



HAL
open science

Simulation du drapage des renforts de composites multicouches liés par piquage

Jin Huang

► **To cite this version:**

Jin Huang. Simulation du drapage des renforts de composites multicouches liés par piquage. Matériaux. Université de Lyon, 2020. Français. NNT : 2020LYSEI098 . tel-03213642

HAL Id: tel-03213642

<https://theses.hal.science/tel-03213642>

Submitted on 30 Apr 2021

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.



N° d'ordre NNT : 2020LYSEI098

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

École Doctorale 162
Mécanique, Énergétique, Génie civil, Acoustique

Spécialité de doctorat
MÉCANIQUE – GÉNIE MÉCANIQUE

Soutenue publiquement le 26 Novembre 2020, par :

Jin HUANG
Ingénieur

**SIMULATION DU DRAPAGE DES RENFORTS DE COMPOSITES
MULTICOUCHES LIÉS PAR PIQUAGE**

Devant le jury composé de :

C. RICHARD	Professeur (Université de Tours)	Présidente
D. SOULAT	Professeur (ENSAIT, Roubaix)	Rapporteur
C. BOUVET	Professeur (ISAE-SUPAERO, Toulouse)	Rapporteur
C. RICHARD	Professeur (Université de Tours)	Examinatrice
P. WANG	Professeur (ENSISA, Mulhouse)	Examineur
P. BOISSE	Professeur (INSA de Lyon)	Directeur
N. HAMILA	Professeur (ENIB, Brest)	Co-directeur

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

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

Remerciements

À Monsieur le Professeur Philippe Boisse

De l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon
Pour m'avoir donné cette opportunité de participer à la recherche scientifique
Merci pour tous vos encouragements et vos aides

À Monsieur le Professeur Nahène Hamila

De l'École Nationale d'Ingénieurs de Brest
Pour avoir accepté d'encadrer cette thèse
Merci pour tous vos conseils

À Madame Fenghua Chen et Monsieur Jianmin Huang

Pour m'avoir soutenu pendant ces trois ans
Merci pour votre patience et les sacrifices que vous avez faits

À Madame Yuan Gao

Pour m'avoir soutenu dans les moments difficiles
Merci pour votre accompagnement

Simulation du drapage des renforts de composites multicouches liés par piquage

De nos jours, les matériaux composites permettent de diminuer la masse des pièces et sont largement utilisés dans le domaine de l'aérospatial, de l'aéronautique et de l'automobile. De plus, les composites multicouches à renfort textiles permettent de la conception des structures épaisses telles que les aubes de la soufflante des réacteurs d'avion. Cependant, de nombreux défauts peuvent apparaître pendant le processus de mise en forme des renforts multicouches, comme des plissements. Des recherches sur la formation de plis, ainsi que sur la technique de piquage pour améliorer la propriété mécanique des renforts multicouches dans l'épaisseur sont présentées dans ce travail. La première partie de ce présent rapport consiste à étudier la formation de plis des renforts multicouches soumis à la flexion hors plan. Dans un premier temps, l'influence des différentes orientations des couches sur la formation de plis est explorée. La relation entre le chargement appliqué sur le tissu et la création de plissements est ainsi montrée. Le second chapitre consiste à comparer l'influence de deux types de tissage pour ce qui concerne la drapabilité du composite. La troisième partie propose deux modèles numériques adaptés pour simuler le drapage des renforts composites liés par piquage. Ces approches impliquent l'utilisation d'un élément fini de coque de type stress resultant pour représenter chaque couche de renfort et des éléments de barre pour représenter le fil de piquage. Ces modèles nécessitent un algorithme de contact propre pour gérer l'interaction entre le renfort et le fil de piquage. Enfin, la dernière partie consiste à valider les modèles par une comparaison entre les simulations et les essais expérimentaux.

MOTS CLÉS : Renforts de composite, Piquage, Renforts multicouches, Plissements, Mise en forme

Simulation of the draping of multilayer composite reinforcements bonded by tufting

Nowadays, composite materials make it possible to reduce the mass of parts and are widely used in the aerospace, aeronautics and automotive industries. In addition, the multilayered reinforcement of composites allows the design of thick structures such as the fan blades of aircraft engines. However, many defects can occur during the forming process of multilayered reinforcements, such as the wrinkling problem. Research on the formation of wrinkles, as well as on the tufting technology to improve the mechanical property of multilayered reinforcements in the direction of thickness are presented in this work. The first part of this report is a study of the formation of the wrinkles of multilayered reinforcements subjected to out-of-plane bending. Firstly, the influence of the different orientations of the layers on the formation of wrinkles is explored. The relationship between the load applied to the fabric and the creation of wrinkles is thus shown. The second chapter compares two types of weaving pattern on the drapability of the composite. The third part consists of developing two numerical models adapted to simulate the forming of tuft-bonded composite reinforcements. These approaches involve the use of a stress resultant shell element to represent each layer of reinforcement and bar elements to represent the tufting yarn. These models require a specific contact algorithm to manage the interaction between the reinforcement and the tufting yarn. Finally, the last part consists of validating the models by comparing simulations and experiments.

KEYWORDS: Composite reinforcements, Tufting, Multilayer reinforcements, Wrinkling, Forming

Table des matières

Table des matières	i
Table des figures	v
Liste des tableaux	xi
Introduction	1
1 Matériaux composites et simulation de mise en forme	3
1.1 Présentation générale des matériaux composites	5
1.1.1 Domaines d'application	5
1.1.2 Types des matériaux composites	7
1.2 Matériaux composites des renforts tissés à fibres continues	8
1.2.1 De la fibre aux renforts tissés	8
1.2.2 Les matrices organiques	20
1.2.3 Les préimprégnés	21
1.3 Procédés de mise en forme	22
1.3.1 Infusion sous vide	22
1.3.2 Resin Transfert Moulding (RTM)	23
1.4 Comportement mécanique des renforts tissés	25
1.4.1 Échelles des renforts tissés	25
1.4.2 Comportement à l'échelle microscopique	26
1.4.3 Comportement à l'échelle mésoscopique	27
1.4.4 Comportement à l'échelle macroscopique	30
1.5 Simulation de mise en forme des tissés	37
1.5.1 Simulation à l'échelle microscopique	37
1.5.2 Simulation à l'échelle mésoscopique	38
1.5.3 Simulation à l'échelle macroscopique	40
1.6 Bilan - Chapitre 1	43
2 Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites	45
2.1 Résumé	46
2.2 Introduction	46

2.3	Présentation des analyses expérimentales	47
2.4	Approche de coque de type stress resultant	48
2.5	Flexion symétrique avec extrémité encastrée	50
2.6	Mise en forme de la bride en L	57
2.7	Flexion après le flambage	61
2.8	Conclusion	64
2.9	Bilan - Chapitre 2	65
3	Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites	67
3.1	Résumé	69
3.2	Introduction	69
3.3	Propriétés mécaniques des renforts composites à taffetas et satin.	71
3.3.1	Présentation des deux renforts textiles	71
3.3.2	Approche de coque de type stress resultant pour la simulation de drapage de renforcement tissé	72
3.3.3	Caractéristiques mécaniques des renforts textiles	73
3.4	Analyses expérimentales et numériques de l'emboutissage d'une couche de deux tissus	77
3.4.1	Emboutissage hémisphérique	77
3.4.2	Emboutissage de la boîte carrée	79
3.5	Drapage simultané de plusieurs couches d'orientation différente	82
3.5.1	Emboutissage hémisphérique avec quatre couches	83
3.6	Conclusion	85
3.7	Bilan - Chapitre 3	86
4	Modélisation et simulation des renforts multicouches liés par piquage	87
4.1	Introduction	88
4.2	Échelles de la modélisation du piquage	90
4.3	Modélisation du piquage par éléments finis	92
4.3.1	Modélisation des contacts et des frottements	92
4.3.2	Construction du trou et du fil de piquage	99
4.3.3	Détection des contacts	106
4.3.4	Continuité du fil pendant le glissement	109
4.4	Application à la simulation du glissement du piquage	112
4.4.1	Test 1 : un fil de piquage avec une couche de renfort	112
4.4.2	Test 2 : un fil de piquage avec quatre couches de renfort	114
4.4.3	Test 3 : deux boucles de piquage avec quatre couches de renfort	116
4.5	Bilan - Chapitre 4	117
5	Simulation de la mise en forme des renforts fibreux liés par piquage	119
5.1	Emboutissage hémisphérique	120
5.1.1	Description des outils	120

5.1.2	Prétraitement de simulation	120
5.1.3	Expérience et analyse numérique	123
5.2	Emboutissage de la boîte carrée	129
5.2.1	Description des outils	129
5.2.2	Expérience et analyse numérique	130
5.3	Simulation des renforts piqués avec le piquage dans le plan	134
5.3.1	Prétraitement de simulation	134
5.3.2	Bias extension test	135
5.3.3	Emboutissage hémisphérique	137
5.4	Bilan - Chapitre 5	139
	Conclusion générale et perspectives	141
	Bibliographie	143

Table des figures

1.1	Matériaux composites dans les avions commerciaux	6
1.2	Procédé de fabrication de la fibre de carbone à la base de PAN [DUP 08]	9
1.3	Schématisation du processus de fabrication des fibres de verre [BER 08b]	11
1.4	Schématisation d'un métier à tisser et principaux outils du procédé [FLO 13]	12
1.5	Les différentes armures de tissage 2D [DEN 19]	13
1.6	Embuvage d'un renfort tissé [DEN 19]	13
1.7	Les différents motifs de tissage 3D [GU 02]	14
1.8	Illustration d'une tresseuse [OGI 16]	15
1.9	Schématisation d'insertion de Z-pinning [PAR 05]	16
1.10	Illustration de la couture d'un matériau composite [DRA 94]	16
1.11	Illustrations des différents types de points utilisés pour renforcer les stratifiés [MOU 00]	17
1.12	Exemples des applications civiles de la technologie de piquage	18
1.13	Illustration du processus de piquage	19
1.14	Le piquage partiel et global [DEL 16]	20
1.15	Exemples du préimprégné thermoplastique	21
1.16	Illustration du processus d'infusion [ABD 18]	23
1.17	Illustration du processus RTM [MAT 14]	24
1.18	Les différents défauts pendant le processus de l'emboutissage	25
1.19	Différentes échelles du renfort tissé	26
1.20	Essais de traction sur les fibres	26
1.21	Comportement en tension d'une mèche [DUM 03]	27
1.22	Schématisation des deux types de flambement d'une mèche [LIG 13a]	28
1.23	Essais de compaction [DAW 16]	28
1.24	Flexion d'une mèche (longueur fléchie 65 mm) [ROC 14]	29
1.25	Mécanisme de cisaillement d'un interlock de carbone (Hexcel [®] G1151) [LUY 09]	29
1.26	Illustration de l'essai de la tension biaxiale	31
1.27	Réseau de courbes de traction biaxiale pour un taffetas de verre [BUE 98]	31
1.28	Cinématique et dispositif expérimental de l'essai de cadre (picture frame test) [CHA 11b]	32
1.29	Cinématique et dispositif expérimental du bias extension test	33
1.30	Schématisation de l'essai normalisé de Cantilever [BIL 10]	35

