Les dimensions prises sont celles du montage utilisé au laboratoire LaMCoS pour faire la mise en forme hémisphérique des renforts composites.

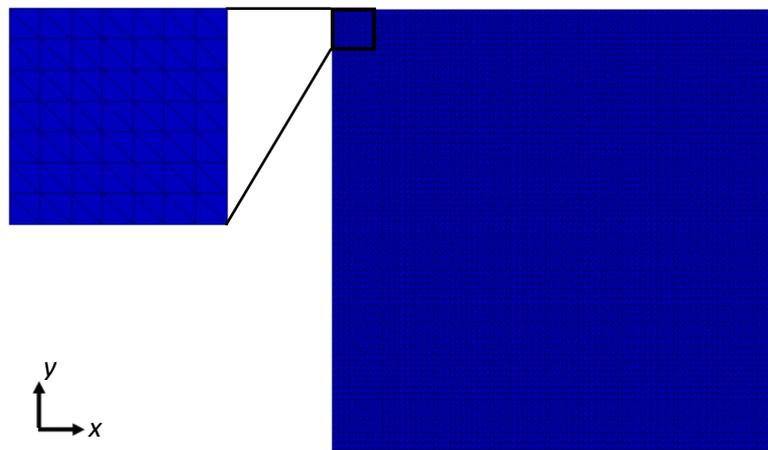


Figure 4.15 Maillage du tissu pour l'emboutissage hémisphérique

## 4.2.2 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible

### 4.2.2.a Suivi de quelques éléments du tissu durant l'emboutissage

Sur les Figures 4.16 et 4.17 on trouve respectivement l'état initial et l'état final des simulations de l'emboutissage hémisphérique ainsi que plusieurs éléments à suivre ( $Elt_1$ ,  $Elt_2$  et  $Elt_3$ ). Sur la Figure 4.17, on remarque qu'à la fin de la simulation, la géométrie du tissu ne diffère pas beaucoup entre un modèle de comportement réversible et un autre irréversible. On compare d'une façon plus détaillée cette différence dans la partie 4.2.2.b.

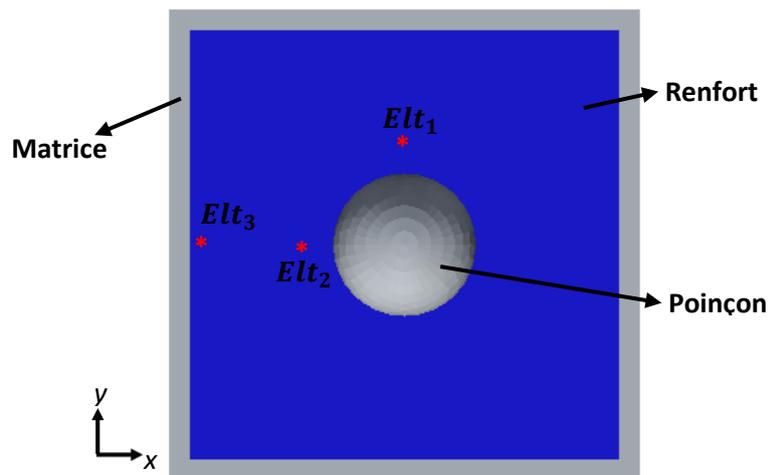


Figure 4.16 Simulation emboutissage hémisphérique à l'instant initial et les 3 éléments à suivre

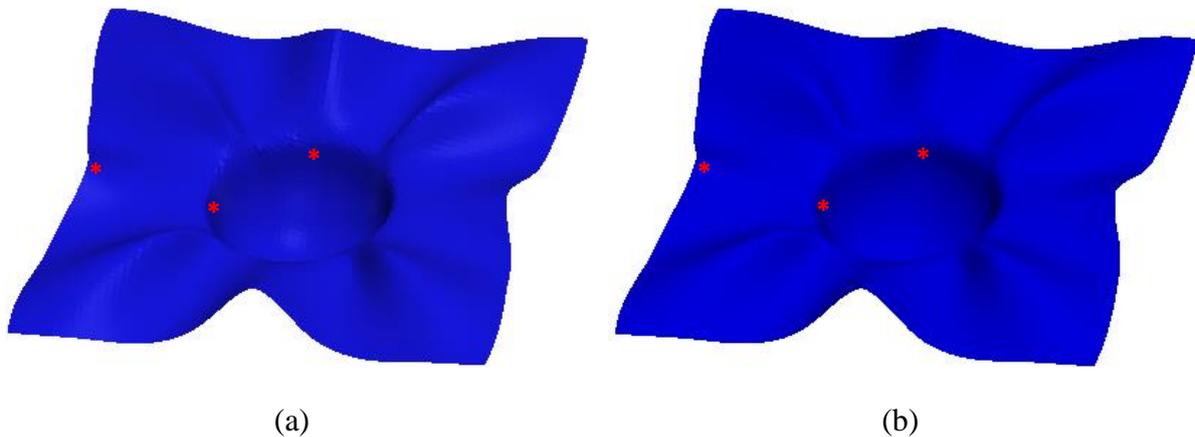


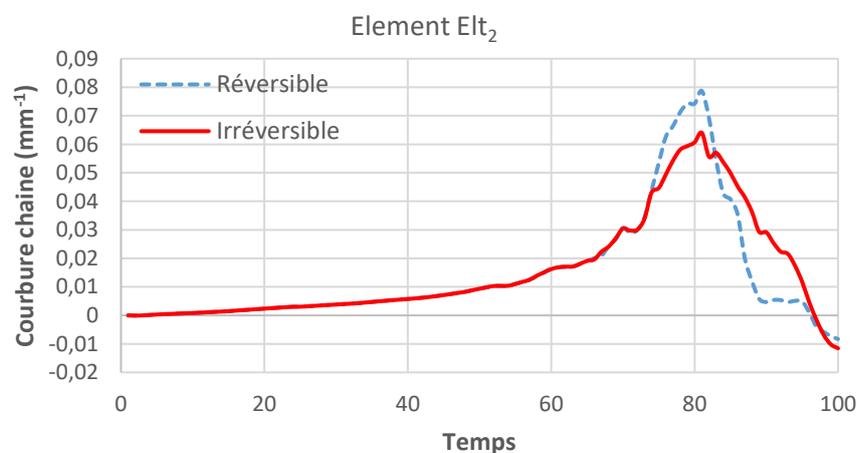
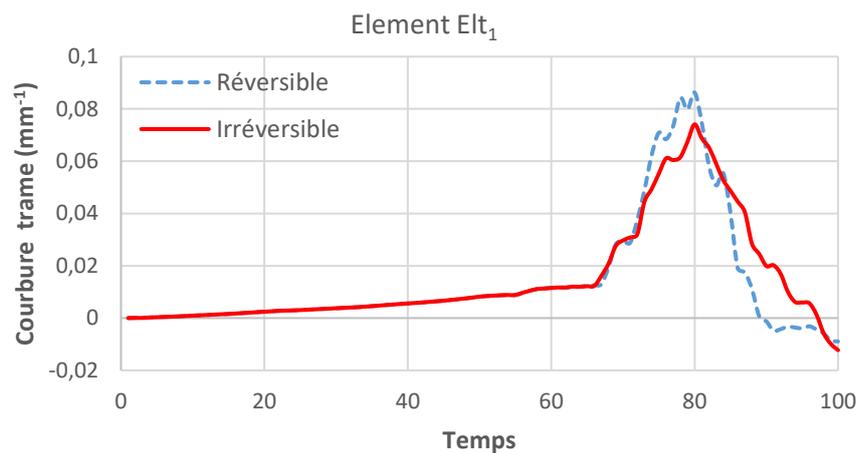
Figure 4.17 Simulation emboutissage hémisphérique avec un modèle de comportement (a) réversible, et (b) irréversible

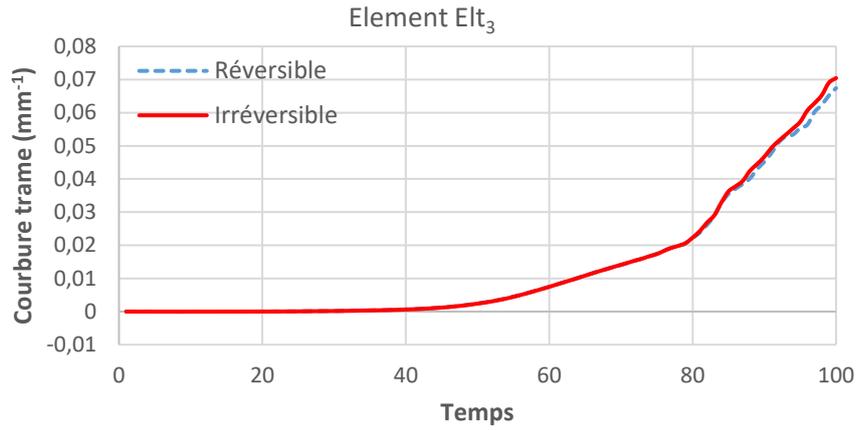
Durant cet emboutissage, le renfort subit des moments de flexion dans les deux directions chaîne et trame. Les éléments  $Elt_1$  et  $Elt_3$  sont sollicités principalement en flexion trame et l'élément  $Elt_2$  est sollicité principalement en flexion chaîne. Pour ces trois éléments et les deux modèles de comportement (réversible et irréversible), les évolutions de la courbure en fonction

du temps et du moment en fonction de la courbure sont présentées respectivement sur les Figures 4.18 et 4.19.

À partir de la Figure 4.18, on remarque que pour les éléments  $Elt_1$  et  $Elt_2$  la différence entre les évolutions de la courbure en fonction du temps pour les deux modèles de comportement est plus importante que celle de l'élément  $Elt_3$ . Cela peut être dû au fait que les éléments  $Elt_1$  et  $Elt_2$  appartiennent à une zone qui subit une charge/décharge et donc fortement impactée par le phénomène d'irréversibilité tandis que l'élément  $Elt_3$  est relativement loin de cette zone et donc moins impacté par ce phénomène.

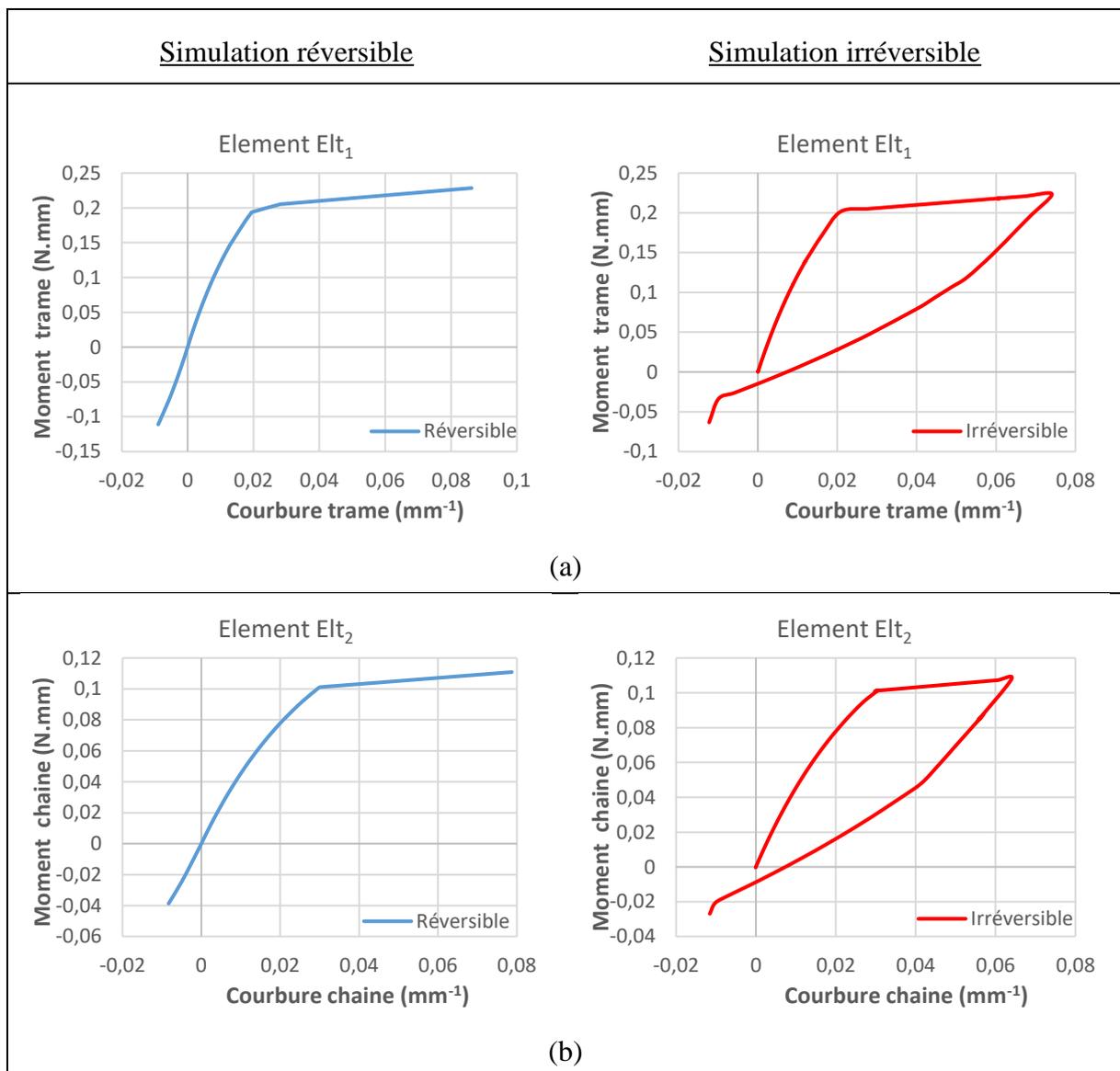
La différence entre les évolutions de la courbure en fonction du temps pour le même élément mais avec deux modèles de comportement différents (réversible et irréversible) provient de la différence entre les deux lois de comportement moment-courbure (Figure 4.19), déjà expliquée dans le paragraphe 4.1.3.b. Pour l'élément  $Elt_3$ , avec la simulation réversible et l'autre irréversible on obtient la même relation moment-courbure car cet élément ne subit qu'une phase de chargement sans décharge.





(c)

Figure 4.18 Courbure en fonction du temps de l'élément (a) Elt<sub>1</sub>, (b) Elt<sub>2</sub> et (c) Elt<sub>3</sub>



(a)

(b)

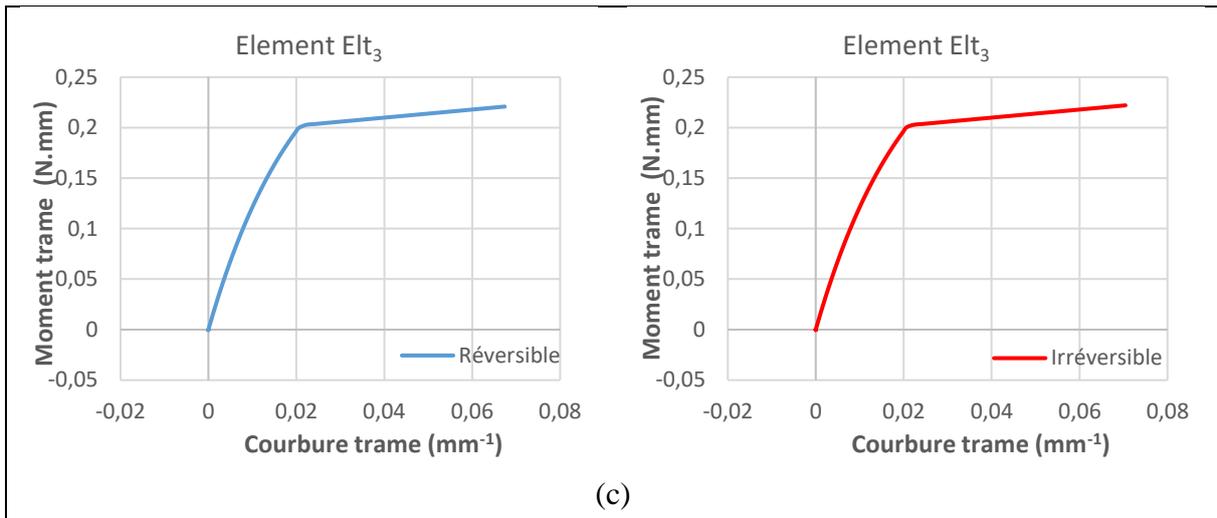
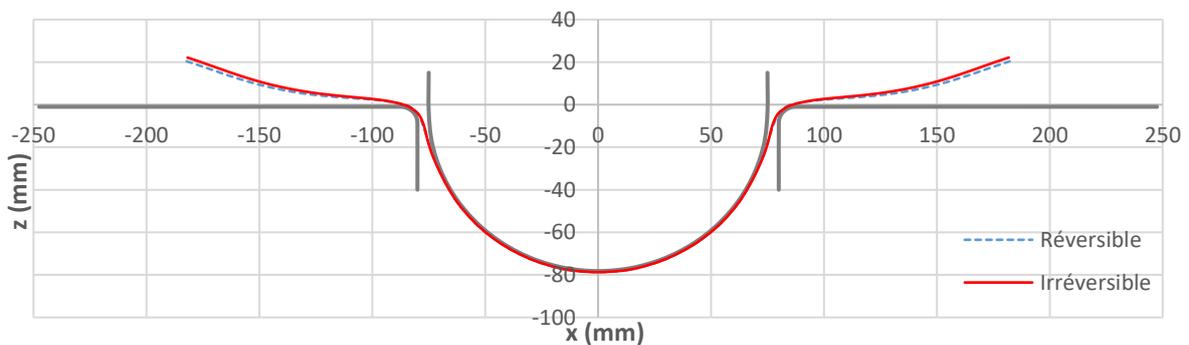


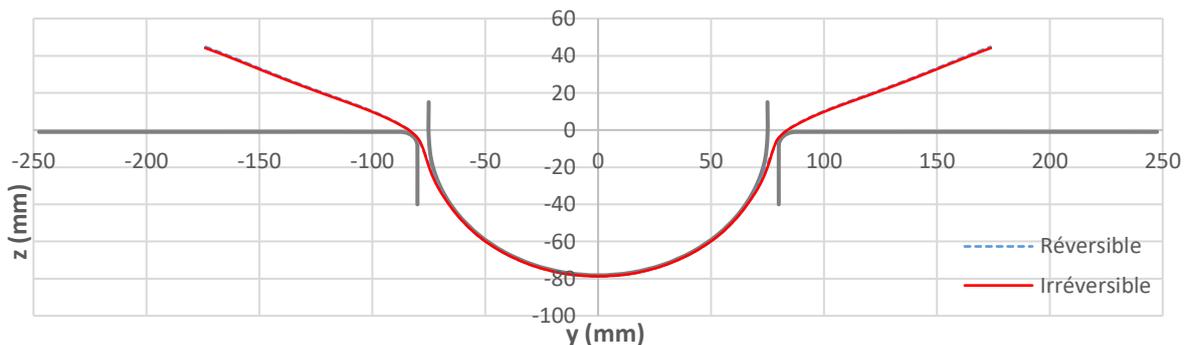
Figure 4.19 Moment en fonction de la courbure de l'élément (a)  $Elt_1$ , (b)  $Elt_2$  et (c)  $Elt_3$

#### 4.2.2.b Comparaison de la géométrie du tissu à la fin de la simulation réversible et la simulation irréversible

Sur la Figure 4.17, on voit qu'à la fin de la simulation, la géométrie du renfort obtenue avec un modèle réversible est proche de celle obtenue avec un modèle irréversible. Afin de faire une comparaison plus précise sur la géométrie, on compare plusieurs sections du renfort dans plusieurs plans. Soit  $P_I$  le plan défini par les vecteurs  $\vec{i}$  et  $\vec{k}$  et passant par l'origine,  $P_{II}$  le plan défini par les vecteurs  $\vec{j}$  et  $\vec{k}$  et passant par l'origine et  $P_{III}$  le plan défini par les vecteurs  $\vec{m}$  et  $\vec{k}$  et passant par l'origine. Avec  $\vec{i}$ ,  $\vec{j}$ ,  $\vec{k}$  et  $\vec{m}$  sont respectivement les vecteurs directeurs de l'axe des x, y, z et de la droite d'équation  $x = y$ . La Figure 4.20 montre la superposition, pour la simulation réversible et la simulation irréversible, des sections du renfort par les trois plans.



(a)



(b)

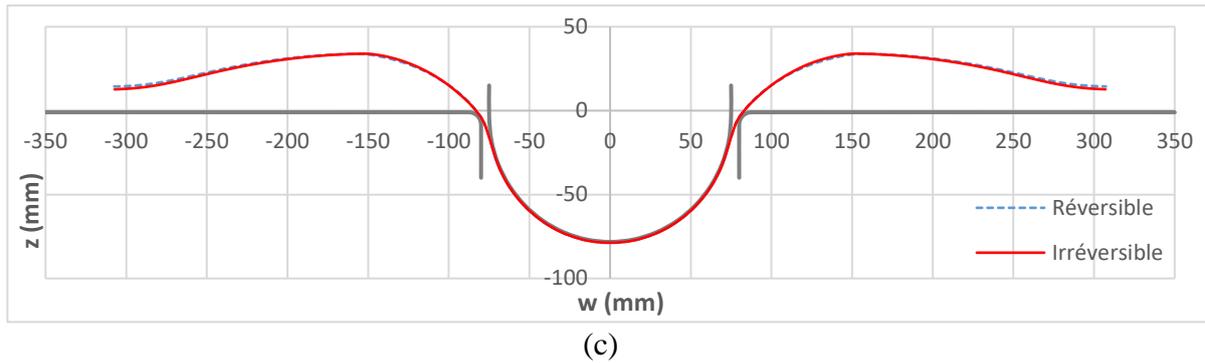


Figure 4.20 Sections du renfort par le plan (a)  $P_I$ , (b)  $P_{II}$  et (c)  $P_{III}$  montrant la géométrie du tissu à la fin des simulations réversible et irréversible de l'emboutissage hémisphérique

On trouve que les sections du renfort obtenues par plusieurs plans pour la simulation réversible et la simulation irréversible sont quasiment les mêmes. Donc au niveau de la géométrie du renfort, la simulation réversible et la simulation irréversible donnent des résultats proches. La Figure 4.21 montre la différence entre les altitudes du tissu obtenues avec les deux modèles de comportement dans les plans  $P_I$ ,  $P_{II}$  et  $P_{III}$ . Donc pour cette simulation, si on suppose que le comportement est réversible, au niveau de la géométrie on fait une erreur de l'ordre de 2 mm pour des dimensions initiales du renfort de 450 mm  $\times$  450 mm.

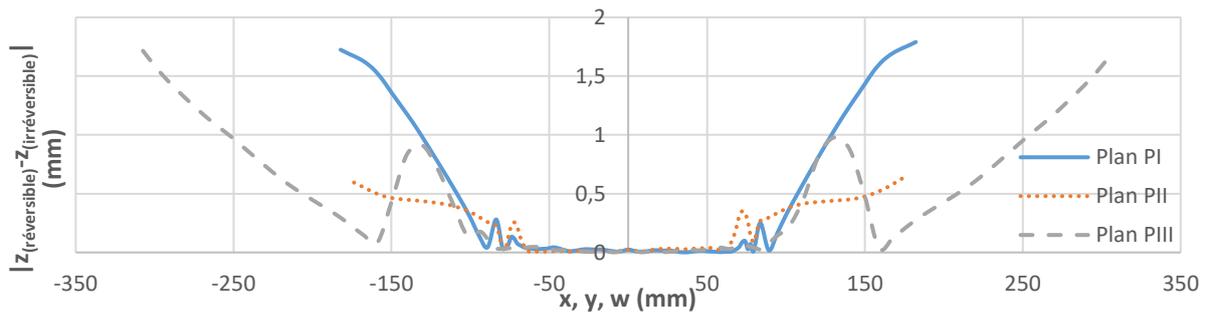
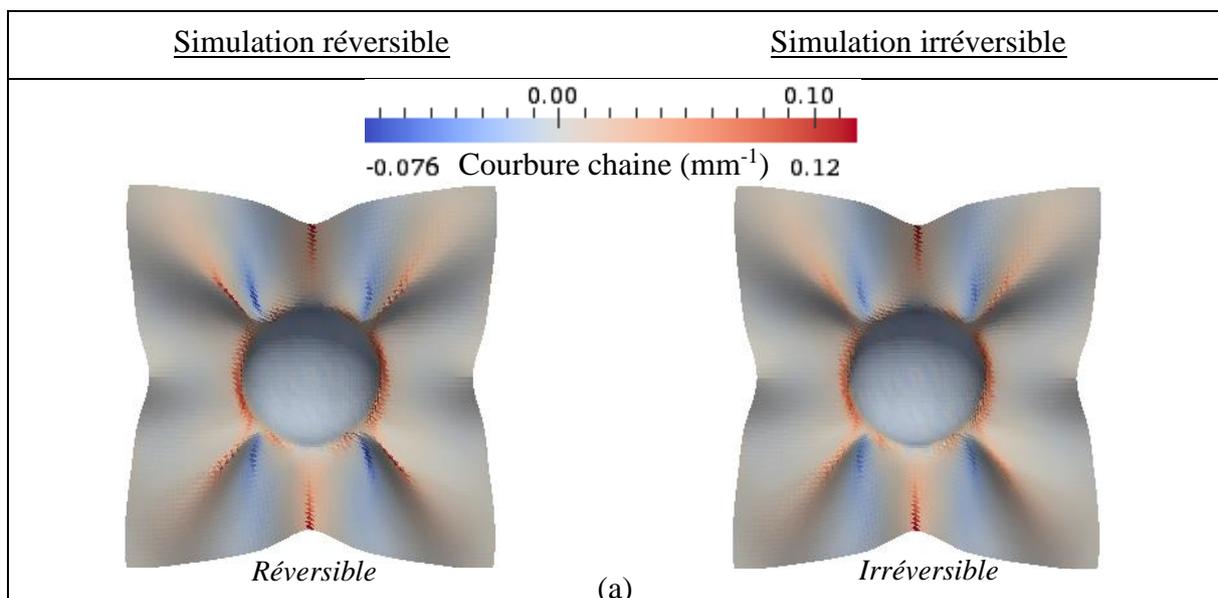


Figure 4.21 Différence entre les altitudes du tissu obtenues avec simulation réversible et avec simulation irréversible dans les plans  $P_I$ ,  $P_{II}$  et  $P_{III}$

#### 4.2.2.c Comparaison des courbures et des moments de flexion



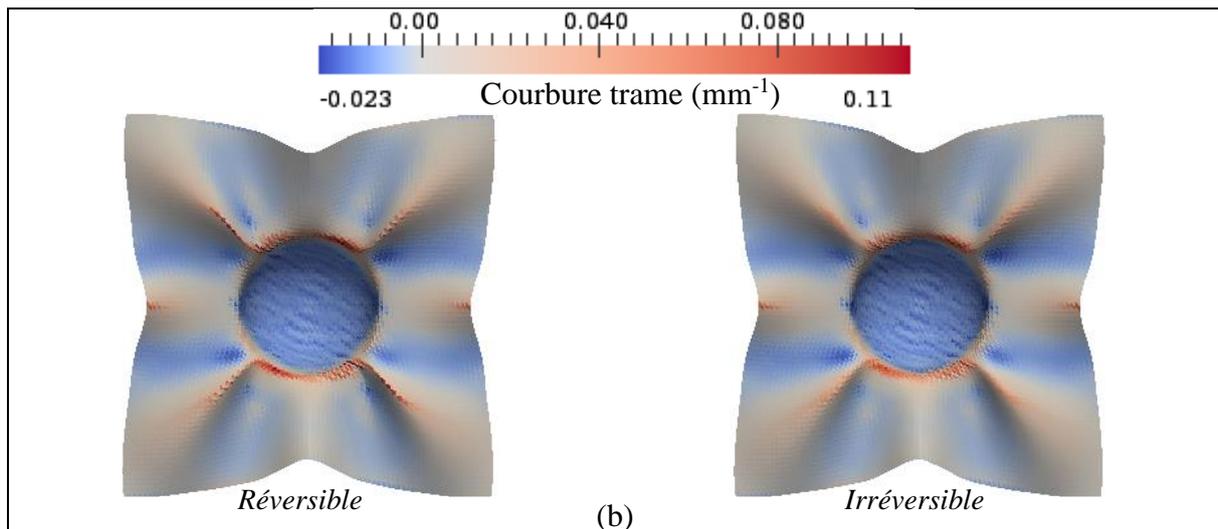


Figure 4.22 Cartes (a) courbure chaîne et (b) cartes courbure trame du renfort, pour les deux simulations réversible et irréversible

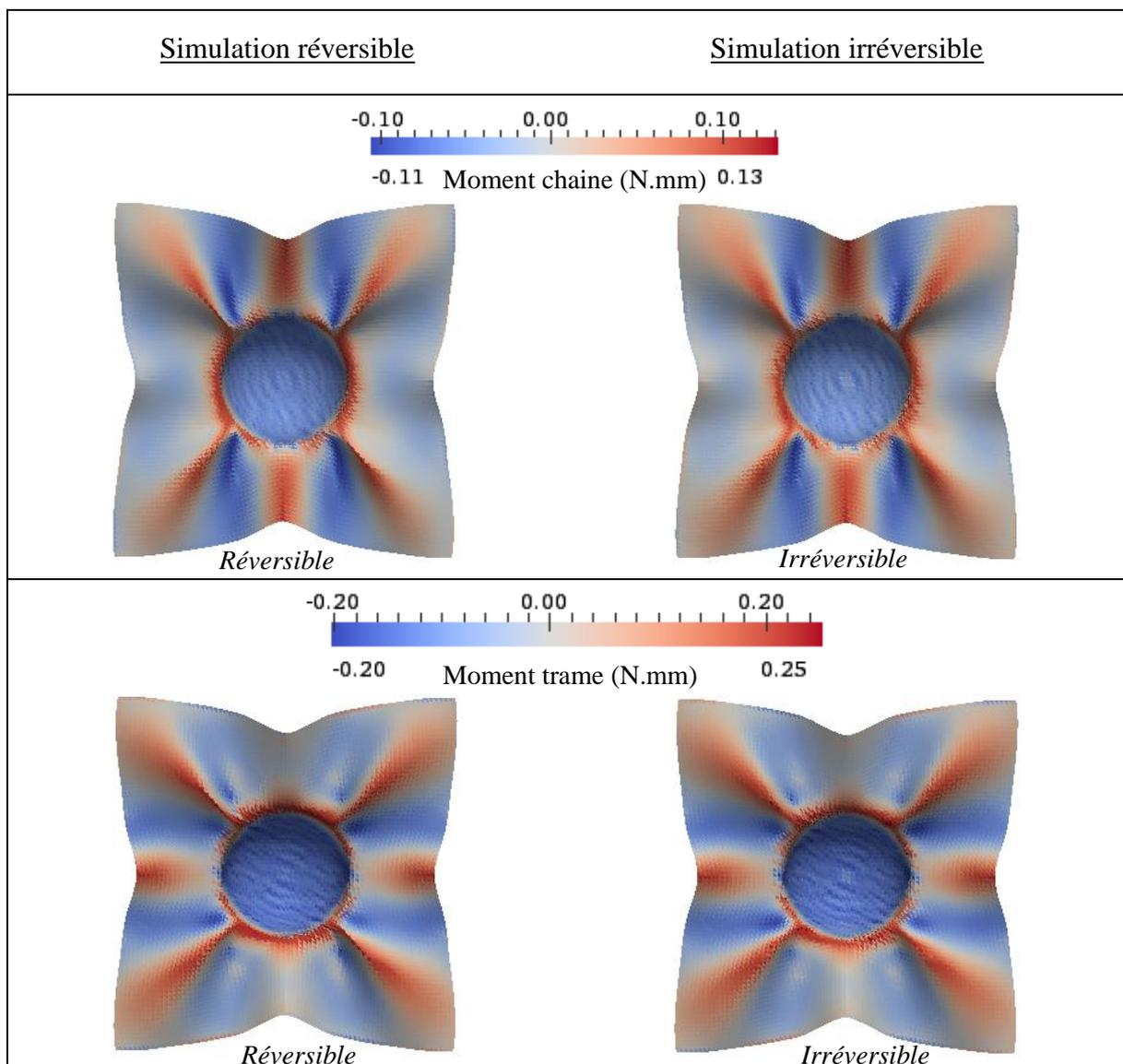


Figure 4.23 Cartes moment chaîne et trame du renfort pour les deux simulations réversible et irréversible