Table des figures

1.31	Essai de flexion trois points [ABD 18]	36
1.32	Schématisme de l'essai Kawabata [BIL 10, SAC 17, BOI 18, DEN 19]	36
1.33	Modélisation à l'échelle microscopique	38
1.34	Génération numérique d'un renfort 3D	39
1.35	Modélisation d'un interlock à partir d'une microtomographie par rayons X	39
1.36	Approche géométrique par la méthode du filet	41
1.37	Drapage d'une pièce complexe avec l'algorithme du filet	41
1.38	Modélisation d'une particule <i>O</i> connectée à ses quatre voisins (a) avec modélisation de l'élongation (b), du cisaillement (c) et (d), et de la flexion (e) [SZE 05]	42
1.39	Résultats expérimentaux et numériques d'un emboutissage de type double dôme avec mèches orientées à 45° sur un tissé 2D [KHA 10]	42
1.40	Applications d'élément triangulaire de type stress résultant	43
2.1	Analyse expérimentale des plissements en cours de flexion	48
2.2	Efforts intérieurs résultants d'une cellule tissée unitaire	48
2.3	Flexion symétrique	50
2.4	Flexion avec une seule extrémité encasté	51
2.5	Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel® G1151	52
2.6	Flexion symétrique d'un empilement de 100 couches de papier	53
2.7	Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel® G1151 orienté à ±45°	54
2.8	Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel® G1151 orientés successivement à 0°/90° et ±45°	55
2.9	Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel® G1151. Comparaison du résultat de la géométrie déformée obtenue	56
2.10	Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel® G1151. Moments de flexion et courbures de la couche inférieure	57
2.11	Préformage de la bride L. État initial et rotation et déplacements prescrits.	57
2.12	Mise en forme d'une bride en L d'un empilement de dix couches de Hexcel® G1151	58
2.13	Mise en forme d'un empilement de 100 couches de papier avec comparaison du biseau expérimental et numérique	60
2.14	État initial de l'essai de flexion après le flambage	61
2.15	Flexion après le flambage	63
3.1	Tissu de taffetas de verre	71
3.2	Tissu de satin de 5 de carbone	71
3.3	Élément coque de type stress résultant	72
3.4	Les courbes obtenues par bias test	74
3.5	Essais de flexion Cantilever	75
3.6	Géométrie des outils de l'emboutissage hémisphérique	77
3.7	Emboutissage hémisphérique des deux tissus	78

3.8	Emboutissage hémisphérique à une seule couche	78
3.9	Géométrie des outils de l'emboutissage de la boîte carrée	79
3.10	Emboutissage de la boîte carrée d'une seule couche orientée à $0^\circ/90^\circ$. . .	79
3.11	Emboutissage de la boîte carrée d'une seule couche orientée à $\pm 45^\circ$. . .	80
3.12	Simulation de l'emboutissage de la boîte carrée d'une seule couche orientée à $0^\circ/90^\circ$	81
3.13	Simulation de l'emboutissage de la boîte carrée d'une seule couche orientée à $\pm 45^\circ$	81
3.14	Emboutissage de la boîte carrée du taffetas de carbone [WAN 15]	82
3.15	Emboutissage hémisphérique avec quatre couches orientées à $[0^\circ/90^\circ, -45^\circ/45^\circ]_2$	83
3.16	Simulation d'emboutissage hémisphérique avec quatre couches orientées à $[0^\circ/90^\circ, -45^\circ/45^\circ]_2$	84
3.17	Emboutissage de boîte carrée avec quatre couches orientées à $[0^\circ/90^\circ, -45^\circ/45^\circ]_2$	84
4.1	Schéma du principe de piquage [SHE 19b]	88
4.2	Modèle par éléments finis d'un panneau composite avec un seul piquage [OSM 16]	89
4.3	Modèle par éléments finis des DCBs piqués [PAP 17]	89
4.4	Boucle de piquage dans une préforme piquée	90
4.5	Schématisation des deux modèles du piquage	91
4.6	Micro-observation du piquage	92
4.7	Schématisation des différents cas d'insertion du piquage	92
4.8	Schématisation du contact normal du modèle de piquage	93
4.9	Régulation de la rigidité de contact	94
4.10	Schématisation du frottement d'une boucle de piquage : l'état initial (gauche) et l'état déformé (droit)	95
4.11	Courbe de charge-déplacement lors d'un essai "pull-out" d'une mèche [NIL 13]	95
4.12	Schématisation du modèle de frottement pour le piquage	96
4.13	Schématisation des deux modèles du piquage	98
4.14	Schématisation du modèle du piquage 2	98
4.15	Schématisation du trou de piquage	99
4.16	Discrétisation d'un fil avec des éléments barres [GER 19]	100
4.17	Comparaison entre la zone de contact non-lisse et lisse	101
4.18	Schématisation de l'interpolation d'Hermite en 3D	102
4.19	Schématisation du contact normal sur l'interpolation d'Hermite entre les barres	104
4.20	Schématisation de la flexion du fil de piquage	105
4.21	Cas spécifiques de la méthode de "bounding box"	107
4.22	Algorithme développé pour la détection des contacts	109
4.23	Schématisation de la transition entre les segments d'Hermite adjacents .	110
4.24	Double tentative pour la zone de transition	110
4.25	Différents niveaux de la sortie du piquage	111

4.26	Méthodes de sortie pour les deux modèles du piquage	111
4.27	Condition limite du test 1	112
4.28	Simulation d'un fil de piquage avec une couche de renfort	114
4.29	Condition limite du test 2	114
4.30	Simulation d'un fil de piquage avec quatre couches de renfort	115
4.31	Condition limite du test 3	116
4.32	Simulation de deux boucles de piquage avec quatre couches de renfort	117
5.1	Dispositif expérimental de l'emboutissage hémisphérique	120
5.2	Préforme piquée avec une densité de piquage de 10 mm [LIU 15]	121
5.3	Représentation du motif de piquage dans la simulation	121
5.4	Représentation du piquage dans la simulation	122
5.5	Comparaison de l'avalement des renforts et du glissement inter-ply pour la préforme piquée et non-piquée [LIU 15]	124
5.6	Comportement des fils de piquage pendant la simulation de l'emboutissage hémisphérique lors de $F_f = 0$ N	125
5.7	Algorithme d'optimisation des paramètres par approche inverse	126
5.8	Comparaison expérimentation-simulation de la préforme déformée avec le frottement seuil déterminé	127
5.9	Comparaison expérimentation-simulation de l'emboutissage hémisphérique piqué et non-piqué	128
5.10	Comparaison expérimentation-simulation des plissements après l'emboutissage hémisphérique	128
5.11	Dispositif expérimental de l'emboutissage de la boîte carrée	129
5.12	Comparaison expérimentation-simulation de la préforme déformée	130
5.13	Comparaison expérimentation-simulation des plissements après l'emboutissage hémisphérique	131
5.14	Comparaison expérimentation (haut)-simulation (bas) du motif de piquage SCT	132
5.15	Comparaison expérimentation (haut)-simulation (bas) du motif de piquage SPT	132
5.16	Comparaison expérimentation (haut)-simulation (bas) du motif de piquage SAT	133
5.17	Comparaison des plissements des préformes piquées avec différente densité de piquage [SHE 19b]	133
5.18	Comparaison des plissements des préformes piquées avec différente densité de piquage dans les simulations	134
5.19	Vue globale de la modélisation du piquage	134
5.20	Schématisation du Bias extension test avec le piquage de densité de 10 mm	135
5.21	Comparaison de la distance du glissement d'un point du piquage entre l'état initial et l'état déformé	136
5.22	Courbe force/déplacement de cisaillement dans le plan de l'éprouvette piquée et non-piquée	136

5.23	Motif de la préforme piquée avec une densité de piquage de 10 mm . . .	137
5.24	Comparaison expérimentation-simulation d'emboutissage hémisphérique avec le piquage	138
5.25	Comparaison des deux modèles du piquage	138

Table des figures

Liste des tableaux

1.1	Compositions massiques principales des fibres de verre (%) [BER 08b] . . .	10
1.2	Comparaison entre un composite à résine thermoplastique et à résine thermodurcissable	20
2.1	Propriétés mécaniques du tissu Hexcel [®] G1151	51
2.2	Caractéristiques des modèles d'éléments finis	52
2.3	Propriétés mécaniques d'une couche de papier	53
2.4	Comparaison de la hauteur expérimentale et numérique $h_{AA'}$ du plissement à l'apex A (mm)	55
2.5	Mesure de la hauteur $h_{AA'}$ du plissement au point apex A pour trois expériences différentes (mm)	56
2.6	Comparaison de la position expérimentale et numérique du point d'apex B (X, Z) et de la hauteur $h_{BB'}$ du plissement après la mise en forme de la bride L (mm)	60
2.7	Déplacement et rotation des deux cas	61
2.8	Comparaison de la position expérimentale et numérique des points C(X, Z), D(X, Z) E(X, Z), F(X, Z) et de la hauteur du plissement après flexion après flambage (mm)	63
2.9	Comparaison de la position expérimentale et numérique du point G(X, Z) et H(X, Z) et de la hauteur de la ride après flambage et rotation d'un seul côté (mm)	63
3.1	Propriétés des deux tissus textiles	72
3.2	Propriétés en cisaillement dans le plan des deux tissus	75
3.3	Rigidité de flexion des deux tissus.	76
3.4	Rigidité de tension des deux tissus.	76
5.1	Paramètres principaux de prétraitement	123
5.2	Propriétés mécaniques du tissu de taffetas de verre	123
5.3	Propriétés mécaniques du piquage	123
5.4	L'avalement des renforts maximal et le glissement inter-pli maximal de la préforme non-piquée et piquée [LIU 15]	125
5.5	Comparaison expérimentation-simulation de l'avalement maximal et du glissement inter-pli maximal avec le frottement seuil déterminé	127

5.6	Comparaison expérimentation-simulation de l'avalement maximal et du glissement inter-pli maximal	130
-----	--	-----

Introduction

Les matériaux composites à fibres continues ont été largement utilisés dans de nombreux domaines industriels, tels que l'aérospatiale, l'aéronautique, l'automobile et le sport. Ils proposent une alternative aux matériaux métalliques traditionnels, car ils offrent une résistance et une rigidité voisines, tout en ayant un poids beaucoup plus faible.

Compte tenu des propriétés de la matrice utilisée dans les matériaux composites, les deux procédés de fabrication les plus courants sont les suivants : 1. le procédé RTM (Resin Transfer Moulding), largement utilisé pour obtenir des composites thermodurcis, où le processus de formage des renforts secs se fait avant l'imprégnation de la matrice ; 2. le thermoformage, généralement employé lors de la fabrication des composites thermoplastiques, dans laquelle les renforts et la matrice sont étroitement mélangés les uns aux autres et formés de manière synchrone. La présente étude se focalise sur l'étape de mise en forme du renfort fibreux du procédé RTM souvent appelé préformage.

Le plissement est l'un des défauts les plus courants, dégradant considérablement les performances mécaniques des pièces composites. Afin de réduire la génération de plis dans le processus de préformage, les moyens suivants sont connus : 1. en ajoutant des serre-flans au processus de formage afin d'appliquer une pression sur le renfort tissé. Sous l'effet de la pression, le renfort est dans une certaine mesure étiré, ce qui évite la génération de plis ; 2. en utilisant des renforts tissés en 3D, de sorte que le matériau composite puisse atteindre à la fois l'épaisseur cible requise par la pièce, mais permet également d'éliminer les plissements ; 3. les renforts multicouches sont renforcés dans le sens de l'épaisseur par cloutage (Z-pinning), par couture (Stitching) ou par piquage (Tufting), ils forment donc un empilement plus rigide, ce qui est similaire à l'effet des renforts tissés en 3D, et le coût est bien inférieur à ce dernier.

Les travaux de cette thèse se concentrent essentiellement sur la compréhension du mécanisme de formation de plissements, sur la modélisation et la simulation numérique de la mise en forme de préformes piquées. Cette recherche est financée par le programme ANR "COMposites 3D renforcés"(COMp3Dre), s'appuyant sur un financement de type Projet de Recherche Collaboratif avec des Entreprises (PRCE). Le programme COMp3Dre regroupe trois entreprises françaises, le Schappe Techniques, le MECANO-ID et la société ESI. Ce consortium industriel est associé à trois laboratoires académiques, le GEMTEX (ENSAIT Roubaix), le LaMCoS (INSA Lyon-CNRS) et le TPCIM (IMT Lille Douai). Dans l'aspect du développement des approches numériques pour le piquage, la collaboration

entre le GEMTEX et le LaMCoS est forte. Les modélisations et les simulations présentées dans cette thèse sont comparées avec les essais expérimentaux portés par GEMTEX, qui fournit entre autre les paramètres d'entrée du modèle comme les propriétés mécaniques du tissu utilisé.

Ce manuscrit est composé de cinq chapitres. Le premier chapitre propose un état de l'art sur les matériaux composites à renforts tissés, sur leurs procédés de fabrication et leurs propriétés mécaniques. Différentes approches utilisées pour la simulation des renforts tissés aux différentes échelles y seront également présentées.

Dans le chapitre 2, la formation de plissements des renforts multicouches liée à la flexion hors plan sera étudiée. Les essais de flexion d'un empilement multicouche allant de 10 couches à 100 couches seront réalisés et comparés avec les simulations basées sur les éléments finis de coque de type stress resultant.

Dans le chapitre 3, nous chercherons l'influence du motif de tissage sur la drapabilité des renforts textiles composites qui est fortement associée aux plissements. Deux types de motifs de tissage seront drapés, par hémisphère d'une part et par boîte carrée d'autre part. Des simulations seront faites en utilisant les éléments coques de type stress resultant et comparées avec les expériences.

Dans le chapitre 4 et 5, nous développerons des modèles numériques capables de représenter les comportements de piquage. Les deux modèles du piquage ainsi développés seront implémentés dans le code éléments finis PlasFib2, développé en interne au LaMCoS. Une comparaison expérimentation-simulation de la mise en forme de renforts piqués sera faite afin de valider les deux modèles du piquage. L'influence de la force de frottement, de la densité de piquage et du fil de piquage dans le plan sera également étudiée dans le dernier chapitre.

Chapitre 1

Matériaux composites et simulation de mise en forme

Sommaire

1.1	Présentation générale des matériaux composites	5
1.1.1	Domaines d'application	5
1.1.1.1	Aéronautique et aérospatiale	5
1.1.1.2	Transport	6
1.1.1.3	Éolienne	6
1.1.1.4	Autres domaines	7
1.1.2	Types des matériaux composites	7
1.2	Matériaux composites des renforts tissés à fibres continues	8
1.2.1	De la fibre aux renforts tissés	8
1.2.1.1	Les fibres	8
1.2.1.2	Les mèches	11
1.2.1.3	Les renforts de composites	11
1.2.1.4	Renforcement dans l'épaisseur	15
1.2.2	Les matrices organiques	20
1.2.3	Les préimprégnés	21
1.3	Procédés de mise en forme	22
1.3.1	Infusion sous vide	22
1.3.2	Resin Transfert Moulding (RTM)	23
1.4	Comportement mécanique des renforts tissés	25
1.4.1	Échelles des renforts tissés	25
1.4.2	Comportement à l'échelle microscopique	26
1.4.3	Comportement à l'échelle mésoscopique	27
1.4.3.1	Comportement longitudinal d'une mèche	27

1.4.3.2	Comportement d'une mèche en compaction transverse .	28
1.4.3.3	Comportement d'une mèche en flexion	29
1.4.3.4	Comportement d'un renfort en cisaillement à l'échelle mésoscopique	29
1.4.4	Comportement à l'échelle macroscopique	30
1.4.4.1	Comportement en tension biaxiale	30
1.4.4.2	Comportement en cisaillement dans le plan du renfort .	31
1.4.4.3	Caractérisation en flexion	35
1.5	Simulation de mise en forme des tissés	37
1.5.1	Simulation à l'échelle microscopique	37
1.5.2	Simulation à l'échelle mésoscopique	38
1.5.3	Simulation à l'échelle macroscopique	40
1.6	Bilan - Chapitre 1	43

1.1 Présentation générale des matériaux composites

Les matériaux composites retirent à la fois l'attention de l'industrie et de la communauté scientifique. Un matériau composite est une combinaison de plusieurs composants non miscibles pour former un matériau avec de meilleures performances que chaque composant utilisé seul.

Les humains utilisent des matériaux composites depuis longtemps. Les briques d'adobe utilisées dans la Chine ancienne sont composées de deux matériaux, la paille de riz et l'argile. La paille de riz sert à renforcer l'argile et ainsi, les bâtiments construits à partir de ces dernières sont solides et durables.

Dans les temps modernes, avec l'invention de la fibre de verre (1893), des composites à matrice organique renforcée de fibre ont été progressivement employés dans l'industrie. Le renfort de composite de verre a joué un rôle majeur dans la réduction de poids des avions et des navires. Dans les années 1950, le renfort de composite de verre a aussi commencé à être utilisé dans les domaines de la construction, des machines de transport, des produits électriques et électroniques ainsi que dans les produits de sport.

Depuis les années 1960, avec l'avènement de la fibre de carbone à haute résistance et à module élevé, l'utilisation de la fibre de carbone permet d'avoir des composites plus performants, ce qui le rend plus approprié pour une utilisation dans l'aérospatiale, les machines de transport, les pales d'éolienne, l'équipement militaire et l'équipement médical.

1.1.1 Domaines d'application

1.1.1.1 Aéronautique et aérospatiale

Dans l'industrie aéronautique, l'utilisation intensive de composites permet de réduire le poids des avions, et donc de la consommation de carburant. Il permet aussi de réduire les coûts de maintenance et de prolonger la durée de vie des avions. La quantité de matériaux composites dans la structure de l'avion et l'effet de réduction de poids qui en résulte sont devenus un symbole important pour mesurer l'avancement technique et écologique d'un avion. À l'heure actuelle, les matériaux composites sont largement utilisés dans la nouvelle génération d'avions militaires. En effet, les ailes des avions de combat avancés sont toutes faites en matériaux composites. Ils sont également largement utilisés dans le fuselage, ce qui représente entre 25 et 50% du poids total de la structure. Les grands avions commerciaux utilisent également des composites avancés en grandes quantités, comme l'Airbus A380, qui l'utilise jusqu'à 25%, le Boeing 787, qui l'utilise jusqu'à 45%, le suédois JAS39, qui l'utilise jusqu'à 39%, et l'Airbus A350-XWB dont la quantité de matériaux composites a atteint 52%, comme le montre la figure 1.1. Selon les statistiques, d'ici 2025, le taux d'utilisation de tels matériaux dans divers types d'avions atteindra 65%, et les matériaux composites avancés remplaceront les matériaux métalliques traditionnels

comme principaux matériaux de fabrication. Enfin, leur taux d'utilisation est devenu l'un des indicateurs importants de la sophistication des avions.

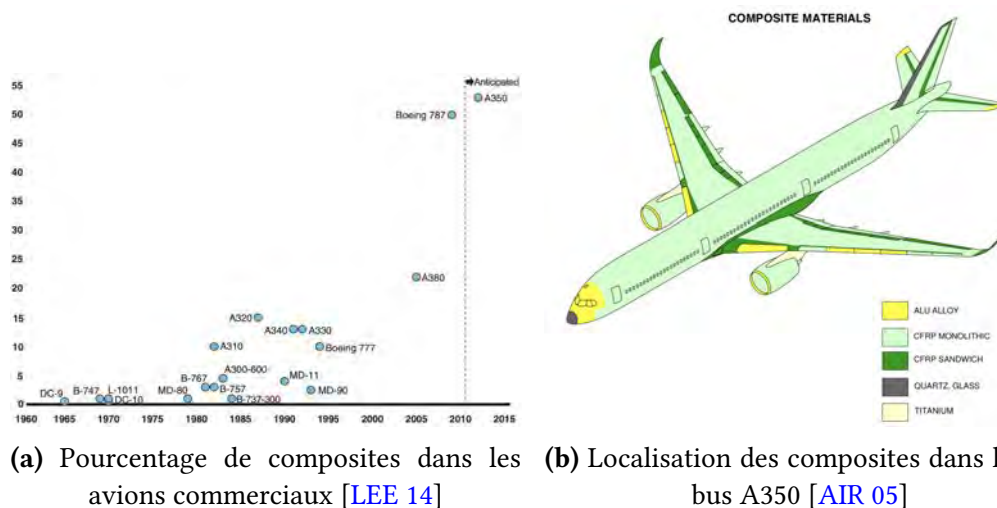


FIGURE 1.1 – Matériaux composites dans les avions commerciaux

Dans le domaine aérospatial, les matériaux composites ont également été utilisés dans un grand nombre d'applications. Par exemple, il existe des composites dans les coques de moteurs de fusée, les satellites, les engins spatiaux et même les stations spatiales. Outre la résistance élevée, le module élevé et la résistance à la corrosion, l'excellente stabilité dimensionnelle dans l'environnement spatial est également un avantage unique des matériaux composites.