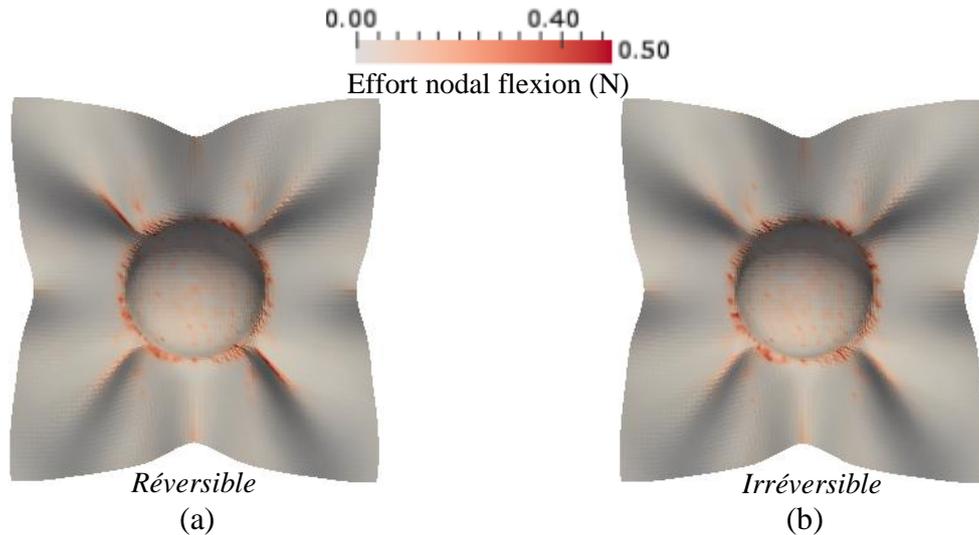


Figure 4.24 Cartes efforts nodaux flexion pour la simulation (a) réversible (b) irréversible

On remarque que, pour les plissements qui sont très proches de la zone qui subit des irréversibilités (les plis qui sont dans les directions  $x=y$  et  $x=-y$ ), les courbures chaîne et trame obtenues avec le modèle irréversible sont plus petites que celles obtenues avec le modèle réversible. En ce qui concerne la courbure sens chaîne : lorsque le poinçon descend il y a des zones du tissu qui passent par le bord et subissent une charge-décharge. La rigidité tangente de ces zones avec le comportement irréversible est plus importante que celle avec le comportement réversible (Figure 4.19-b pour les courbures plus grandes que  $0.03 \text{ mm}^{-1}$ ). Le changement de rigidité de ces zones impacte l'évolution de leur courbure en fonction du temps (qui devient plus lente car la rigidité est plus importante - Figure 4.18-b). Cette évolution devient ainsi plus lente dans les régions qui sont proches des zones qui subissent ces chargements non-monotones, ce qui explique la valeur plus petite de la courbure chaîne obtenue avec le modèle irréversible qu'avec le modèle réversible. Même explication pour la courbure trame.

En ce qui concerne les moments chaîne et trame, on distingue une différence au niveau des mêmes plis dont on a parlé ci-dessus (ce qui résulte de la différence des courbures) et au niveau de la zone qui a subi la charge/décharge (on ne la voit pas entièrement car elle n'est pas dans le même plan que l'image). La différence au niveau de des moments entraîne ainsi une différence au niveau des efforts nodaux dus à la flexion (Figure 4.24).

### 4.2.3 Comparaison géométrie simulation-expérience

L'emboutissage hémisphérique d'un échantillon du renfort G1151 a été réalisé sans serre-flanc sur la machine de traction Shenck au laboratoire LaMCoS. Les dimensions du montage et de l'échantillon sont décrites dans la partie 4.2.1.

D'après la Figure 4.25, la forme globale du tissu, obtenue par simulation avec le modèle du comportement irréversible, est cohérente avec celle obtenue expérimentalement. À rappeler que la géométrie déformée obtenue avec comportement réversible n'est pas sensiblement différente que celle obtenue avec comportement irréversible (Figure 4.17).

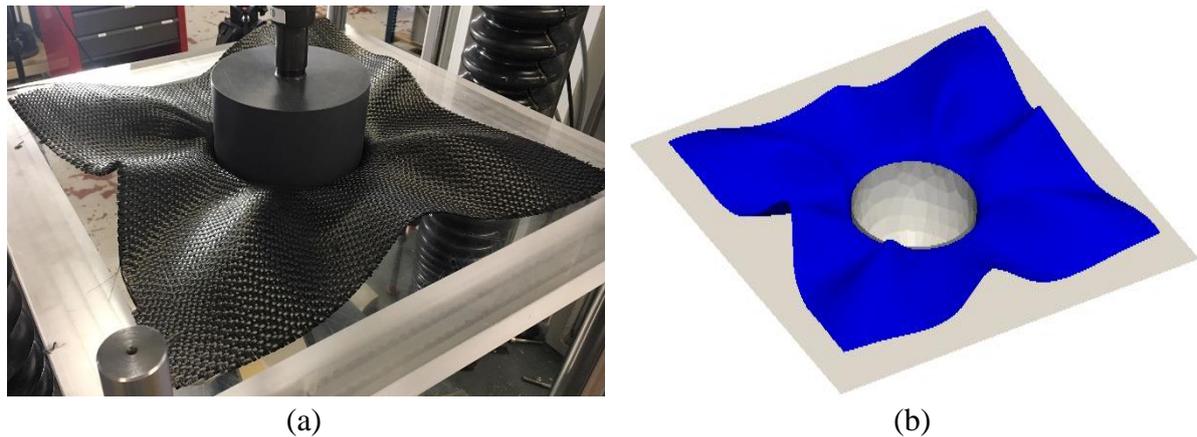


Figure 4.25 Comparaison entre (a) l'expérimentation et (b) la simulation de l'emboutissage hémisphérique sur l'interlock G1151

### 4.3 Emboutissage tétraédrique

Dans les cas de l'emboutissage en U et l'emboutissage hémisphérique, il y a des zones qui subissent des chargements non monotones en flexion (lors du passage du tissu par un bord). Par contre il n'y a pas de chargement non monotone en cisaillement : l'emboutissage en U ne provoque aucun angle de cisaillement, et l'emboutissage hémisphérique provoque un angle de cisaillement mais sans la possibilité de provoquer des chargements non monotones en cisaillement. Dans cette partie, on étudie un cas un peu plus compliqué, l'emboutissage d'un renfort tissé à l'aide d'un poinçon de forme tétraédrique [ALL 11]. Pour ce cas, on est sûr d'avoir des chargements non monotones en flexion (sur les bords) et on étudie la possibilité de présence des zones qui subissent des chargements non monotones en cisaillement ; on étudie également l'importance de l'utilisation des modèles irréversibles pour simuler cet emboutissage.

#### 4.3.1 Description des outils

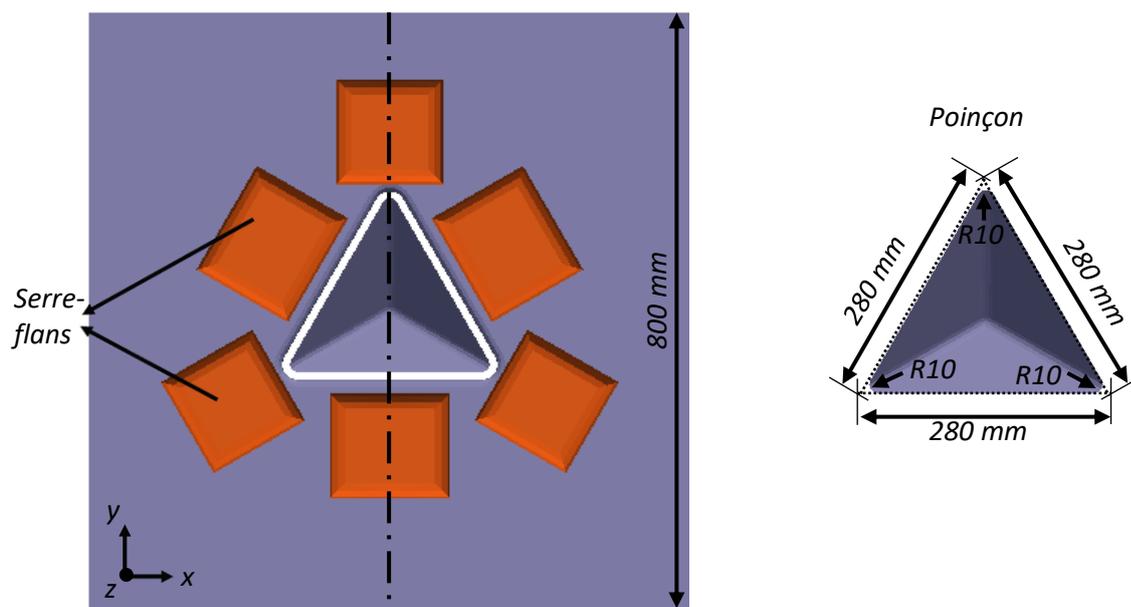


Figure 4.26 Vue de dessus de la géométrie des outils de l'emboutissage tétraédrique

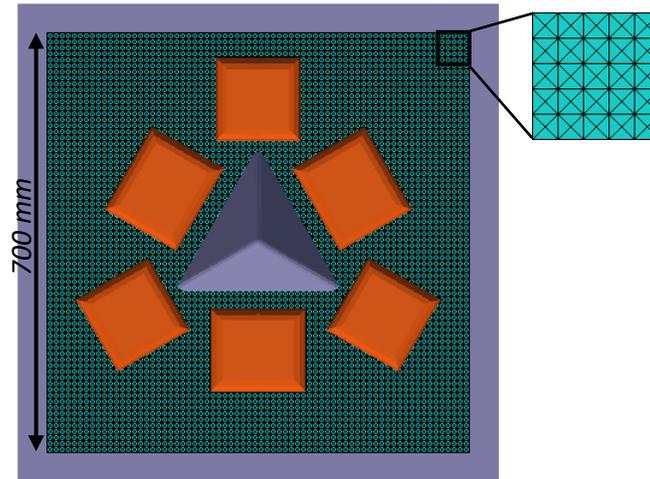
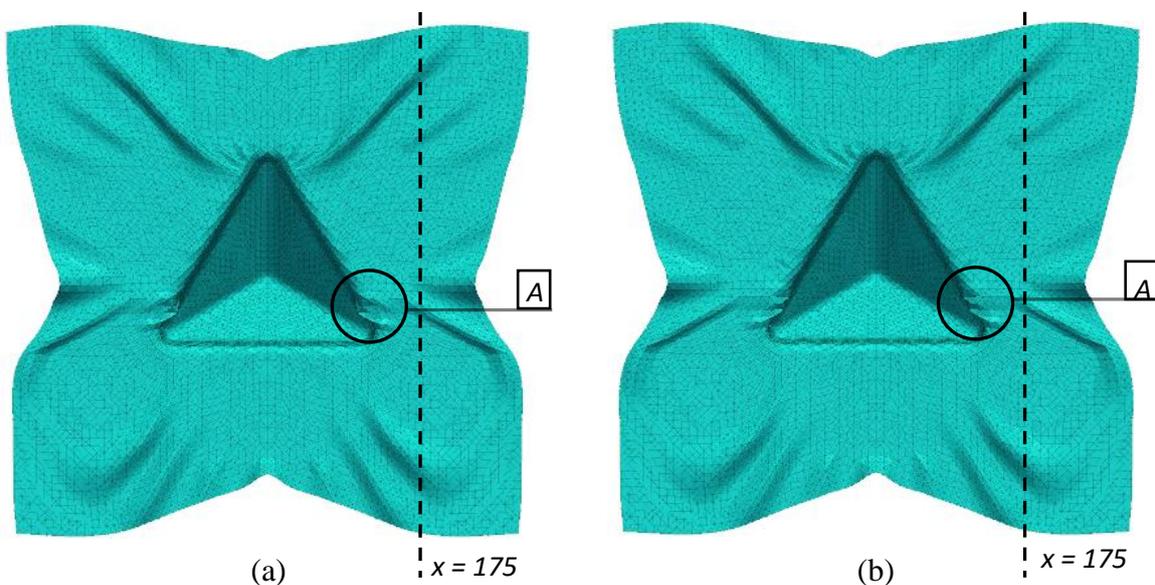


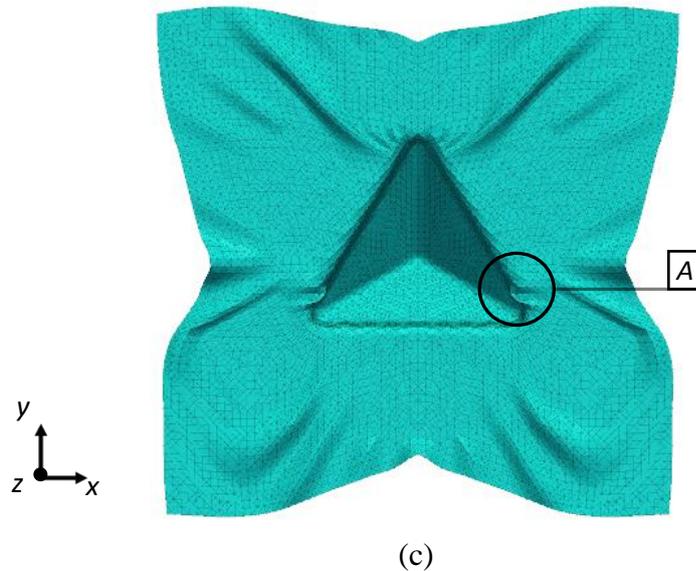
Figure 4.27 Maillage du tissu pour l'emboutissage tétraédrique

Le poinçon a une forme tétraédrique, la matrice contient une ouverture en forme triangulaire et le tissu est initialement carré de dimensions  $700 \text{ mm} \times 700 \text{ mm}$ . Les Figures 4.26 et 4.27 montrent respectivement la géométrie des outils de cet emboutissage et le maillage du tissu constitué de  $4 \times 70 \times 70$  éléments (maillage type CD). Les calculs sont effectués sur une moitié de la géométrie (symétrie de l'outillage et du matériau). La simulation de l'emboutissage est réalisée sur un renfort qui a les caractéristiques du G1151 et pour une orientation des mèches à  $0^\circ$  et  $90^\circ$ . Des serre-flans sont utilisés afin de maintenir le tissu et éviter les plissements dans la partie utile.

### 4.3.2 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible

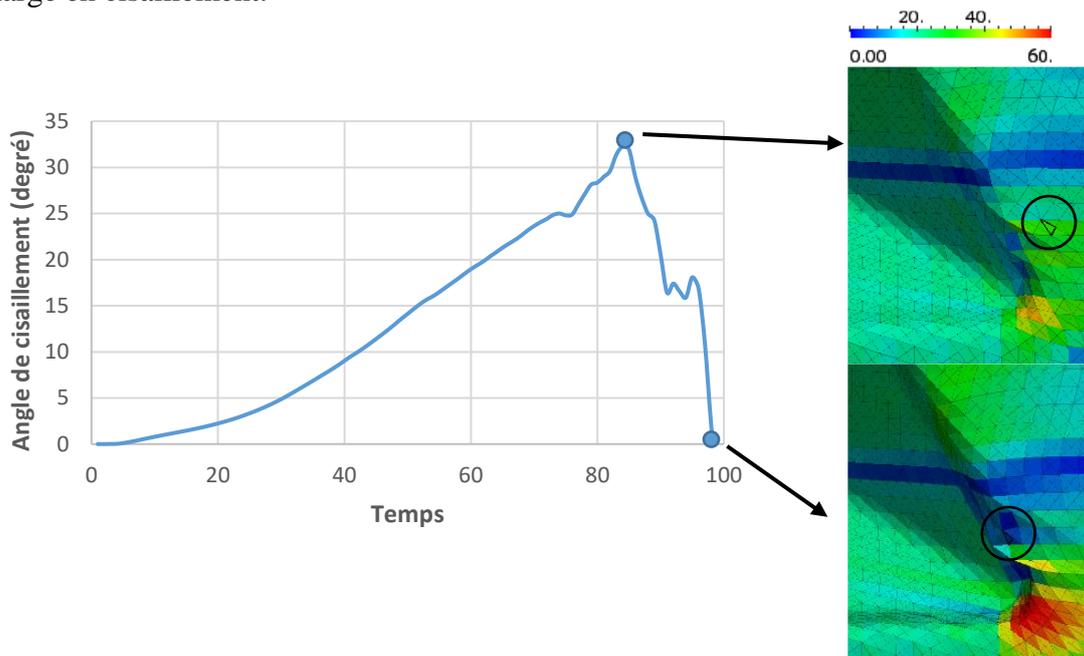
#### 4.3.2.a Recherche d'une zone de chargement non monotone en cisaillement





**Figure 4.28 Simulation emboutissage tétraédrique avec un modèle de comportement (a) réversible (b) irréversible en flexion et en cisaillement (c) irréversible en flexion et réversible en cisaillement**

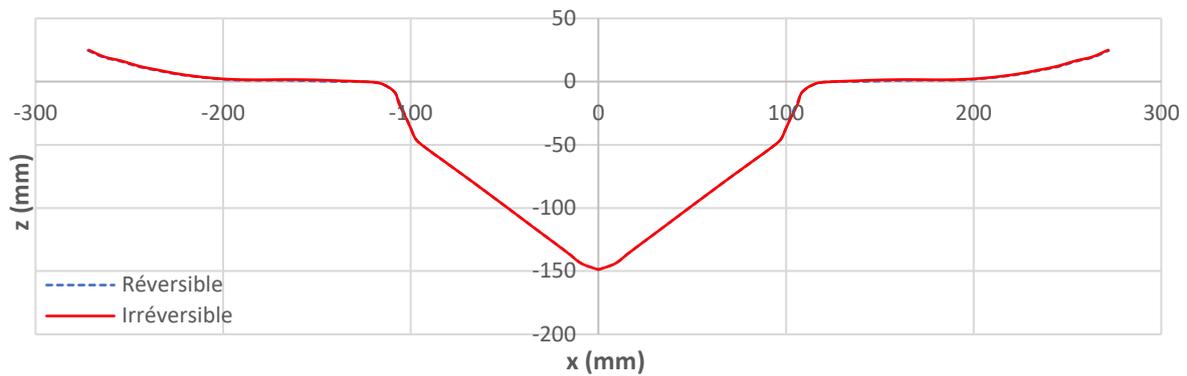
Sur la Figure 4.28, on voit qu'entre la simulation avec un modèle de comportement réversible (a) et la simulation avec un modèle de comportement irréversible en flexion et en cisaillement (b) il y a de légères différences au niveau des plis dans le plan du renfort. Ces différences proviennent soit uniquement des irréversibilités en flexion, soit des irréversibilités en flexion et en cisaillement si ces dernières sont sollicitées. Afin de voir s'ils existent, on compare la simulation (b) et la simulation avec des modèles de comportement irréversible en flexion et réversible en cisaillement (c). On trouve une petite différence au niveau du défaut de plissement qui se trouve dans la zone A. Ainsi, cette zone peut contenir des cas de chargements non monotones en cisaillement. La Figure 4.29 montre l'évolution de l'angle de cisaillement en fonction du temps d'un élément appartenant à cette zone. D'où la présence d'une charge-décharge en cisaillement.



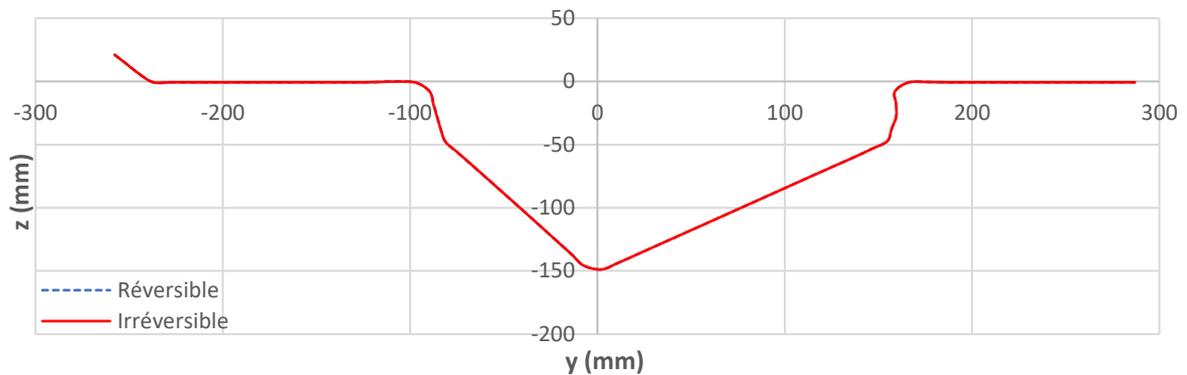
**Figure 4.29 Évolution de l'angle de cisaillement en fonction du temps d'un élément du tissu pour une simulation élastique**

### 4.3.2.b Comparaison de la géométrie du renfort à la fin de la simulation réversible et la simulation irréversible

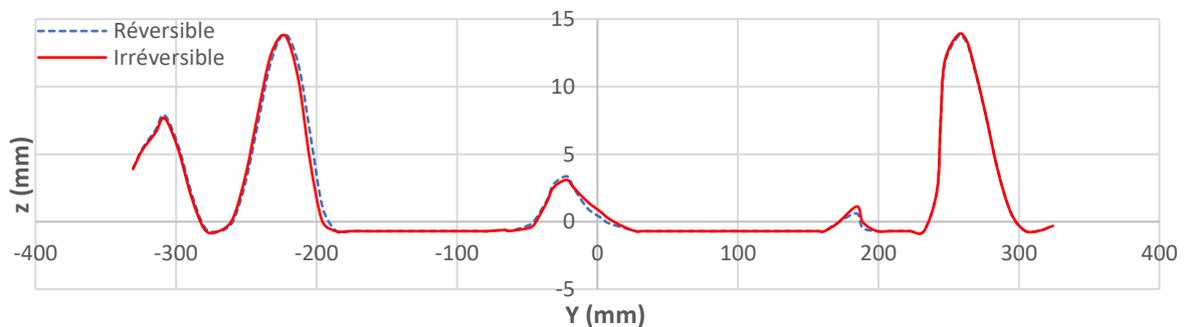
Pour mieux comparer la géométrie du tissu à la fin de la simulation réversible et de la simulation irréversible on compare plusieurs sections du renfort dans plusieurs plans. Soit  $P_I$  le plan défini par les vecteurs  $\vec{l}$  et  $\vec{k}$  et passant par l'origine,  $P_{II}$  le plan défini par les vecteurs  $\vec{j}$  et  $\vec{k}$  et passant par l'origine et  $P_{III}$  le plan défini par les vecteurs  $\vec{j}$  et  $\vec{k}$  et passant par  $x = 175$ . La Figure 4.30 montre la superposition, pour la simulation réversible et la simulation irréversible, des sections du renfort par ces trois plans.



(a)



(b)



(c)

Figure 4.30 Sections du renfort par le plan (a)  $P_I$  (b)  $P_{II}$  (c)  $P_{III}$  montrant la géométrie du tissu à la fin des simulations réversible et irréversible de l'emboutissage tétraédrique

On trouve qu'entre la simulation réversible et la simulation irréversible, il n'y a pas de différence significative des sections du renfort obtenues par plusieurs plans. La Figure 4.31 montre la différence des altitudes du tissu obtenues avec les 2 modèles de comportement dans les plans  $P_I$ ,  $P_{II}$  et  $P_{III}$ . Cette différence est minime par rapport aux dimensions des outils de l'emboutissage et du tissu.

Donc la seule petite différence de géométrie du tissu qu'on peut trouver entre les deux simulations est au niveau du pli qui se trouve dans la zone A (Figure 4.28), là où il y a une charge/décharge en cisaillement.

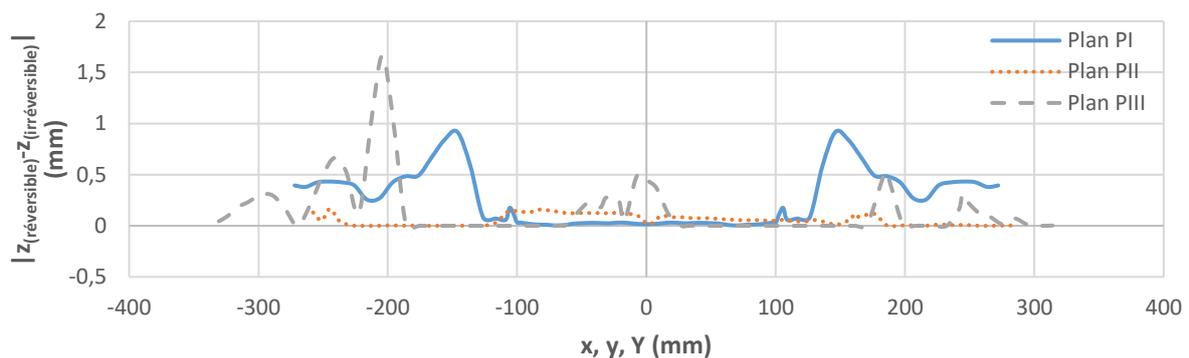
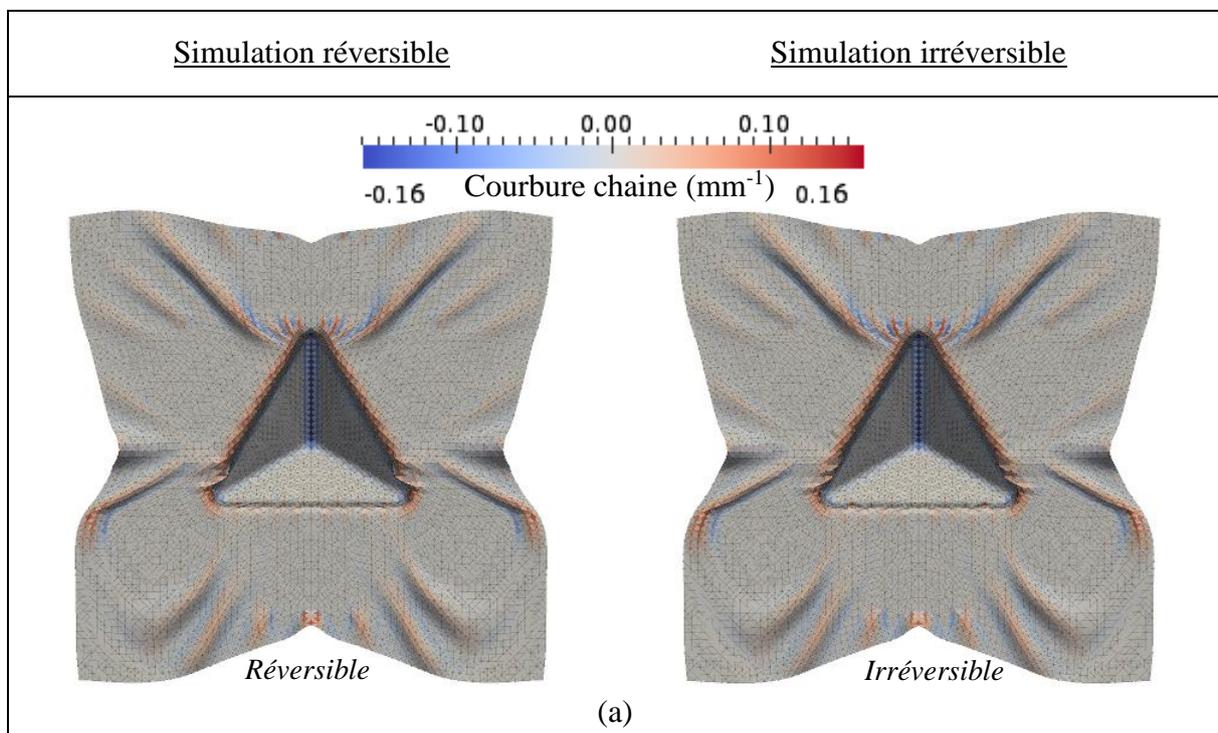


Figure 4.31 Différence entre les altitudes du tissu obtenues avec simulation réversible et avec simulation irréversible dans les plans  $P_I$ ,  $P_{II}$  et  $P_{III}$