1.1.1.2 Transport

Les matériaux composites peuvent être utilisés pour réduire le poids des composants non structuraux. En effet, de nombreuses parties de la carrosserie, du pare-chocs, du châssis, etc., qui peuvent réduire le poids de la voiture, et ainsi de diminuer la consommation de carburant ou d'électricité. En particulier pour les véhicules électriques. Le modèle i8 développé par BMW utilise un grand nombre de composites thermoplastiques renforcés de fibres de carbone. En outre, les voitures, les sièges et les pièces de garniture intérieure en matériaux composites sont également largement utilisés dans les véhicules ferroviaires à grande vitesse, et leurs caractéristiques telles que la bonne résistance à la fatigue, l'isolation des vibrations et la réduction du bruit ont été pleinement exploitées.

1.1.1.3 Éolienne

Le coût de fabrication des pales d'éoliennes représente environ 15 à 22% du coût total. À l'heure actuelle, la longueur des pales d'un équipement éolien de 1.5 à 3 MW varie entre 32 et 40 mètres, pour un poids de 6 à 8 tonnes. La longueur des pales d'un équipement éolien de 5 à 7 MW est située entre 60 et 80 mètres, pour un poids de 18 à

24 tonnes. L'utilisation de matériaux composites peut donc considérablement réduire le poids des grandes pales d'éoliennes et augmenter leur résistance et leur rigidité, ce qui contribuera au développement de l'éolienne.

1.1.1.4 Autres domaines

D'autres industries telles que l'industrie maritime, la construction, l'armement, les équipements électriques, les équipements sportifs et les équipements médicaux ont largement adopté les structures composites. Les matériaux composites sont également utilisés dans la construction de divers types de toits légers, de terrasses et de poutres de renforcement. Les composites pour les blindages de chars, les gilets pare-balles et les casques dans l'industrie de l'armement offrent également d'excellentes performances. Les fusibles et les tuyaux isolés des appareils électriques, les skis et les vélos, les membres artificiels dans le domaine médical et les coques des appareils médicaux peuvent également être fabriqués en matériaux composites. Ceci explique le fait que ces derniers deviennent progressivement un matériau avancé indispensable à la société actuelle.

1.1.2 Types des matériaux composites

Les matériaux composites sont constitués de renforts et de matrices. Différentes combinaisons entre eux forme différents types des composites. Les matériaux composites ci-dessous sont classifiés par deux types de renforts :

- *Composite des renforts fibreux* : Il est constitué d'un renfort fait de fibre et d'une matrice. Le diamètre des fibres est très petit, généralement inférieur à $10\mu\text{m}$. C'est un matériau fragile et facilement endommageable, il se fracture et est sujet à la corrosion. La matrice a une résistance et un module beaucoup plus faibles que la fibre, mais elle peut résister à de grandes contraintes. Les renforts fibreux peuvent être de différentes natures en fonction de la longueur des fibres : fibres courtes, fibres longues et fibres courtes hétérogènes. La matrice peut elle aussi varier, comme l'époxy renforcé par des fibres de carbone, de bore et de Kevlar. D'autres possibilités existent, comme le caoutchouc renforcé par des fibres de Kevlar, le plastique renforcé par des fibres de verre, l'aluminium renforcé par des fibres de bore et de graphite, la céramique renforcée par des fibres de carbone, le carbone renforcé par des fibres de carbone et le ciment renforcé par des fibres de verre ;
- *Composite des renforts particuliers* : Le renforcement par particules est un matériau granulaire utilisé pour améliorer les propriétés mécaniques des matériaux composites. Le granulat permet d'améliorer le travail de rupture, la résistance à l'usure, la dureté et la résistance à la corrosion. Différents types de granulats existent, leurs principales désignations chimiques sont les suivantes : SiC, TiC, B₄, WC, Al₂O₃, MoS₂, Si₃N₄, TiB₂, etc. Les composites à matrice métallique renforcés par des particules sont devenus l'axe de recherche le plus important dans le domaine des composites à matrice métallique en raison des avantages issus d'un

processus de préparation simple, d'un faible coût, d'une microstructure homogène, des propriétés isotropes des matériaux. Elle peut avoir la possibilité de traitement secondaire par les techniques traditionnelles de transformation des métaux. Les principaux substrats des composites à matrice métallique renforcée par des particules sont l'aluminium, le magnésium, le titane, le cuivre et le fer. Parmi eux, les composites à matrice d'aluminium sont ceux qui se développent le plus rapidement ; le magnésium a une densité plus faible, une résistance et une rigidité spécifiques plus élevées, et de bonnes propriétés d'amortissement et de blindage électromagnétique. Cela rend les composites à matrice de magnésium un des composites à matrice métallique compétitifs après la matrice d'aluminium.

Les travaux développés et présentés dans ce manuscrit de thèse utilisent particulièrement les renforts de composites secs à fibres longues et continues, sans prendre en compte la matrice. La mise en forme des renforts à fibre de carbone et de verre seront étudiées dans les chapitres suivants.

1.2 Matériaux composites des renforts tissés à fibres continues

Comme mentionné dans la section précédente, nous nous focalisons sur les renforts tissés à fibres longues et continues dans ce travail. Afin d'obtenir la pièce finale de composite, de nombreuses étapes de fabrication sont nécessaires. Ce processus concerne d'abord la fabrication des fibres, pour ensuite faire l'assemblage des mèches. À partir de ces mèches, on peut finalement obtenir le renfort par le tissage. Pour passer du renfort à la pièce composite finale, le renfort doit être mis en forme, imprégné de résine et dernièrement cuit.

1.2.1 De la fibre aux renforts tissés

Les renforts donnent la majorité des caractéristiques mécaniques aux composites. En termes de structure, ils sont disponibles sous forme de renforts unidirectionnels (UD ou 1D), bidirectionnel (2D), d'interlock (2.5D) ou encore tridimensionnels (3D). Malgré le fait qu'il existe de nombreux types de renforts, ils sont, pour la majorité, tous tissés par des mèches, qui sont elles mêmes toutes formées de fibres continues.

1.2.1.1 Les fibres

Fibre de carbone

La fibre de carbone est un nouveau type de matériau inorganique avec une teneur en carbone supérieure à 90% (fraction massique). Elles ont une résistance, un module et une résistance aux températures élevées. Une résistance à la corrosion, à la fatigue, aux

radiations, une conductivité électrique et thermique, l'ensemble de ces caractéristiques sont typiques des fibres à haute performance.

La fibre de carbone est fabriquée à partir d'un filament originalement préparé par le procédé de carbonisation à haute température. Pour la préparation d'un filament de fibre de carbone, les précurseurs sont nombreux, tels que le polyacrylonitrile (dite PAN-based), le brai, la fibre de viscose, le polyimide, le polybenzothiazole, etc. Jusqu'à présent, pour atteindre l'échelle de production industrielle, les fibres de carbone peuvent être principalement fabriquées de deux manières : la fibre de carbone à base de PAN et la fibre de carbone à base de brai.

La fibre PAN est le précurseur le plus prometteur pour la production de fibre de carbone haute performance. La fibre de carbone préparée à partir de fibre PAN a les meilleures performances globales et un processus de production simple. Sa production représente plus de 90% de la fibre de carbone totale actuelle dans le monde. L'objectif de la recherche sur cette fibre à base de PAN est d'améliorer la qualité du précurseur de PAN et ainsi les propriétés mécaniques de la fibre.

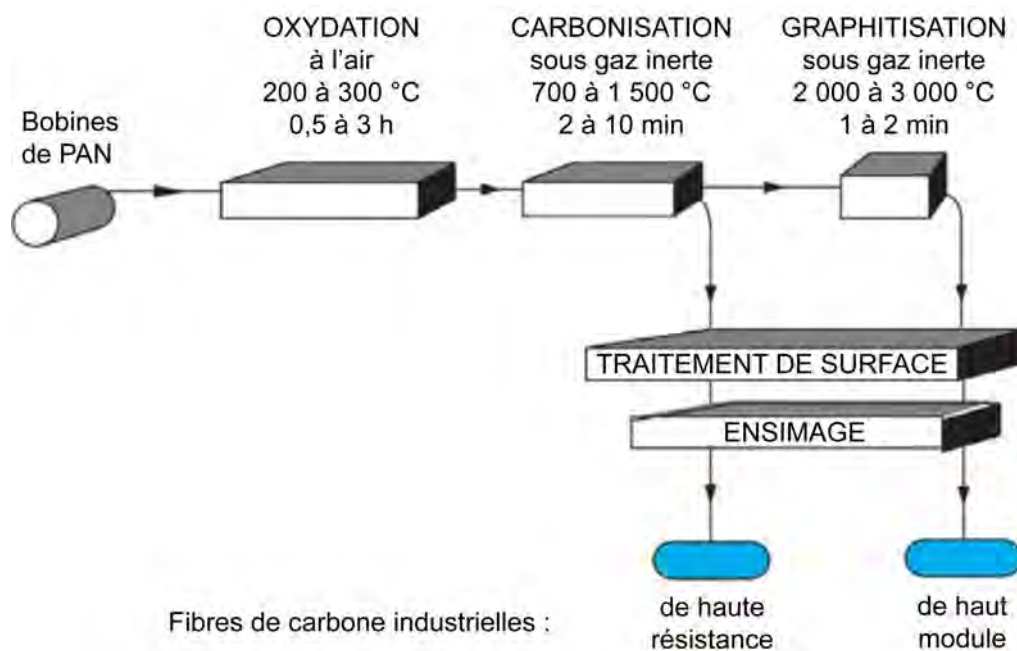


FIGURE 1.2 – Procédé de fabrication de la fibre de carbone à la base de PAN [DUP 08]

La production de fibres de carbone à base de PAN (Figure 1.2) nécessite généralement une polymérisation, un filage, une oxydation, une carbonisation (environ 1200°C) et une graphitisation (2500 °C). Chacune d'entre elles présentant des changements physiques et chimiques complexes, des transformations structurales et impliquant de multiples paramètres de processus. La préparation de filaments précurseurs de haute qualité et le contrôle des paramètres du processus sont très importants pour le développement

de fibres de carbone de haute performance. En particulier les paramètres des processus d'oxydation et de carbonisation, car ils s'accompagnent généralement d'un grand nombre d'éliminations d'éléments non carbonés et sont donc essentiels pour les propriétés structurelles et mécaniques des fibres de carbone.