#### 4.3.2.c Comparaison de la courbure et des efforts internes dus à la flexion



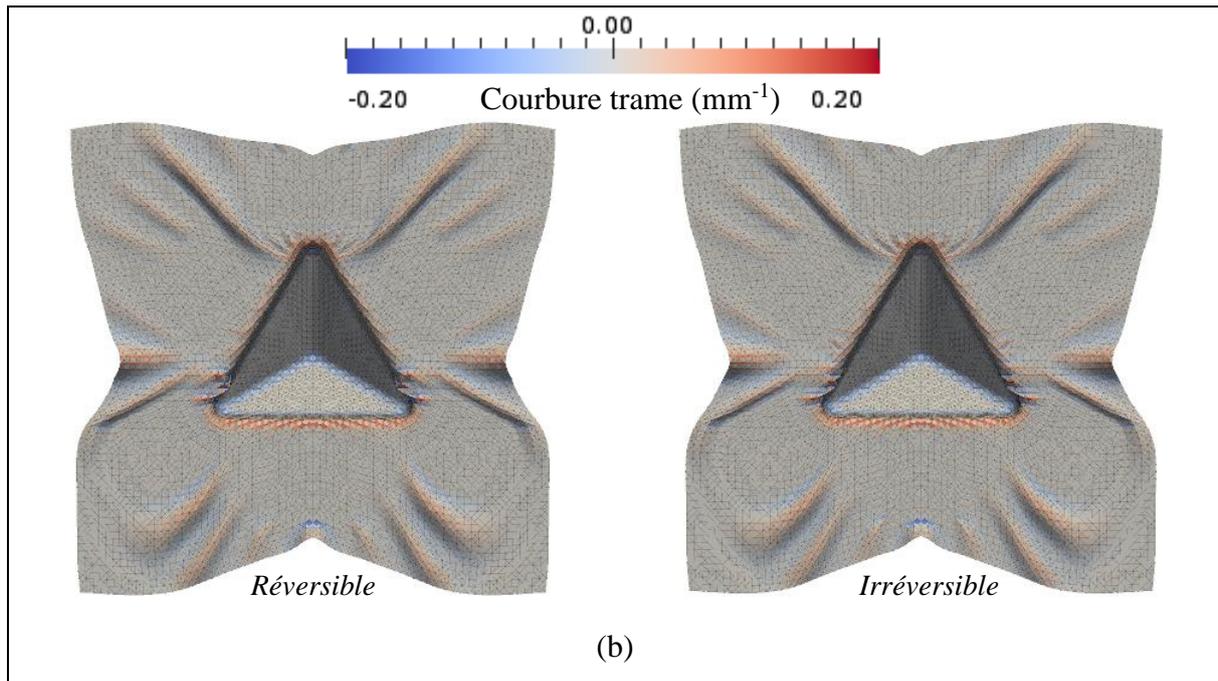


Figure 4.32 (a) Cartes courbure chaîne et (b) carte courbure trame du renfort pour les deux simulations réversible et irréversible

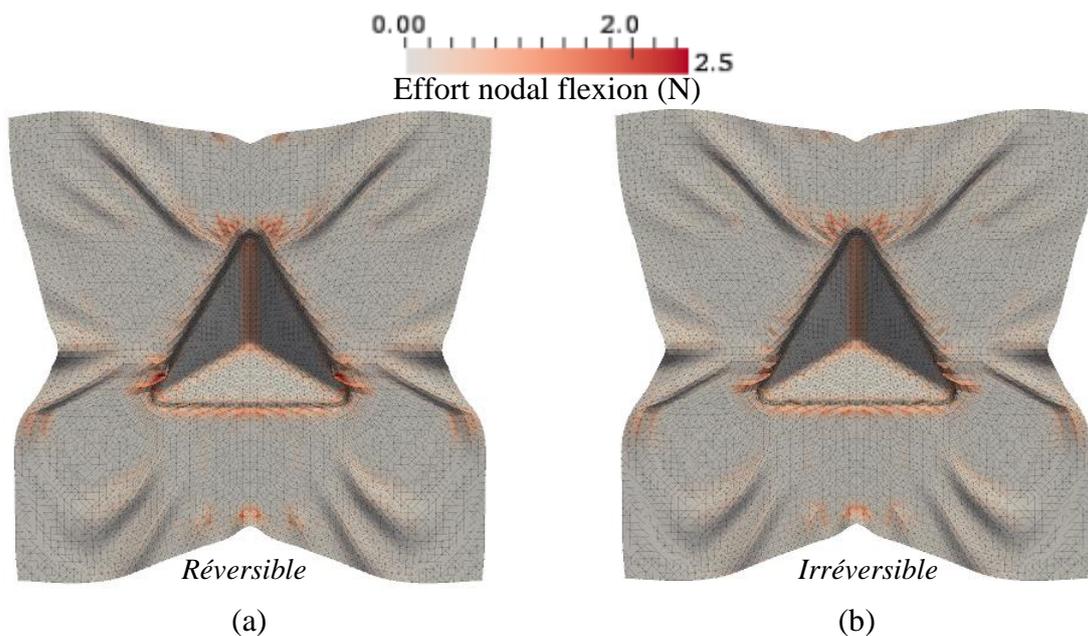


Figure 4.33 Cartes efforts nodaux flexion pour la simulation (a) réversible et (b) irréversible

Sur les cartes montrant les courbures chaîne et trame du renfort à la fin de la simulation (Figure 4.32), on trouve les mêmes courbures partout sauf au niveau des plis de la zone A. Pour les efforts nodaux dus à la flexion, une légère différence se note au niveau des zones qui subissent des chargements non monotones en flexion ainsi qu'une différence au niveau de la zone A.

4.3.2.d Comparaison de l'angle de cisaillement et des efforts nodaux dus au cisaillement

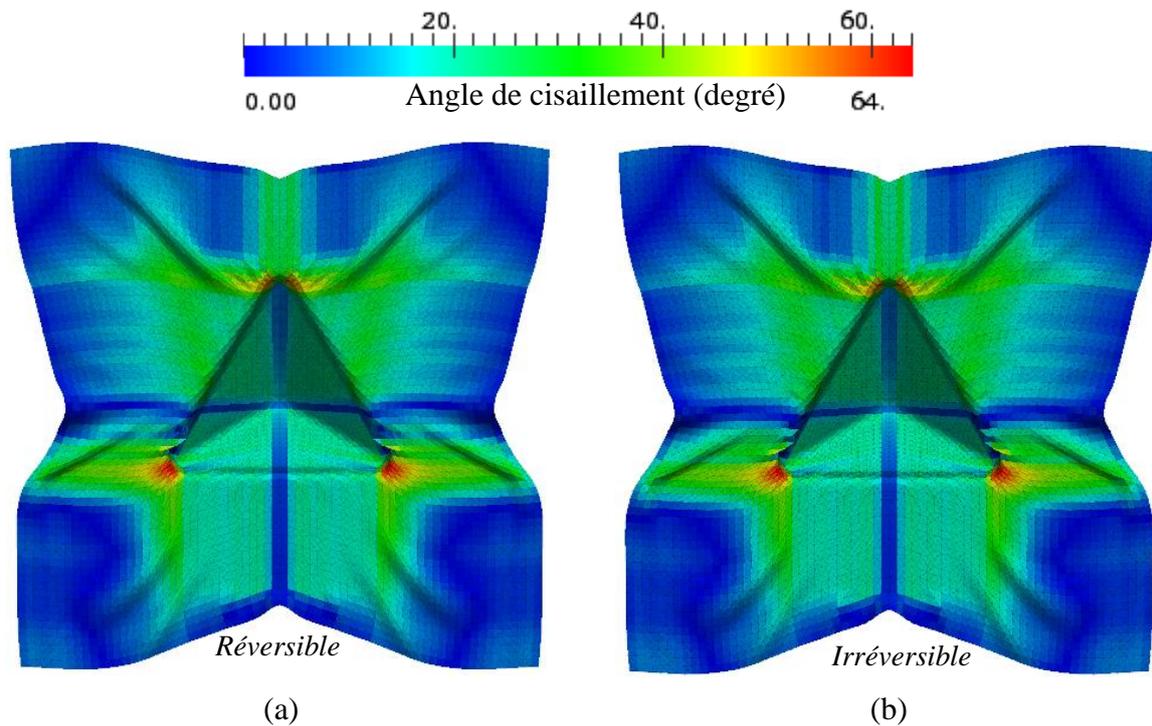


Figure 4.34 Cartes angle de cisaillement pour la simulation (a) réversible (b) irréversible

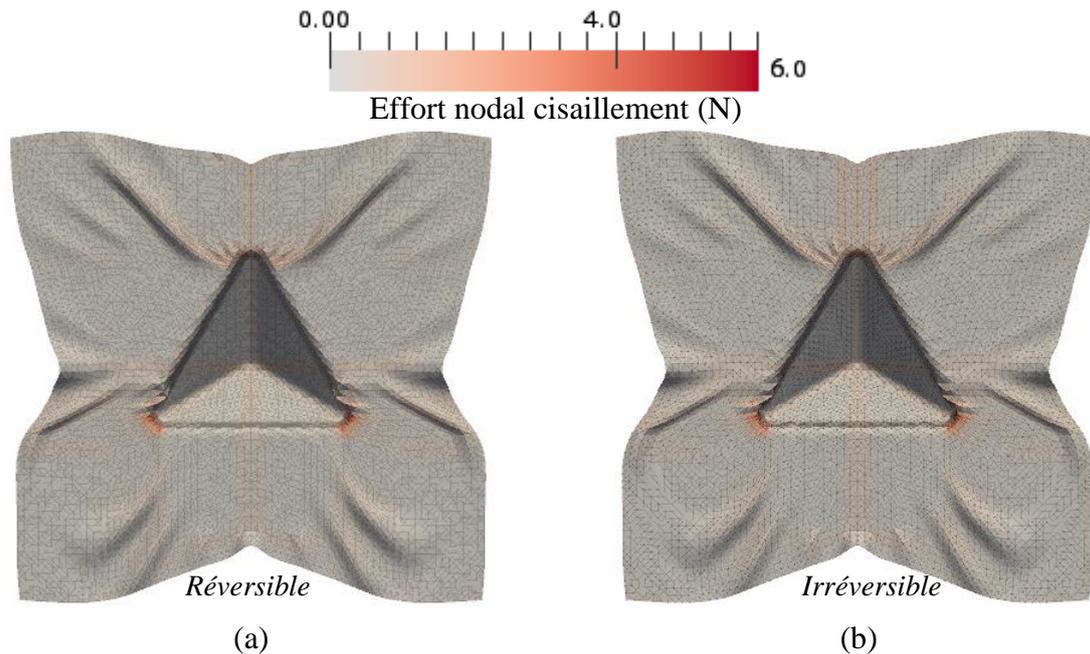


Figure 4.35 Cartes efforts nodaux cisaillement pour la simulation (a) réversible (b) irréversible

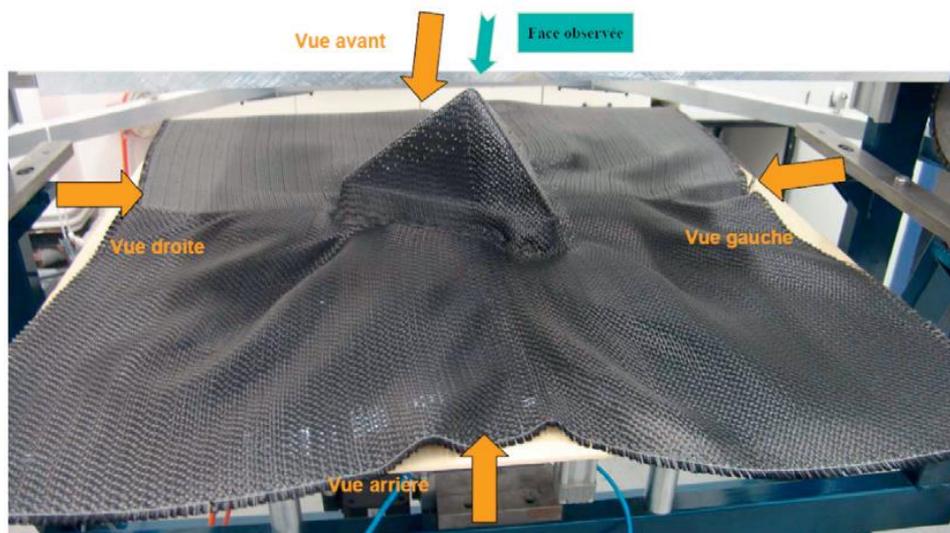
Comme pour la flexion, de petites différences de l'angle de cisaillement et des efforts nodaux dus au cisaillement sont observées dans la zone A.

L'utilisation d'un modèle irréversible en cisaillement a changé la forme de pli dans la zone A (là où il y a une charge/décharge en cisaillement). Ce changement de forme a impacté la

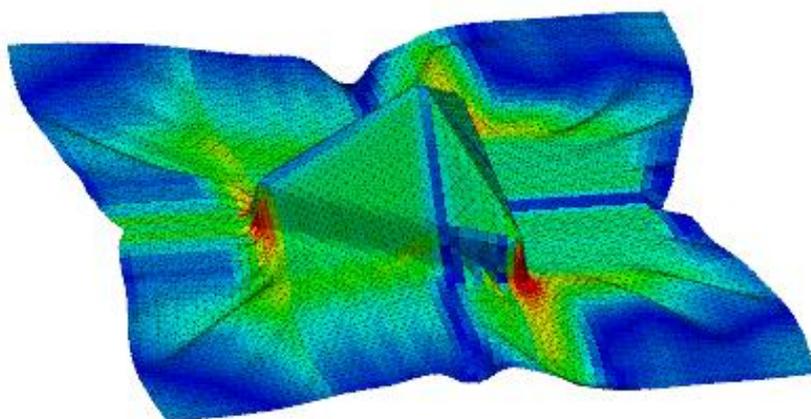
courbure de flexion dans cette zone (et donc le moment et les efforts nodaux de flexion). Par conséquent une charge/décharge d'un mode de déformation peut impacter indirectement un autre mode de déformation.

Pour cet emboutissage il y a des chargements non monotones en flexion et en cisaillement. Pour la flexion, des charges-décharges sont dues à la géométrie du poinçon qui contient des bords. En revanche, les chargements non monotones en cisaillement sont au niveau d'un défaut de plissement, et peut-être qu'on peut les éviter en adaptant mieux les conditions limites de l'emboutissage comme la position et la pression des serre-flans.

### 4.3.3 Comparaison géométrie simulation-expérience



(a)



(b)

Figure 4.36 Géométrie du renfort après l'emboutissage tétraédrique obtenue par (a) expérimentation [ALL 11] et (b) simulation

La géométrie obtenue par simulation est en accord avec celle obtenue par expérimentation : il n'y a pas de plis dans la partie tétraédrique du renfort mais il y en a beaucoup dans le plan du renfort ; et l'angle de cisaillement maximal est d'environ  $60^\circ$ .

## 4.4 Emboutissage boîtes

Dans les trois premiers exemples d'emboutissage, on voit qu'il est très fréquent d'obtenir des chargements non monotones en flexion et c'est même systématique à chaque passage du tissu par un bord. Pour le cisaillement, il est moins fréquent d'obtenir des chargements non monotones dus à la géométrie des outils où dans le cas de l'emboutissage tétraédrique la charge/décharge en cisaillement est obtenue au niveau d'un défaut de plissement qu'on essaye d'éviter. Dans cette partie on étudie le cas d'un emboutissage capable de provoquer une charge/décharge en cisaillement due à la géométrie des outils. C'est l'emboutissage boîtes où le poinçon a la forme de plusieurs boîtes (cette mise en forme vient du programme *FiberMap*). L'intérêt de cet emboutissage pour la présente étude c'est qu'on obtient au niveau des coins des boîtes des chargements non monotones en cisaillement et ainsi l'on peut étudier l'importance d'utiliser un modèle irréversible pour simuler une pièce qui subit à la fois des chargements non monotones en flexion et en cisaillement dus à la géométrie des outils.