Fibre de verre

La majorité des fibres de verre sont à base de silice (50-60% de SiO_2) et contiennent un certain nombre d'autres oxydes de calcium, de bore, de sodium, d'aluminium, de fer, etc. Elles sont couramment utilisées pour renforcer les polymères thermodurcissables et thermoplastiques. Le tableau 1.1 donne la composition de certaines fibres de verre couramment utilisées dans les composites. La composition la plus standard est de type E pour "électrique" de fait qu'il est un bon isolant électrique en plus d'avoir une bonne résistance et un module de Young raisonnable ; la composition de type C signifie corrosion car le verre C a une meilleure résistance à la corrosion chimique ; enfin, la composition de type A est utilisée pour les applications industrielles spécifiques comme le verre plat et le verre de bouteille. La plupart des fibres continues de verre produites sont du type E.

Composant	E	C	A	Composant	E	C	A
SiO_2	52-62	64	72	Fe_2O_3	0.05-0.8	-	-
Al_2O_3	12-16	4	0.3	TiO_2	0-1.5	-	-
CaO	16-25	8	10	R_2O	0-2	-	-
MgO	0-5	3	2.8	F_2	0-1	-	-
Na_2O	-	14	14.2	K_2O	-	1	-

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

Premièrement, la composition sélectionnée est chauffée à environ 1500°C (à l'état visqueux), ensuite elle est filée à grande vitesse pour former les fibres. Ce procédé de fabrication permet de créer des mèches composées de fibres continues. Chaque fil comporte de nombreux filaments (1000 à 12000 filaments), ces filaments ont un diamètre nominal généralement compris entre 5 et 24 micromètres. L'assemblage des filaments est réalisé par des organes d'assemblage qui tordent les fils et ajoutent un additif appelé *ensimage* pour assurer la cohésion des filaments au sein du fil. La figure 1.3 présente le procédé de fabrication des fibres par filage.

La fibre de verre est largement utilisée dans plusieurs domaines. Par exemple, les pièces structurelles de TGV (Train à Grande Vitesse) et du Concorde. Grâce à sa faible conductivité thermique, beaucoup des matériaux d'isolation sont à base de fibres de verre.

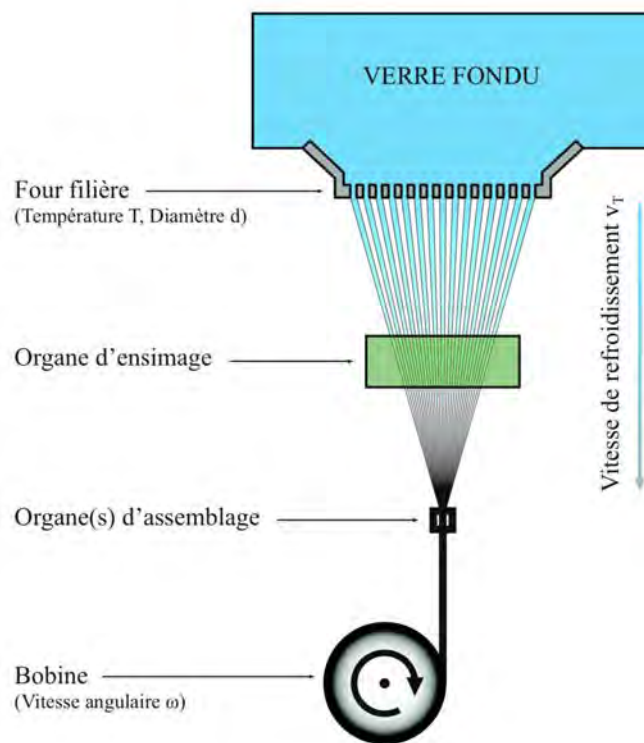


FIGURE 1.3 – Schématisation du processus de fabrication des fibres de verre [BER 08b]

1.2.1.2 Les mèches

Les mèches sont obtenues par assemblage de fibres longues et continues de carbone ou de verre. Cet assemblage leur donnera des nouvelles propriétés mécaniques comme une élasticité plus grande et une rigidité de flexion plus importante. Trois manières de fabrication des mèches sont disponibles dans l'industrie : le moulinage, la texturation et le guipage. L'application de différentes méthodes de fabrication va influencer sur les caractéristiques thermomécaniques des mèches.

La densité d'une mèche peut être très variable en fonction de la quantité de fibres. La dénomination usuelle est "mèche N+K", par exemple, la mèche 6K signifie que chaque mèche de ce type de renfort comporte 6000 fibres. La densité d'une mèche est une information essentielle pour un renfort composite, il représente souvent la drapabilité ou les propriétés mécaniques d'un matériau associé.

1.2.1.3 Les renforts de composites

En fonction de la direction d'alignement des mèches, le renfort peut être classé en trois catégories : le renfort par des mèches unidirectionnelles (UD ou 1D) dans laquelle toutes les mèches sont alignées dans la même direction ; le renfort par des mèches bidirectionnelles (2D) dans laquelle deux réseaux de mèche sont dans un plan ; le renfort par

des mèches 2.5D dans laquelle certaines mèches sont croisées avec les autres mèches selon l'axe orthogonal au plan (par exemple Z); le renfort par des mèches tridimensionnelles (3D) où un ensemble de mèches est intégré le long de l'axe orthogonal (par exemple Z) correspondant à l'axe de l'épaisseur de renforts.

Les renforts unidirectionnels (UD)

Les renforts unidirectionnels (UD) sont les renforts de type non-tissé qui comportent uniquement des mèches dans une seule direction. C'est pourquoi, leur rigidité dans la direction des mèches est plus grande par rapport à la direction orthogonale. L'assemblage de différents UD orientés dans des directions différentes permet de former une structure en stratifié. Le nombre de couches d'un stratifié est souvent important, allant de 10 couches à une centaine de couches. Le plissement est le principal défaut qui peut apparaître pendant la mise en forme de l'empilement. Le Non Crimp Fabric (NCF) liant les couches d'UD ensemble par des coutures est considéré comme une bonne solution pour éviter la séparation des couches ou la délamination.

Les renforts 2D

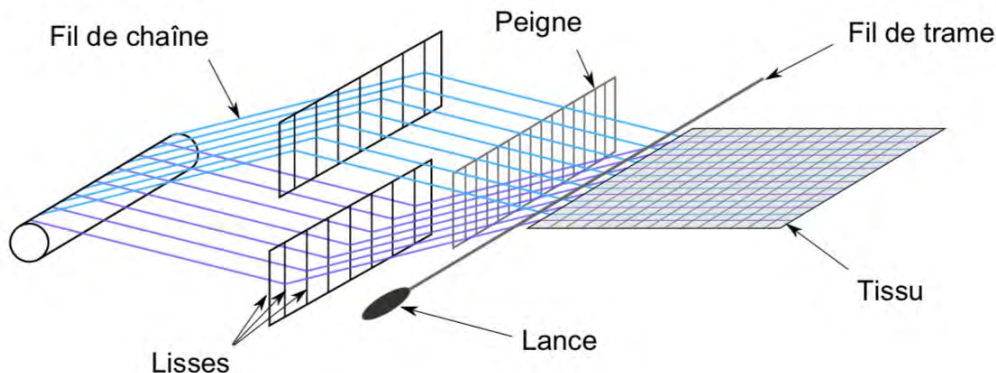


FIGURE 1.4 – Schématisation d'un métier à tisser et principaux outils du procédé [FLO 13]

En comparant avec les renforts unidirectionnels, les renforts 2D sont un entrelacement des mèches chaîne et trame perpendiculaires et entrelacées suivant différentes configurations. La figure 1.4 montre le procédé de fabrication de renforts tissés bidimensionnels, trois types d'armures peuvent être formées par cette machine :

- *La toile ou taffetas* : Les mèches de chaîne et de trame sont entrelacés de façon régulière pour former le taffetas. La rigidité du taffetas s'accroît en raison de l'entrelacement intensif des mèches de chaîne et de trame.(Figure 1.5a) ;
- *Le sergé $m \times n$* : Chaque mèche de trame se croise au-dessus de m mèches de chaîne, puis au-dessous de n mèches de chaîne. On peut voir que cet enchevêtrement

va produire une structure diagonale au tissage. (Figure 1.5b). On peut également considérer que le taffetas est un sergé spécifique de 1×1 ;

- *Le satin m* : Chaque mèche de trame passera au-dessus des m mèches de chaîne et au-dessous du 1 mèche de chaîne (Figure 1.5c). Avec ce type de tissage, la structure diagonale présente sur le sergé n'existera plus. Par conséquent, ce matériau a de meilleures propriétés de cisaillement dans le plan que le taffetas ou le sergé.

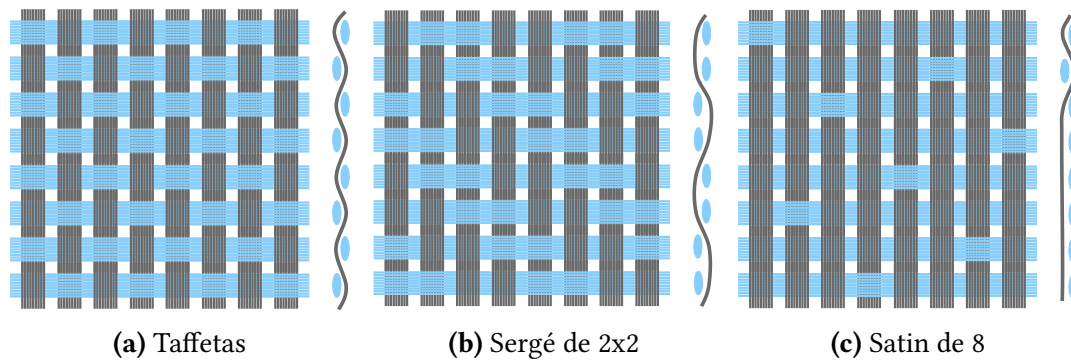


FIGURE 1.5 – Les différentes armures de tissage 2D [DEN 19]

La combinaison de ces trois différents tissus nous permet de fabriquer différents types de matériaux de renforcement tissés. Lorsque les mèches d'un tissu sont réparties de manière égales et identiques dans les sens de la chaîne et de la trame, on dit qu'un tel matériau est un tissu équilibré. Les mèches utilisées, les différents motifs de tissage et la densité de mèches pour chaque réseau (en mèche/mm) sont les trois caractéristiques importantes pour distinguer un tel renfort.