### 4.4.1 Description des outils

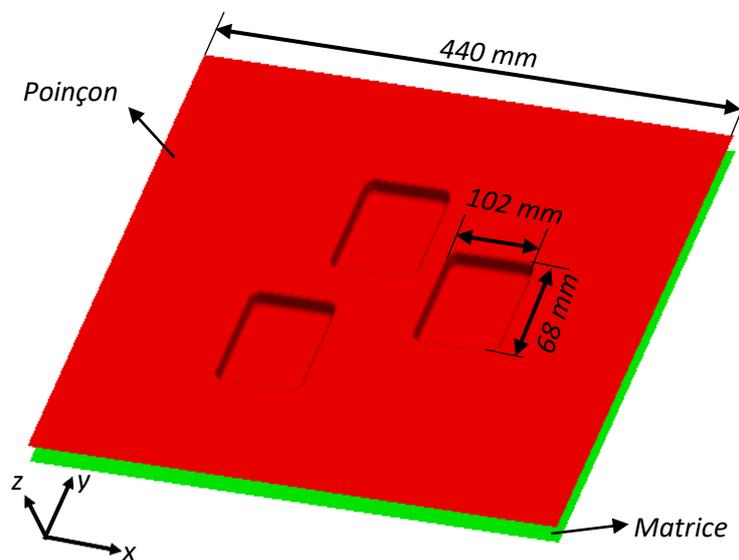


Figure 4.37 Vue 3D de la géométrie des outils de l'emboutissage boîtes

Le poinçon a une forme carrée de dimensions  $440 \text{ mm} \times 440 \text{ mm}$  contenant trois boîtes et chacune de dimensions  $102 \text{ mm} \times 68 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$ . Le renfort est initialement carré et de dimensions  $400 \text{ mm} \times 400 \text{ mm}$ . La Figure 4.37 montre la géométrie des outils de cet emboutissage. Le maillage du tissu constitué de  $4 \times 70 \times 70$  éléments (maillage type CD). La simulation de l'emboutissage est réalisée sur un renfort qui a les caractéristiques du G1151 et pour une orientation des mèches à  $0^\circ$  et  $90^\circ$ .

#### 4.4.2 Présence des zones du tissu qui subissent des chargements non monotones en cisaillement

Dans cette partie on cherche des zones du renfort qui subissent lors de cet emboutissage des chargements non monotones en cisaillement. La simulation est effectuée en utilisant un modèle de comportement élastique. En suivant l'évolution d'un élément particulier (appartenant à la zone A sur la Figure 4.38) au cours de l'emboutissage, on montre que ce dernier subit une charge/décharge sur l'angle de cisaillement. La Figure 4.39 montre l'évolution de l'angle de cisaillement de cet élément en fonction du temps.

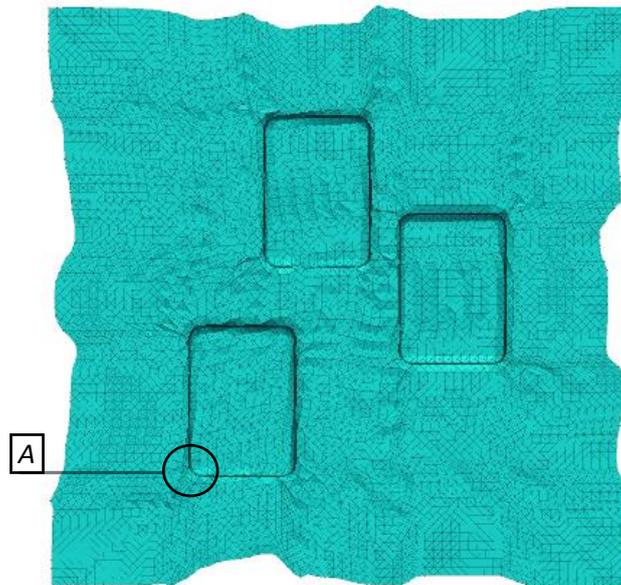


Figure 4.38 Simulation de l'emboutissage boîtes

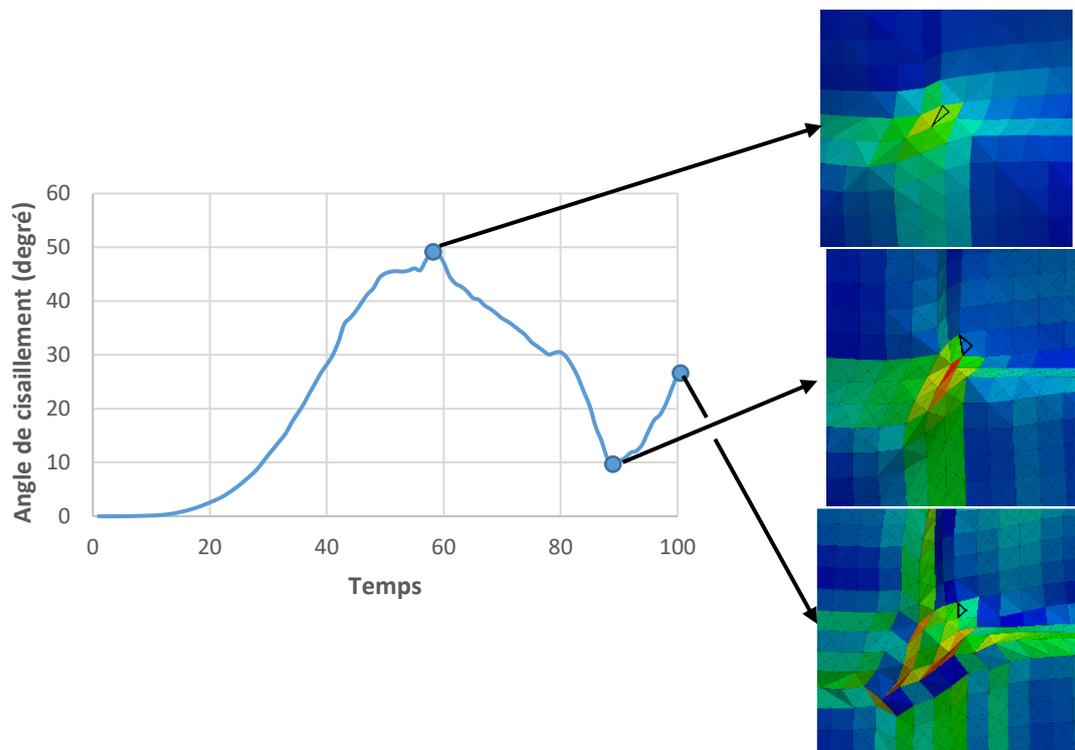


Figure 4.39 Évolution de l'angle de cisaillement en fonction du temps d'un élément du tissu

Sur la Figure 4.39 on remarque que l'élément étudié subit une décharge de 50° à 10° et ensuite il fait de nouveau une charge jusqu'à 26°. Ce chargement non monotone est dû au passage de cet élément par le coin d'une boîte accompagné des mouvements de translation vers le haut et la droite dus à la présence de formage de deux autres boîtes sur le même tissu.

#### 4.4.3 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible

##### 4.4.3.a Comparaison de la géométrie du renfort et de l'angle de cisaillement à la fin des simulations réversible et irréversible

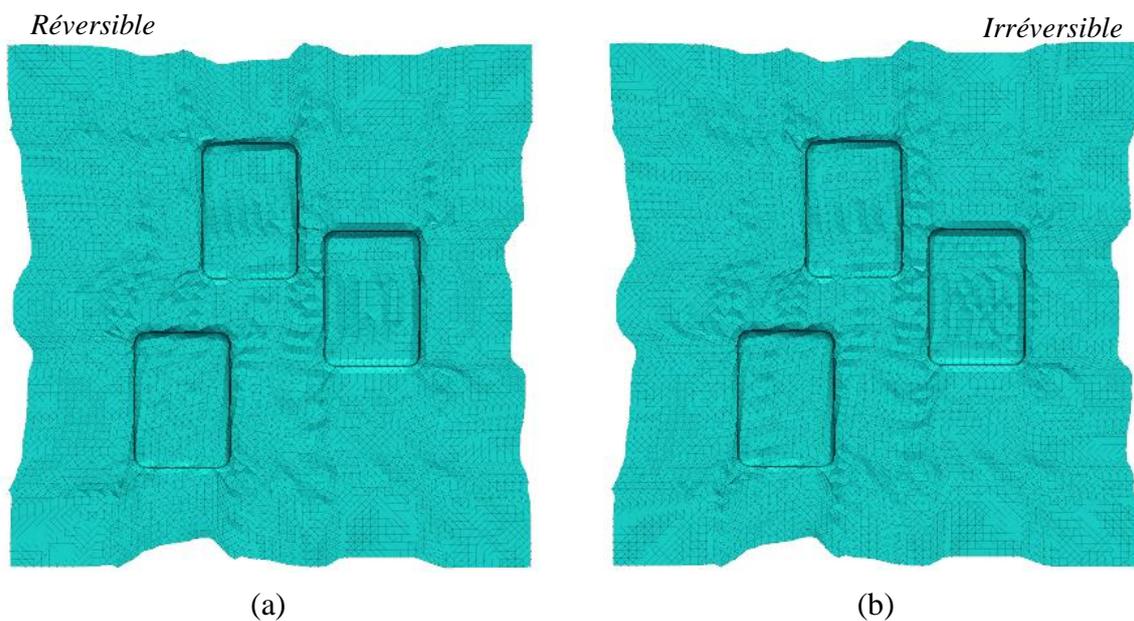


Figure 4.40 Simulation emboutissage boîtes avec un modèle de comportement (a) réversible (b) irréversible

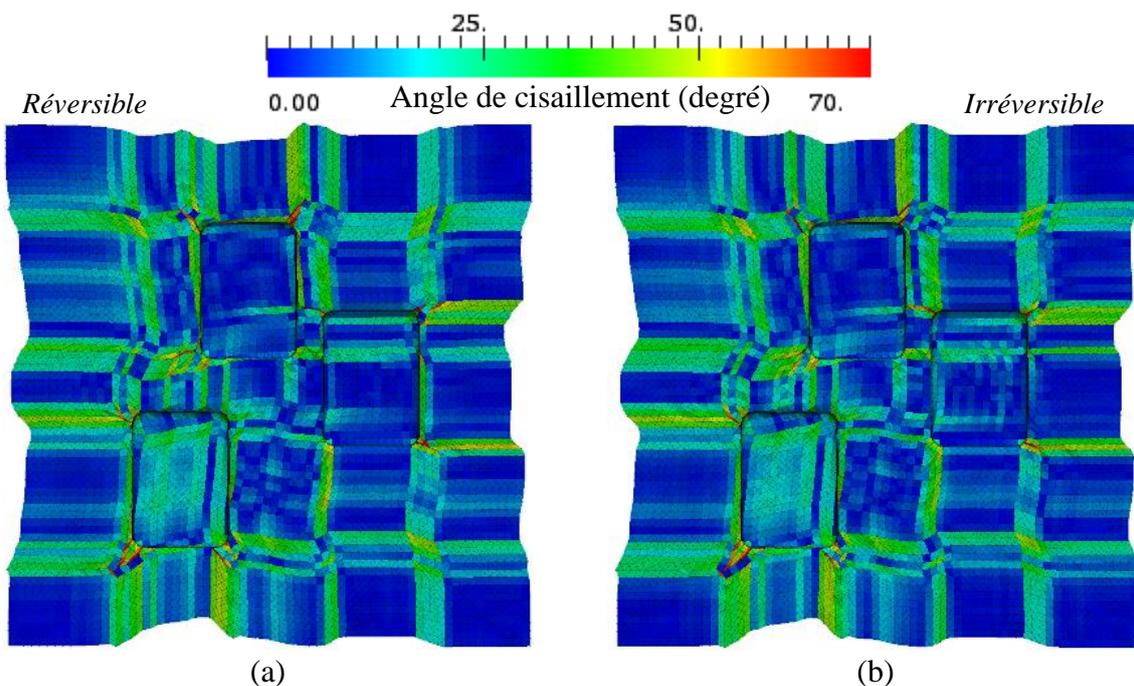


Figure 4.41 Carte angle de cisaillement pour la simulation (a) réversible (b) irréversible

On remarque qu'au niveau de la géométrie, il n'y pas de différence significative entre la simulation réversible et la simulation irréversible. Pour l'angle de cisaillement, il y a des petites différences au niveau des coins des boîtes où il y a des chargements non monotones en cisaillement qui provoquent le mécanisme d'irréversibilité en cisaillement.

#### 4.4.3.b Comparaison des efforts internes dus à la flexion et au cisaillement

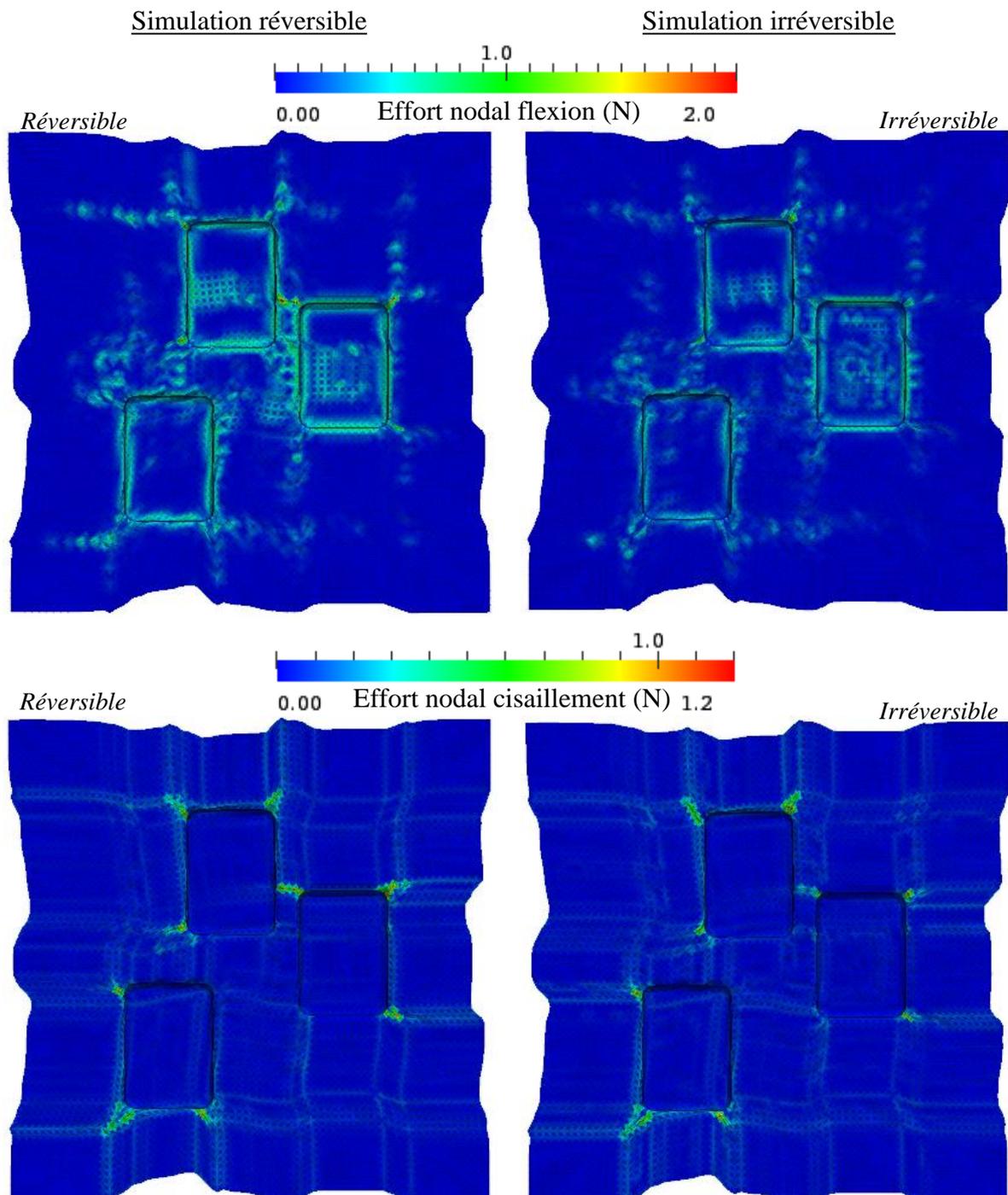


Figure 4.42 Cartes des efforts nodaux de flexion et du cisaillement pour les deux simulations réversible et irréversible

Dans ce cas d'emboutissage, certaines zones du renfort sont sollicitées par des chargements non monotones en flexion et en cisaillement. Durant la simulation avec des modèles de comportements irréversibles, les rigidités en flexion et en cisaillement changent lors du passage d'une phase de charge à une phase de décharge. Donc même si on obtient la même géométrie à la fin des simulations réversible et irréversible, on peut avoir des valeurs différentes des moments de flexion et du couple de cisaillement (comme dans les trois premiers exemples d'emboutissages) et ainsi une différence au niveau des efforts internes dus à la flexion et au cisaillement : c'est ce qu'on voit sur la Figure 4.42.

## 4.5 Plissements sous compression dans la direction des fibres

La faible rigidité en flexion des renforts fibreux les rend sensibles au flambement lors d'une compression dans le plan du renfort, ce qui amène à la formation des plis sous une faible compression.

Dans cette partie on étudie la possibilité d'obtenir des chargements non monotones en flexion lors des formations des plis et l'importance d'utiliser un modèle irréversible pour les simuler. Pour provoquer des plissements, on applique sur un tissu une compression dans le plan du renfort en rapprochant ses deux extrémités ce qui provoque une déformation hors plan.

### 4.5.1 Présence de chargement non monotone en flexion lors de formation des plis

On applique sur un tissu de dimensions 100 mm × 20 mm une compression dans son plan en rapprochant ses extrémités de 20 mm. La Figure 4.43 montre l'évolution de la courbure en fonction du temps d'un élément du tissu montré sur la Figure 4.44.

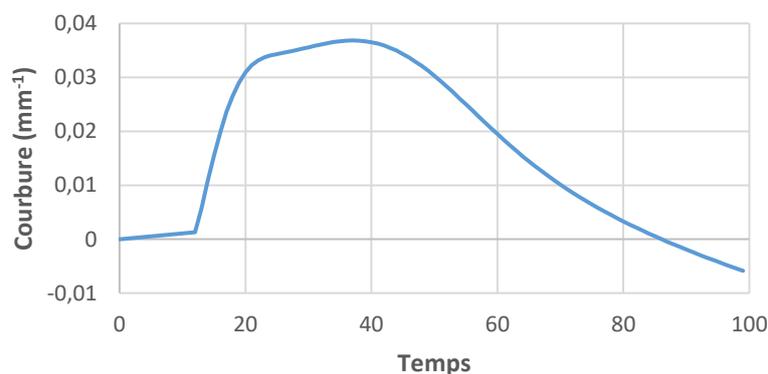


Figure 4.43 Courbure en fonction du temps d'un élément du tissu avec un comportement élastique

L'élément étudié subit une charge-décharge en flexion qu'on peut voir facilement sur la Figure 4.44 qui montre différents instants de la simulation de plissements sous compression.

L'instant  $t_0$  correspond au début de la simulation, l'instant  $t_1$  correspond à l'instant où la courbure de cet élément est maximale et  $t_f$  correspond à la fin de la simulation.

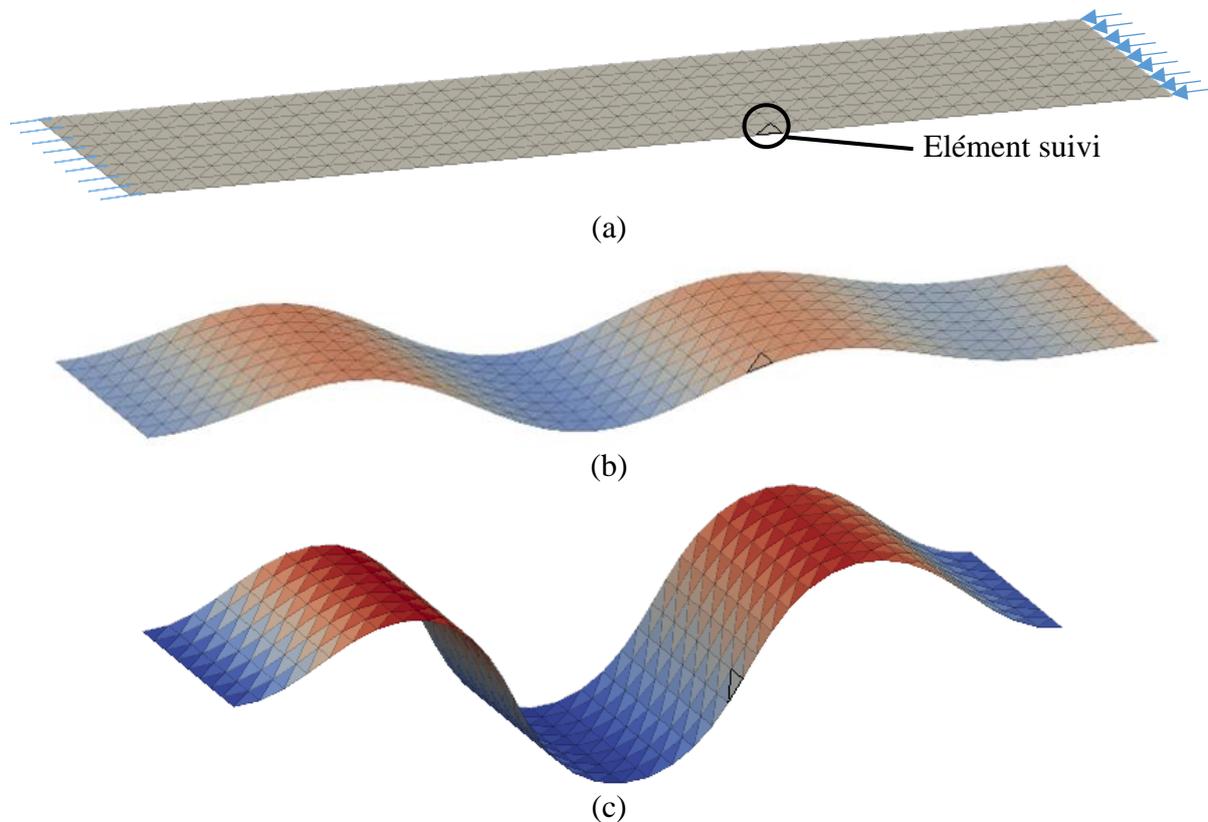


Figure 4.44 Simulation plissements sous compression à l'instant (a)  $t_0$ , (b)  $t_1$  et (c)  $t_f$

#### 4.5.2 Simulation avec modèle de comportement réversible contre simulation avec modèle de comportement irréversible

Sur la Figure 4.45 on trouve pour trois renforts ayant des rigidités de flexion différentes ( $K1 > K2 > K3$ ), les déformées à la fin des simulations (réversible et irréversible) de plissements par compression.

Pour le tissu de rigidité  $K1$ , les simulations réversible et irréversible donnent la même déformée. Cela est dû à l'absence du chargement non monotone en flexion où lors de formation d'un seul pli il n'y a pas des éléments qui passent d'une zone plus sollicitée en flexion (comme dans l'exemple de la Figure 4.44 – b) à une zone moins sollicitée en flexion (au niveau du point d'inflexion sur la Figure 4.44 – c).

Pour les deux autres rigidités  $K2$  et  $K3$ , le tissu subit des charges/décharges et ainsi le mécanisme d'irréversibilité est sollicité d'où la différence entre la déformée réversible et la déformée irréversible. Cette différence est minimale : le nombre de plis et leurs amplitudes n'ont quasiment pas changé.

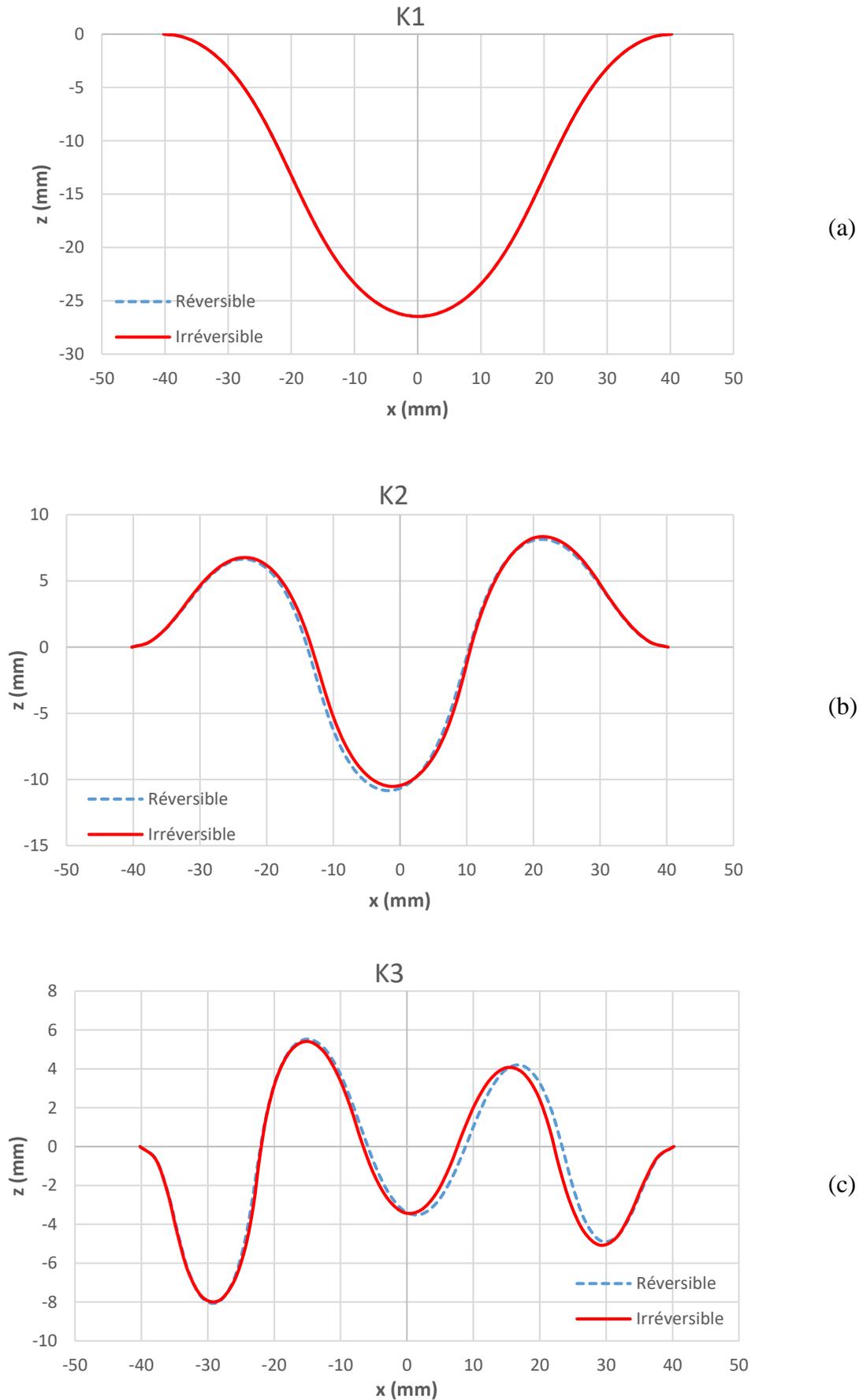


Figure 4.45 Simulation plissements par compression d'un renfort de rigidité (a) K1 (b) K2 (c) K3

## 4.6 Bilan du chapitre 4

Des chargements non monotones en flexion et en cisaillement peuvent être produits lors des mises en forme qui produisent en apparence des trajets de chargement monotones.

Les cas de chargements non monotones en flexion sont fréquents et même systématiques à chaque mise en forme : lors du passage du renfort par un bord et lors des formations des plis. Le plissement est un défaut à éviter en utilisant par exemple des serre-flans mais le passage du tissu par un bord est lié à la géométrie des outils.

Si les chargements non monotones en flexion sont très fréquents lors des mises en forme, ce n'est pas le cas pour le cisaillement. La simulation « boîtes » a permis de montrer un cas de mise en forme capable de provoquer une charge-décharge locale du tissu en cisaillement : lors du passage du renfort par un coin d'une boîte accompagné d'un mouvement de translation induit par la présence de formages d'autres boîtes sur le même tissu.

Durant la simulation d'une mise en forme, lorsqu'une région du tissu subit une décharge, sa loi de comportement va changer si le modèle de comportement utilisé est irréversible. L'effet de ce changement n'est pas local ; les éléments voisins seront impactés également. Cela est dû à la particularité des tissés pour lesquels une perturbation peut se propager sur le tissu et au mode de calcul de la courbure qui dépend des éléments voisins.

Les simulations effectuées avec un modèle de comportement irréversible confirment qu'en termes cinématiques l'utilisation d'une loi de comportement réversible approche bien la solution, compte-tenu du fait que les déplacements sont majoritairement imposés par les outils dans le cadre du procédé de mise en forme. En revanche nous avons mis en évidence des différences significatives sur les efforts internes au sein du tissu. En conséquence le modèle irréversible s'avère plus adapté pour prédire les contraintes résiduelles et les applications mettant en jeu un retour élastique du tissu.



# Conclusion générale

---

Dans ce travail, un comportement anélastique/dissipatif des renforts fibreux a été mis en évidence par des tests de charge/décharge en flexion, cisaillement dans le plan et compression transverse. Les sources de dissipations de ces différents modes de déformation se ressemblent : la première contribution dissipative vient de la reconfiguration du tissu dans une nouvelle configuration relaxée lorsque le chargement va au-delà de la charge maximale atteinte. Cette nouvelle configuration relaxée (ou déformation résiduelle) dépend fortement de la charge maximale atteinte. La deuxième source de dissipation est le frottement entre mèches et entre fibres lorsqu'elles glissent entre elles.

Deux modèles ont été proposés pour décrire le comportement irréversible en flexion et en cisaillement d'un renfort fibreux. Ces modèles ont été implémentés dans le code éléments finis *PlasFib* et validés par comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux : la simulation numérique de l'essai de flexion trois points en utilisant un modèle de comportement irréversible a permis de prédire le chemin de retour anélastique du renfort, ainsi que la nouvelle configuration relaxée du renfort après avoir enlevé le poinçon ; la simulation irréversible du *Bias-Extension-Test* a permis de prédire le chemin de retour anélastique ainsi que le flambement hors plan et l'angle de cisaillement résiduel.

Des chargements non monotones en flexion et en cisaillement peuvent être produits lors des mises en forme qui produisent en apparence des trajets de chargement monotones. À chaque passage du renfort par un bord, il subit des chargements non monotones en flexion et ainsi le mécanisme d'irréversibilité est sollicité. Ce cas est lié à la géométrie des outils, et est très fréquent et même systématique à chaque mise en forme. La formation des plis est un autre cas susceptible de produire des chargements non monotones en flexion. Par contre, les cas de chargements non monotones en cisaillement plan sont rares. La simulation « boîtes » a permis de montrer un cas de mise en forme capable de provoquer une charge-décharge locale du tissu en cisaillement : lors du passage du renfort par un coin d'une boîte accompagné d'un mouvement de translation induit par la présence de formages d'autres boîtes sur le même tissu.

Les simulations effectuées avec un modèle de comportement irréversible confirment qu'en termes cinématiques l'utilisation d'une loi de comportement réversible approche bien dans la plupart des cas étudiés la solution, compte tenu du fait que les déplacements sont majoritairement imposés par les outils dans le cadre du procédé de mise en forme. En revanche nous avons mis en évidence des différences sur les efforts internes au sein du tissu. En conséquence le modèle irréversible s'avère plus adapté pour prédire les contraintes résiduelles.

Quelques perspectives s'ouvrent à l'issue du travail présenté dans ce manuscrit. Étant donné que la compression transverse d'une mèche est présente dans presque tous les modes de déformation du renfort à l'échelle macroscopique, il serait intéressant de conduire des essais à l'échelle mésoscopique sur une mèche pour lui établir un comportement anélastique.