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

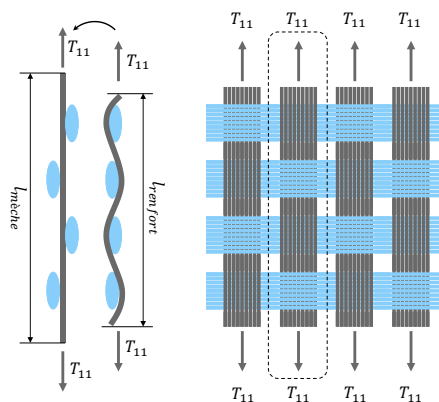


FIGURE 1.6 – Embuvage d'un renfort tissé [DEN 19]

Il est défini par la longueur relative entre la longueur du renfort tissé dans une direction et la longueur d'une mèche dans cette même direction (Équation 1.1). Les travaux de recherche [BUE 98, BOI 01, LOM 05, HIV 08] ont montré que cet embuvage a une influence négative sur les comportements mécaniques des renforts.

Les interlocks 2.5D et 3D

Afin de réaliser des pièces épaisses, les renforts UD ou les renforts tissés mentionnés dans la section précédente peuvent être assemblés couche par couche jusqu'à certaine épaisseur (plusieurs dizaines de centimètres). Un problème majeur de l'empilement des couches de renforts est la séparation des couches (délaminage). Les interlocks 2.5D et 3D [MOU 99, BOU 15] sont proposés par les industriels pour éviter le problème de délaminage d'un empilement épais. Bien que les interlocks ont beaucoup d'avantages, leur tissage est plus complexe et plus coûteux que les renforts tissés UD et 2D. Les interlocks sont utilisés dans le domaine aéronautique pour améliorer la qualité de pièces finale.

La figure 1.7 présente les différents types d'interlocks. Le type d'interlock est principalement déterminé par la façon dont la chaîne passe à travers les différentes couches et par le nombre de couches qu'elle traverse ensemble.

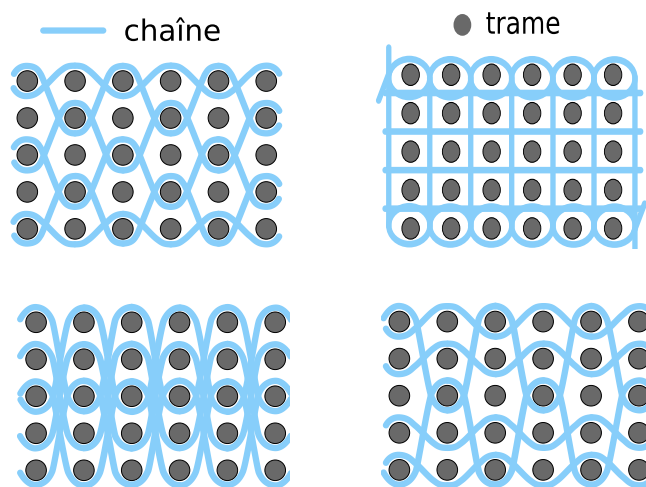


FIGURE 1.7 – Les différents motifs de tissage 3D [GU 02]

Les tresses 2D et 3D

Les tressages 2D et 3D sont les procédés textiles pour fabriquer les pièces de composite tubulaires, circulaires ou antisymétrique. Le tressage 3D est dérivé du tressage 2D, qui possède une résistance au délaminage plus élevée. De plus, le tressage 3D est capable d'augmenter l'épaisseur de la préforme en entrelaçant les mèches dans le sens de l'épaisseur et de fabriquer les préformes plus complexes. Cependant, le processus du tressage 2D et 3D sont longs, onéreux et les structures tressées présentent une faible stabilité axiale ainsi qu'une faible compression dans la direction de la mèche. La figure 1.8

présente une préforme tubulaire avec une variation de diamètres qui est en train d'être tressée.



FIGURE 1.8 – Illustration d'une tresseuse [OGI 16]

1.2.1.4 Renforcement dans l'épaisseur

De nombreuses nouvelles techniques par insertion de fils ont été appliquées pour renforcer les renforts stratifiés dans le sens de l'épaisseur de renforcement. Les techniques de Through-the-Thickness Reinforcement (TTR) les plus courantes sont le cloutage (Z-pinning), la couture (Stitching) et le piquage (Tufting). Ces techniques sont efficaces pour augmenter la résistance à la délamination et la tolérance aux dommages par impact.

Z-pinning

Les techniques TTR comme la couture et le piquage ne conviennent que si la préforme de tissu est sèche. Il s'agit là d'une limitation importante car de nombreux composites sont fortement chargés. C'est le cas par exemple de nombreuses structures d'avion, qui sont fabriqués à l'aide de laminés de préimprégnés. Le Z-pinning est la seule technique qui est capable de renforcer les préimprégnés dans le sens de l'épaisseur. Le UAZ[®] (Ultrasonically Assisted Z-Fibre), développé par Aztex Inc., est aujourd'hui le procédé le plus courant pour la fabrication des préformes avec les Z-pins. Les Z-pins sont fabriquées à l'aide d'un matériau à haute rigidité et haute résistance, comme un alliage de titane, d'acier ou un composite fibreux de carbone avec un diamètre de 0.2 à 1.0 mm. Cette technique est par exemple appliquée au Superhornet F/A-18E/F pour remplacer les fixations en titane dans les conduits d'admission d'air et les portes de compartiment moteur [ANO 01].

La mousse contenant les pins est située sur le dessus du stratifié. Une couche de tissu de verre enduit de téflon est placée entre le stratifié et la mousse. Le rôle de cette couche est de protéger la surface du stratifié contre la contamination et les dommages. La mousse de faible densité s'effondre, ce qui permet aux Z-pins de pénétrer dans le stratifié. Le

procédé d'insertion dépend de la combinaison chaleur/pression (un impacteur ultrasonique) pour compresser la mousse et enfoncer les Z-pins dans l'épaisseur du stratifié, comme le montre la figure 1.9. Après l'insertion, la mousse compressée est retirée et, en même temps, la longueur non-nécessaire de Z-pins est coupée.

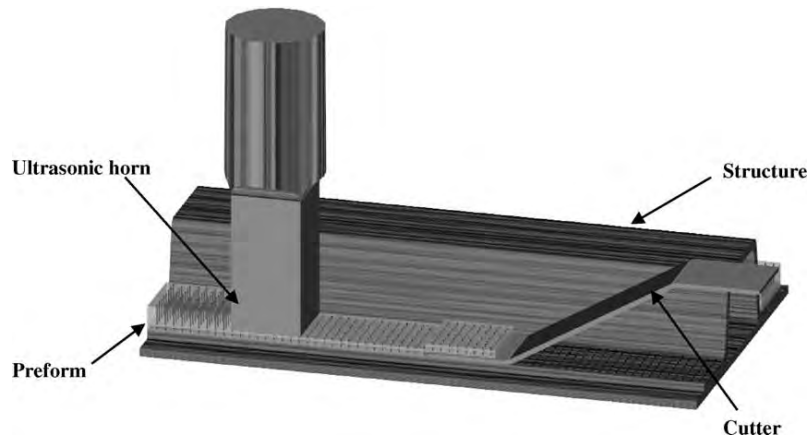


FIGURE 1.9 – Schématisation d'insertion de Z-pinning [PAR 05]

Stitching

La technologie de couture (Stitching) est initialement utilisée comme une méthode d'adhésion de replacer la technique de collage ou de rivetage pour l'assemblage des structures composites dans les avions de combat avancés. Les joints cousus ont prouvé leur résistance, qui est plus élevée par rapport aux joints renforcés par des rivets métalliques.

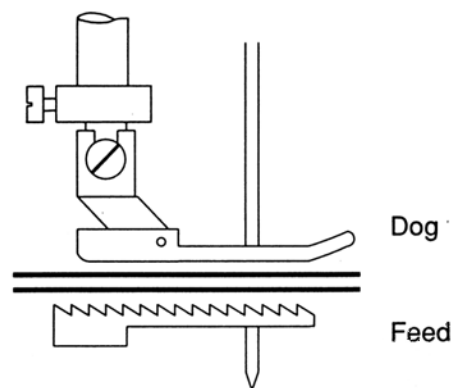
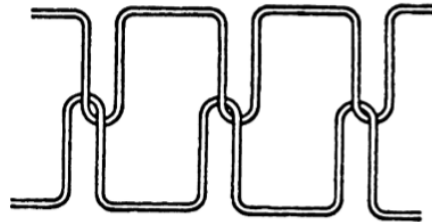


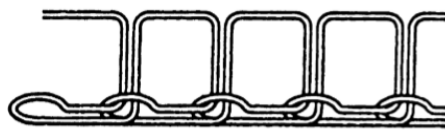
FIGURE 1.10 – Illustration de la couture d'un matériau composite [DRA 94]

Aussi, la couture a été utilisée pour renforcer les panneaux stratifiés plats dans le sens de l'épaisseur afin d'améliorer des propriétés telles que la tolérance aux dommages par impact et, dans une moindre mesure, la résistance à l'épaisseur. La figure 1.10 présente les coutures qui consistent essentiellement à coudre des fils à haute résistance (par exemple

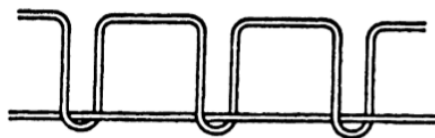
des fils de verre, de carbone ou de Kevlar) au travers du stratifié multicouche à l'aide d'une machine à coudre industrielle.



(a) Point Noué



(b) Point chaînette



(c) Point noué modifié

FIGURE 1.11 – Illustrations des différents types de points utilisés pour renforcer les stratifiés [MOU 00]

Dans le processus de couture, un empilement de renforts multicouches est pénétré et lié par des fils d'aiguille et fils de cannette. La figure 1.11 montre les différents types de couture utilisées pour renforcer le stratifié. Les points noués et chaînette (Figure 1.11a et 1.11b) sont utilisés occasionnellement. Cependant, le point noué modifié est (Figure 1.11c) le type de couture le plus couramment utilisé. Ces trois type de points de couture sont détaillés ci-dessous :

- *Point noué (Lock Stitch)* : Le point noué est un type de couture délicat (Figure 1.11a). La liaison entre les fils d'aiguille et les fils de cannette est située au milieu du stratifié. Cela crée un collage fort entre les couches, tout en gardant les deux côtés de préforme identiques. Leurs comportements mécaniques respectifs dans le plan sont identiques. Cependant, afin de pouvoir coudre le point noué, il est nécessaire d'avoir un double passage dans le stratifié. Ceci peut donc générer des défauts et des endommagements au sein de renforts ;
- *Point chaînette (Chain Stitch)* : Le point chaînette n'a pas besoin de fils de cannette. Les fils d'aiguille forment des boucles, puis ces boucles sont liées l'une à l'autre

au niveau de la surface inférieure du stratifié, comme le montre la figure 1.11b. L'intérêt de ce type de couture est qu'elle peut être facilement démêlée, ce qui permet de donner une possibilité de reconstruire le motif de couture ;

- *Point noué modifié (Modified Lock Stitch)* : Une modification du type point noué est faite pour simplifier le processus de couture. La liaison entre les fils d'aiguille et les fils de cannette du point noué modifié est située à la surface du stratifié (Figure 1.11c) au lieu d'être au milieu du stratifié. Il génère moins d'endommagements par rapport au point noué classique. Grâce à ces avantages, cette technique est largement appliquée par l'industrie.

Tufting

Grâce à la couture unilatérale, le piquage (Tufting) est l'une des technologies de TTR la plus simple à réaliser. Elle est spécifiquement conçue pour renforcer les renforts secs. Le piquage peut être considéré comme une méthode relativement économique pour obtenir une architecture de renforts tridimensionnelles par rapport au tressage ou tissage 3D. À l'origine, le piquage est une méthode ancienne pour la fabrication de tapis (Figure 1.12a) et de vêtements chauds (Figure 1.12b). Il est maintenant devenu une technologie typique pour le renforcement dans l'épaisseur de renforts multicouches.



(a) Tapis à poils longs



(b) Vêtement chaud

FIGURE 1.12 – Exemples des applications civiles de la technologie de piquage

La figure 1.13 illustre le processus d'insertion du fil de piquage. La préforme contenant multiple couches est positionnée au-dessus d'un support qui est généralement une mousse. La première étape de ce processus consiste à appuyer dans la zone à piquer par un pied presseur afin d'insérer une aiguille creuse. La deuxième étape est d'introduire le fil de piquage au sein de renforts multicouches via cette aiguille. Lorsque la pénétration d'aiguille est complète, l'aiguille sera retirée mais le fil de piquage ne suivra pas en raison du frottement naturel entre le tissu et le fil [DEL 16]. Les différentes couches de la préforme sont donc reliées et renforcées par le fil de piquage inséré. Dernièrement, l'aiguille va se déplacer jusqu'au prochain point de piquage en respectant le motif et la

densité de piquage. Le piquage peut également être inséré de façon oblique, comme le montre la figure 1.13b.

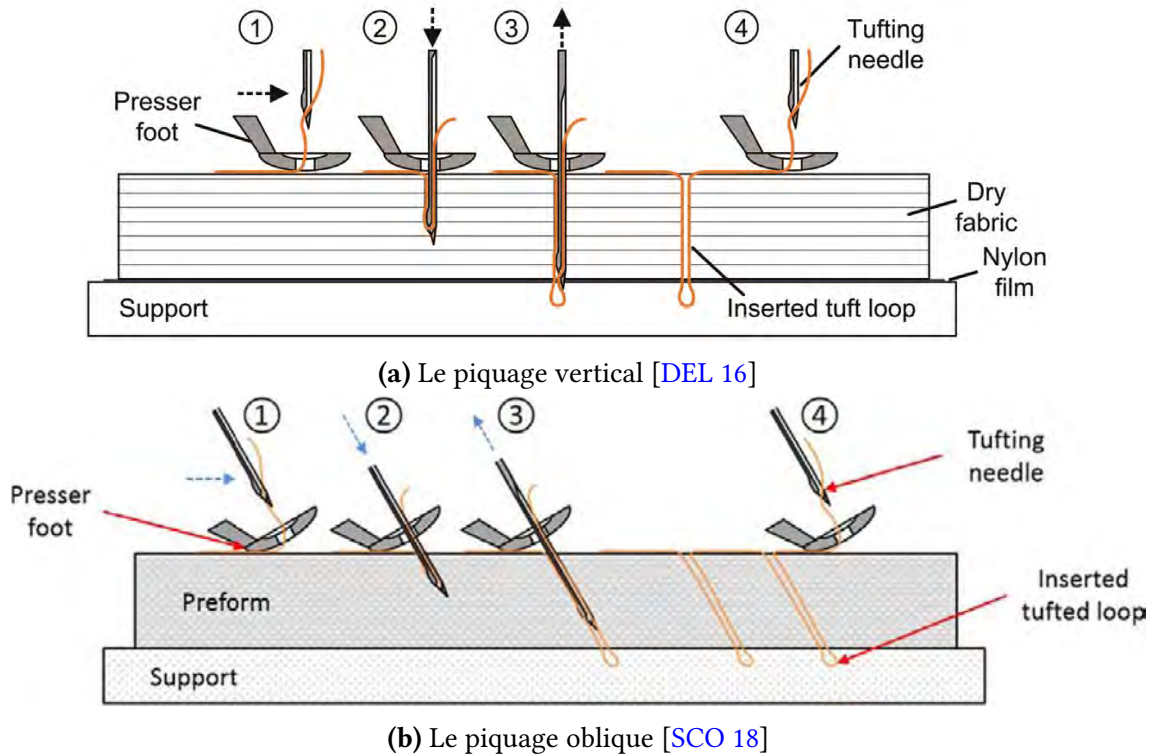


FIGURE 1.13 – Illustration du processus de piquage

En effet, le fil de piquage n'est pas obligé d'être complètement inséré dans la préforme (Figure 1.14). Sa profondeur d'insertion peut varier et être contrôlée en fonction de différentes stratégies :

- *Le piquage global* : Le fil de piquage traverse tout au long de l'épaisseur de la préforme. Les boucles de piquage seront exposées de l'autre côté de la préforme et peuvent être clairement visualisée. C'est le meilleur cas car toutes les couches de la préforme sont assemblées par le fil de piquage. L'inconvénient du piquage global est que les boucles sont en dehors de la préforme et doivent donc être coupées avant l'injection de la résine. Sans quoi elles vont créer des poches de résine et avoir un effet néfaste sur la qualité de la surface de la pièce finale ;
- *Le piquage partiel* : Le fil de piquage traverse partiellement la préforme. Bien que certaines couches de la préforme n'aient pas d'interaction avec le fil de piquage, le piquage partiel évite la formation des poches de résine et facilite le processus de traitement surfacique.

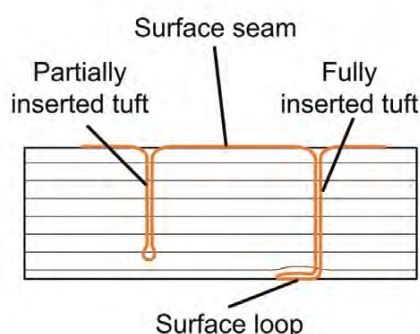


FIGURE 1.14 – Le piquage partiel et global [DEL 16]

La technologie de piquage combine les avantages du Z-pinning et du Stitching. Il ne nécessite qu'un seul accès à la préforme et la mise en œuvre de piquage est moins onéreuse. La modélisation de piquage et la simulation de la mise en forme avec la présence du piquage seront présentées dans le chapitre 4 et 5 de ce manuscrit.

1.2.2 Les matrices organiques

Suite à une introduction des différents types de renforts à fibres longues et continues, un second constituant des matériaux composites, est la matrice organique. Deux types de matrice organique existent pour la fabrication du composite : les matrices thermoplastiques composées de chaînes linéaires (1D) et de chaînes ramifiées (2D) ainsi que les matrices thermodurcissables composées de chaînes macromoléculaires réticulées (3D). Les matrices thermoplastiques sont capables de passer d'un état solide à liquide de manière réversible par apport de chaleur. Contrairement aux thermoplastiques, les matrices thermodurcissables sont irréversibles une fois polymérisés par la chaleur. De plus, les matrices thermodurcissables deviennent infusibles et insolubles après polymérisation et cela conduit à une unique mise en forme.

	Composite thermoplastique	Composite thermodurcissable
Coût de la matière première	Haut	Bas
Processabilité	Difficile	Facile
Répétabilité	Excellente	Faible
Fatigue	Meilleure que le métal	Moins bonne que le métal
Dureté	Haute	Faible

Tableau 1.2 – Comparaison entre un composite à résine thermoplastique et à résine thermodurcissable

La répétabilité et le recyclage des composites aux matrices thermoplastiques sont excellentes grâce à son caractère réversible. Par contre, son coût de fabrication est plus

haut que les thermodurcissables (Tableau 1.2¹). Un autre avantage des composites aux matrices thermoplastiques réside de leurs propriétés mécaniques qui sont meilleurs par rapport aux thermodurcissables. Bien que les résines thermoplastiques présentent de nombreux avantages, les résines thermodurcissables restent les résines les plus utilisées dans l'industrie. Leur faible coût de production et leur maîtrise font d'elles un concurrent de taille au thermoplastiques.

1.2.3 Les préimprégnés

Comme le nom de ce type de renfort l'indique, le préimprégné ("Prepreg" en anglais) est un renfort qui a été imprégné avec une matrice thermodurcissable ou thermoplastique (Figure 1.15²). Ainsi, le préimprégné est prêt à être posé dans le moule sans qu'il soit nécessaire d'ajouter de la résine. Pour que le stratifié durcisse, il est nécessaire d'utiliser une combinaison de pression et de chaleur.

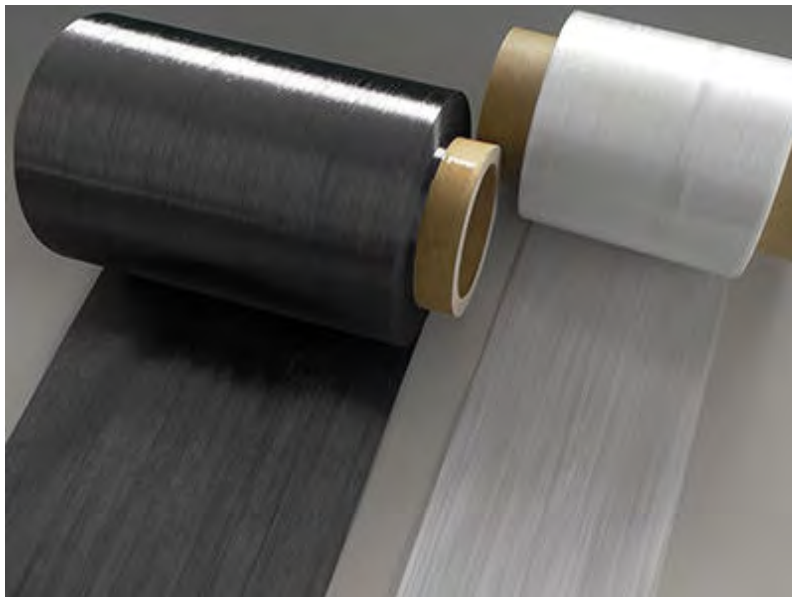


FIGURE 1.15 – Exemples du préimprégné thermoplastique

Les avantages des préimprégnés sont multiples :

- Uniformité et répétabilité. Les préimprégnés ont une épaisseur uniforme et chaque pièce sortant du moule peut théoriquement être la même. L'infusion sous vide ont encore une certaine marge d'erreur dans l'utilisation, mais le préimprégné peut considérablement réduire ces problèmes ;
- Moins de temps de durcissement. Il n'est pas nécessaire d'attendre 48 heures pour un durcissement complet après un cycle de durcissement à chaud.