Dans ce travail, le comportement irréversible en compression transverse observée expérimentalement n'est pas pris en compte avec les éléments de coques utilisés. Il serait intéressant de le prendre en compte en utilisant des solid-shells pour modéliser le comportement transverse irréversible des renforts en particulier lors de la consolidation.

# Bibliographie

---

- [AIM 10] Aimène Y., Vidal-Sallé E., Hagège B., Sidoroff F., Boisse, P. *A hyperelastic approach for composite reinforcement large deformation analysis*. Journal of Composite materials, vol. 44, n° 1, 2010, p. 5-26.
- [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*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 42, n° 6, 2011, p. 612-622.
- [ALL 15] Allaoui S., Cellard C., Hivet G. *Effect of inter-ply sliding on the quality of multilayer interlock dry fabric preforms*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 68, 2015, p. 336-345.
- [ASV 94] Asvadi S., Postle R. *An analysis of fabric large strain shear behavior using linear viscoelasticity theory*. Textile research journal, vol. 64 n° 4, 1994, p. 208-214.
- [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.
- [BEE 83] Beetz C., Budd G. *Strain modulation measurements of stiffening effects in carbon fibers*. Review of Scientific Instruments, vol. 54, 1983, p. 1222-1226.
- [BEL 00] Belytschko T., Liu W. K., Moran B. *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures*. Wiley, 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.
- [BEL 12] Bel S., Hamila N., Boisse P., Dumont F. *Finite element model for NCF composite reinforcement preforming: Importance of inter-ply sliding*. Composites Part A: Applied science and manufacturing, vol. 43, n° 12, 2012, p. 2269-2277.
- [BER 08] Berthereau A., Dallies E. *Fibres de verre de renforcement*. Techniques de l'Ingénieur, vol. AM5132, 2008.
- [BER 99] Berthelot J.-M. *Matériaux composites : Comportement mécanique et analyse des structures*. Tec & Doc, vol. 245, 1999
- [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.
- [BIG 05] Bigaud D., Dreano L., Hamelin P. *Models of interactions between process and microstructure and mechanical properties of composite materials-a study of the*

- interlock layer-to-layer braiding technique*. Composite Structures, vol. 67, n° 1, 2005, p. 99-114.
- [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.
- [BOI 95] Boisse P., Cherouat A., Gelin J. C., Sabhi H. *Experimental study and finite element simulation of a glass fiber fabric shaping process*. Polymer Composites, vol. 16, n° 1, 1995, p. 83-95.
- [BON 08] Bonnet J., Wood R. D. *Nonlinear Continuum Mechanics for Finite Element Analysis*. Cambridge University Press, 2008.
- [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.
- [BOR 03] Borouchaki H., Cherouat A. *Drapage géométrique des composites*. Comptes Rendus Mécanique, vol. 331, 2003, p. 437-442.
- [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.
- [BOU 15] Boussu F., Cristian I., Nauman S. *General definition of 3D warp interlock fabric architecture*. Composites Part B: Engineering, vol. 81, 2015, p. 171-188.
- [BRÉ 03] Bréard J., Henzel Y., Trochu F., Gauvin R. *Analysis of dynamic flows through porous media. Part I : Comparison between saturated and unsaturated flows in fibrous reinforcements*. Polymer Composites, vol. 24, 2003, p. 391-408.
- [BRU 95] Brunet M., Sabourin F. *A simplified triangular shell element with a necking criterion for 3-D sheet-forming analysis*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 50, 1995, p. 238-251.
- [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.
- [BUE 98] Buet-Gautier K. *Analyse et simulation du comportement mécanique des renforts composites tissés*. Thèse de doctorat, Université d'Orléans, 1998.
- [CAG 17] Caglar B., Orgéas L., du Roscoat S. R., Sozer E. M., Michaud V. *Permeability of textile fabrics with spherical inclusions*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 99, 2017, p. 1-14.
- [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 11] Charmetant A. *Approches hyperélastiques pour la modélisation du comportement mécanique de préformes tissées de composites*. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2011.
- [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.
- [CHA 86] Chaboche J. L. *Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity*. International Journal of plasticity, vol. 2, n° 2, 1986, p. 149-188
- [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.
- [CRE 06] Creech G., Pickett A. K. *Meso-modelling of Non-Crimp Fabric composites for coupled drape and failure analysis*. Journal of Materials Science, vol. 41, n° 20, 2006, p. 6725-6736.
- [CUR 68] Curtis G., Milne J., Reynolds W. *Non-Hookean behaviour of strong carbon fibres*. Nature, vol. 220, 1968, p. 1024-1025.
- [DAF 75] Dafalias Y. F., Popov E. P. *A model of nonlinearly hardening materials for complex loading*. Acta mechanica, vol. 21, n° 3, 1975, p. 173-192.
- [DEN 18] Denis Y., Guzman-Maldonado E., Hamila N., Colmars J., Morestin F. *A dissipative constitutive model for woven composite fabric under large strain*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 105, 2018, p. 165-179.
- [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.
- [DUM 03] Dumont F. *Contribution à l'expérimentation et à la modélisation du comportement mécanique de renforts de composites tissés*. Thèse de doctorat, Université Paris 6, 2003.
- [DUP 08] Dupupet G. *Fibres de carbone*. Techniques de l'Ingénieur, vol. AM5134, 2008.
- [DUR 10] Durville D. *Simulation of the mechanical behaviour of woven fabrics at the scale of fibers*. International Journal of Material Forming, vol. 3, n° 2, 2010, p. 1241-1251.
- [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 13] Gatouillat S., Bareggi A., Vidal-Sallé E., Boisse P. *Meso modelling for composite preform shaping—simulation of the loss of cohesion of the woven fibre network*. Composites Part A: Applied science and manufacturing, vol. 54, 2013, p. 135-144.
- [GAY 05] Gay D. *Matériaux composites*. Hermes Science, 2005.
- [GHO 07] Ghoreishi S., Cartaud P., Davies P., Messenger T. *Analytical modeling of synthetic fiber ropes subjected to axial loads. Part I : A new continuum model for multilayered fibrous structures*. International Journal of Solids and Structures, vol. 44, 2007, p. 2924-2942.

- [GRU 04] Grujicic M., Chittajallu K., Walsh S. *Effect of shear, compaction and nesting on permeability of the orthogonal plain-weave fabric preforms*. Materials Chemistry and Physics, 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.
- [HAM 07] Hamila N. *Simulation de la mise en forme des renforts composites mono et multi plis*. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2007.
- [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*. Composites Science and Technology, 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. 345-361.
- [HOC 01] Hochard C., Aubourg P. A., Charles J. P. *Modelling of the mechanical behaviour of woven-fabric CFRP laminates up to failure*. Composites Science and Technology, vol. 61, n° 2, 2001, p. 221-230.
- [HOC 05] Hochard C., Payan J., Montagnier O. *Design and computation of laminated composite structures*. Composites science and technology, vol. 65, n° 3-4, 2005, p. 467-474.
- [HSI 09] Hsieh J. *Computed tomography : principles, design, artifacts, and recent advances*. SPIE Press, 2009.
- [HUG 86] Hughes J. *Strength and modulus of current carbon-fibers*. Carbon, vol. 24, 1986, p. 551-556.
- [JIA 99] Jiang Y., Hu J., et Ko F. *Characterizing and modeling bending properties of multi-axial warp knitted fabrics*. Textile research journal, vol. 69, n° 9, 1999, p. 691-697.
- [JIAN 99] Jiang W., Yao M., Walton J. *A concise finite element model for simple straight wire rope strand*. International Journal of Mechanical Sciences, vol. 41, 1999, p. 143-161.
- [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 86] Kawabata S. *The standardization and analysis of hand evaluation*. Osaka: The Textile Machinery Society of Japan, 1986.
- [KAW80] 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.
- [KRA 16] Krasnobrizha A., Rozycki P., Gornet L., Cosson P. *Hysteresis behaviour modelling of woven composite using a collaborative elastoplastic damage model with fractional derivatives*. Composite Structures, vol. 158, 2016, p. 101-111.
- [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, vol. 68, n° 2, 2008, p. 506-515.
- [LIA 17] Liang B., Colmars J., Boisse P. *A shell formulation for fibrous reinforcement forming simulations*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2017, vol. 100, p. 81-96.
- [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, vol. 60, n° 11, 2000, p. 2083-2095.
- [LOM 05] Lomov S. V., Barburski M., Stoilova T., Verpoest I., Akkerman R., Loendersloot 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.
- [LOM 07] Lomov S. V., Ivanov D. S., Verpoest I., Zako M., Kurashiki T., Nakai H., Hirose S. *Meso-FE modelling of textile composites: Road map, data flow and algorithms*. Composites Science and Technology, vol. 67, n° 9, 2007, p. 1870-1891.
- [LOM08] Lomov S.V., Boisse P., de Luycker E., Morestin F., Vanclooster K., Vandepitte D., Verpoest I., Willems A. *Full-field strain measurements in textile deformability studies*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2008, vol. 39, n°8, pp. 1232-1244.
- [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.

- [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., Boisse, P. *Locking and stability of 3D textile composite reinforcements during forming*. 10<sup>th</sup> International Conference on Composite Science and Technology, 2015
- [MOU 99] Mouritz A. P., Bannister M. K., Falzon P. J., Leong, K. H. *Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composites*. Composites Part A: applied science and manufacturing, vol. 30, n° 12, 1999, p. 1445-1461.
- [MRO 67] Mroz Z. *On the description of anisotropic workhardening*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 15, n° 3, 1967, p. 163-175
- [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, 2014, p. 165 - 176.
- [NAO 15a] 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.
- [NAO 15b] Naouar N. *Analyse mésoscopique par éléments finis de la déformation de renforts fibreux 2D et 3D à partir de microtomographies X*. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2015.
- [NAW 00] Nawrocki A., Labrosse M. *A finite element model for simple straight wire rope strands*. Computers and Structures, vol. 77, 2000, p. 345-359.
- [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.
- [OUA 13] Ouagne P., Ouahbi T., Park C. H., Bréard J., Saouab A. *Continuous measurement of fiber reinforcement permeability in the thickness direction: Experimental technique and validation*. Composites Part B: Engineering, vol. 45, n° 1, 2013, p. 609-618.
- [PAR 00] Parnas R. S. *Liquid Composite Molding*. Hanser Gardner Publications, 2000.
- [PAR 09] Park C. H., Saouab, A. *Analytical modeling of composite molding by resin infusion with flexible tooling: VARI and RFI processes*. Journal of composite materials, vol. 43, n° 18, 2009, p. 1877-1900.
- [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
- [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 08] Potluri P., Sagar T. *Compaction modelling of textile preforms for composite structures*. Composite Structures, vol. 86, 2008, p. 177-85.
- [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.

- [POT06] Potluri P., Perez Ciurezu D. A., Ramgulam R. B. *Measurement of meso-scale shear deformations for modelling textile composites*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2006, vol. 37, n°2, pp. 303–314.
- [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.
- [ROB 99] ROBITAILLE F., GAUVIN R.. *Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. III: Reorganization of the fiber network*. Polymer composites, vol. 20, n° 1, 1999, p. 48-61.
- [RUD 97] Rudd C.D., Long, A.C. *Liquid moulding technologies: Resin transfer moulding, structural reaction injection moulding and related processing techniques*. Woodhead Publishing Limited, 1997.
- [SAB 06] Sabourin F., Brunet M. *Detailed formulation of the rotation-free triangular element S3 for general purpose shell analysis*. Engineering Computations, vol. 23, 2006, p. 469-502.
- [SCH 16] Schirmaier F. J., Weidenmann K. A., Kärger L., Henning F. *Characterisation of the draping behaviour of unidirectional non-crimp fabrics (UD-NCF)*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 80, 2016, p. 28-38.
- [SHE 07] Sherburn M. *Geometric and mechanical modelling of textiles*. Thèse de doctorat, Université de Nottingham, 2007.
- [SHI 96] Shioya M., an A. Takaku E. H. *Non-Hookean stress-strain response and changes in crystallite orientation of carbon fibres*. Journal of materials science, vol. 31, 1996, p. 4521-4532.
- [SRE 06] Srepreteep K., Bohez E. *Computer aided modeling of fiber assemblies*. Computer Aided Design & Applications, vol. 3, 2006, p. 367-376.
- [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.
- [VAN 91] Van Der Weeen F. *Algorithms for draping fabrics on doubly-curved surfaces*. International journal for numerical methods in engineering, vol. 31, n° 7, 1991, p. 1415–1426, Wiley Online Library.
- [VAR 95] Varna J., Joffe R., Berglund L. *Effect of voids on failure mechanisms in RTM laminates*. Composites Science and Technology, vol. 53, 1995, p. 241-249.
- [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.
- [VIG 13] Vigié J., Latil P., Orgéas L., Dumont P. J. J., du Roscoat S. R., Bloch J. F., et al. *Finding fibres and their contacts within 3D images of disordered fibrous media*. Composites Science and Technology, vol. 89, 2013, p. 202-210.
- [VIL 14] Vilfayeau, J. *Modélisation numérique du procédé de tissage des renforts fibreux 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.
- [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 : ABDUL GHAFOUR

DATE de SOUTENANCE : 15 Novembre 2018

Prénoms : Tarek

TITRE : Analyse des Irréversibilités lors de la Mise en Forme des Renforts de Composites

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2018LYSEI083

Ecole doctorale : Mécanique, Énergétique, Génie civil, Acoustique (MEGA - N° 162)

Spécialité : Génie Mécanique

RESUME :

Dans le contexte industriel de la mise en forme des matériaux composites à renforts fibreux, l'outil de simulation est devenu partie intégrante de l'amélioration des procédés. Aujourd'hui, les simulations numériques de la mise en forme des renforts fibreux sont pour la plupart basées sur une approche macroscopique et des modèles de matériaux continus dont on suppose que le comportement est non linéaire élastique, donc réversible. Or on sait que sous chargement non-monotones (charges et décharges), les renforts fibreux montrent d'importantes irréversibilités, liées notamment aux glissements entre mèches et entre fibres. La première partie de ce travail consiste à caractériser l'importance des irréversibilités par des tests de charges/décharges à l'échelle macroscopique en différents modes de déformation (flexion, cisaillement, compression) réalisés sur des renforts tissés. La seconde partie consiste à chercher des modèles de comportement qui décrivent l'anélasticité en flexion et en cisaillement et à les implémenter dans un code éléments finis. Une validation de ces modèles obtenus est faite par comparaison simulation-expérimentation des essais d'identification de flexion et de cisaillement plan. Cette partie est réalisée sur le logiciel PlasFib développé par l'INSA de Lyon, un code éléments-finis explicite en grande transformation proposant une approche macroscopique semi-discrète des renforts fibreux. La troisième partie consiste à simuler différents cas de mises en forme inspirées de pièces industrielles pour mettre en évidence les zones du renfort qui subissent des chargements non monotones (en flexion et en cisaillement) lors d'une mise en forme. Cela vise également à étudier l'importance de l'utilisation des modèles irréversibles pour simuler ces mises en forme en comparant les résultats des simulations obtenus avec des modèles de comportement réversibles avec ceux obtenus pour des modèles irréversibles.

MOTS-CLÉS : Matériaux composites, renforts fibreux, mise en forme, comportement anélastique, comportement élastique, éléments-finis, expérimentation, simulation.

Laboratoire (s) de recherche : Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures (LaMCoS)  
Avenue Jean Capelle O, 69100 Villeurbanne

Directeur de thèse : Philippe BOISSE

Président de jury : Christian HOCHARD

Composition du jury :

Philippe BOISSE

Julien COLMARS

Christian HOCHARD

Chung-Hae PARK

Renaud RINALDI

Sabine ROLLAND DU ROSCOAT