1. Source du tableau : <http://www.bloomoon.eu/fr/>

2. Source de la photo : <https://www.shindo.com/en/>

Les préimprégnés ont également des inconvénients :

- Coût élevé. Le coût du préimprégné est toujours élevé en raison de facteurs tels que les propriétés des matériaux et les techniques de traitement ;
- Durcissement de haute température. Il faudra au minimum une source de chaleur et un conditionnement sous vide. La température de durcissement minimale est de 132°C et il faut maintenir cette température pendant au moins quatre heures. De nombreux fabricants utilisent des autoclaves.

1.3 Procédés de mise en forme

Les renforts et les résines nécessaires à la fabrication d'une pièce de composite ont été décrits en détail dans les sections précédentes. Le choix de la technologie de la mise en forme est particulièrement important si l'on veut produire des pièces composites répondant aux exigences de l'industrie. Les fabricants de composites d'aujourd'hui utilisent, soit des couches de préimprégnés pour former un stratifié, soit des renforts tissés secs infusés (procédé "Liquid Composites Molding" ou LCM). Comme nous l'avons mentionné précédemment, les préimprégnés ont plusieurs intérêts, mais le coût élevé du matériau et la complexité de mise en œuvre ont freiné son application.

Cependant, les procédés du LCM sont moins coûteux et plus efficaces pour mettre en forme une pièce composite. Parmi ces procédés, deux manières de mise en forme sont les plus utilisées : l'infusion sous vide et le RTM (Resin Transfer Moulding). Ils nécessitent généralement de mettre en forme le renfort sec puis dans un second temps d'injecter la résine sous l'état visqueux. La mise en forme du renfort à l'état sec permet d'obtenir plus facilement une géométrie qui est proche de la pièce finale. Néanmoins, l'injection de la matrice est un processus relativement difficile car les porosités et les défauts sur le matériau doivent être évités lors de cette étape. Lors des procédés LCM, le moule est fermé et la matrice fondue n'est pas en contact avec l'atmosphère. De ce fait, les émissions volatiles de composés organiques lors de la fabrication sont bien contrôlées.

1.3.1 Infusion sous vide

En infusion sous vide, le renfort et la résine sont placés entre le drain et le moule ; un séparateur qui est souvent un film ou une membrane plastique est utilisé pour séparer le drain et le renfort (Figure 1.16). L'idée de ce procédé est de faire une mise sous vide le sac à vide, d'évacuer l'air et d'aspirer la résine par une pompe pour que la préforme se déforme contre le moule. La préforme se conformera progressivement au moule au fur et à mesure. L'utilisation du séparateur et du drain facilite l'évacuation de l'air et le passage de la résine.

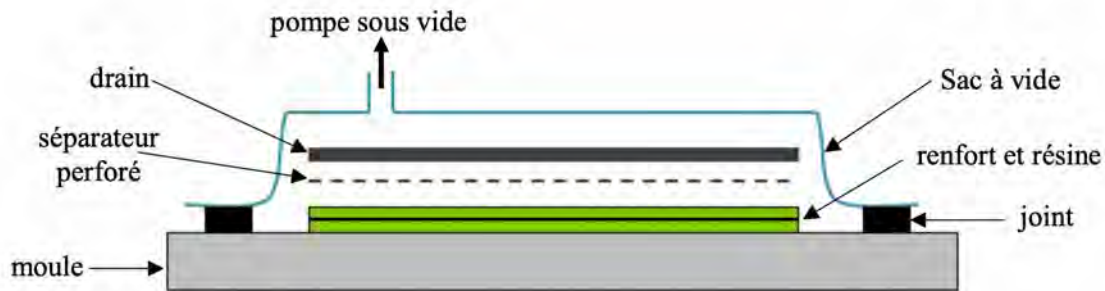


FIGURE 1.16 – Illustration du processus d'infusion [ABD 18]

Le procédé d'infusion sous vide permet une production en série avec une qualité de produit fini moyenne. L'intérêt de cette méthode est principalement basé sur la simplicité de mise en œuvre. Par contre, il est difficile de contrôler l'épaisseur et d'éviter les porosités dans la pièce finale. De plus, ce procédé est moins adapté pour mettre en forme des géométries complexes, car il devient onéreux et un certain nombre de défauts peuvent apparaître sur les renforts déformés. Par conséquent, afin de répondre les problématiques ci-dessus, une méthode complémentaire est proposée, le Resin Transfert Moulding (RTM).

1.3.2 Resin Transfert Moulding (RTM)

Le RTM est né de la méthode "MARCO" dans les années 1940, qui a été développé à l'origine pour le moulage des radômes d'avions. Bien que le coût du RTM soit faible, ses exigences techniques sont élevées, en particulier les exigences sur la géométrie du moule. Il y a donc certaines difficultés de cadence à grande échelle, son développement est donc lent. Dans les années 1980, en raison des lois et réglementations de plus en plus strictes dans les pays industrialisés sur l'environnement de production, ainsi que du développement des matières premières et de la technique de moulage, le RTM présente de nombreux avantages. Tels que des tolérances réduites, une qualité de surface élevée et un processus de production plus efficace. À la fin des années 80, avec le changement de la situation économique mondiale, le RTM était considéré comme l'une des technologies majeures pour résoudre le problème du coût élevé des matériaux composites avancés. Le Japon a identifié le RTM comme étant l'un des procédés les plus prometteurs. La NASA a inclus le RTM dans son programme ACT (Advanced Composites Technology Program) [DOW 97] et a organisé de nombreux travaux de recherche, tandis que l'industrie civile des composites, sous la pression des nouvelles exigences en matière de coût de production, de cycle de production et de protection de l'environnement [RUD 97, OKS 01, KRU 12, POT 12].

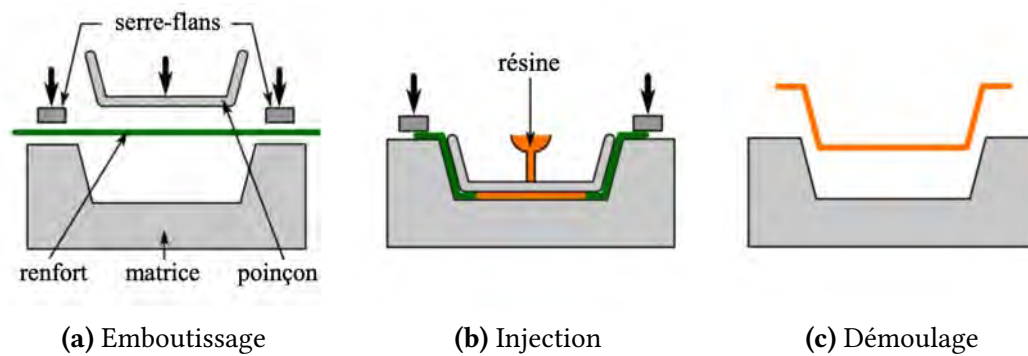


FIGURE 1.17 – Illustration du processus RTM [MAT 14]

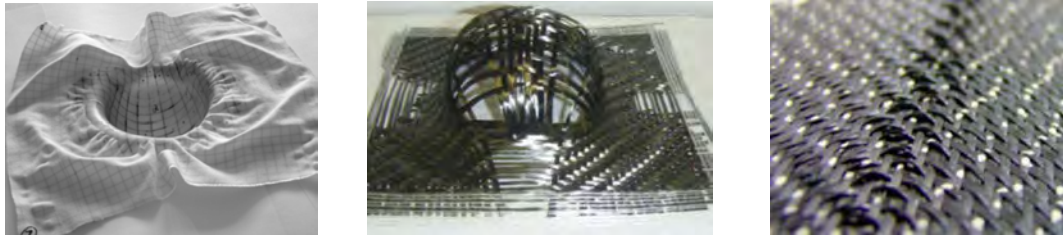
Le procédé RTM est composé de trois étapes :

- Le dispositif de ce procédé inclut trois parties : le poinçon, le serre-flan et le moule/matrice (Figure 1.17a). La première étape du RTM est d'emboutir la préforme de composite en utilisant un poinçon avec une géométrie donnée. Pendant le processus d'emboutissage, une pression est appliquée sur le serre-flan pour que le tissu soit tendu dans une certaine mesure. Cela permet d'éviter la formation de plissements dans la plupart des cas. L'utilisation du poinçon et du moule, rigides, peut permettre de mieux maîtriser l'épaisseur du renfort ;
- Suite à cette première étape, la résine est injectée dans le renfort préformé (Figure 1.17b). La viscosité de la résine doit être maintenue aussi constante que possible afin d'assurer un écoulement uniforme et l'imprégnation de la résine dans le moule. À la fin du processus d'injection, la résine de chaque partie du moule doit durcir simultanément pour réduire l'effet de la contrainte chimique sur la déformation de la pièce due au durcissement ;
- La dernière étape est le démoulage (Figure 1.17c). Lorsque la résine est durcie, la pièce sera évacuée en remontant le poinçon.

Pendant le procédé de RTM, les étapes d'emboutissage et d'injection déterminent la qualité de la pièce de composite. Dans le domaine de la recherche scientifique, comme l'emboutissage implique de la mécanique et l'injection implique de la mécanique des fluides, elles sont souvent étudiées séparément. Le travail dans ce manuscrit se focalise uniquement à l'emboutissage de renforts et des problèmes liés à cette étape. Les défauts qui peuvent apparaître lors de la mise en forme du renfort sont multiples :

- La formation de plissements (Figure 1.18a). Le plissement est l'un des défauts les plus fréquents [BOI 17b]. Il est fréquent en raison de la faible rigidité en flexion du textile due à un éventuel glissement entre les fibres ;
- Le glissement de la mèche (Figure 1.18b). Un autre type de défaut est le glissement qui peut se produire entre les mèches de chaîne et de trame d'un renfort tissé. Ce glissement peut entraîner un manque de cohésion du renfort textile ;
- Le flambement de la mèche (Figure 1.18c). Le flambage de la mèche [OUA 11, OUA 13] est également un défaut du renfort durant le processus de RTM. Il s'agit

d'une déviation de la mèche hors du plan du renfort de quelques millimètres combinée à une rotation autour de son axe.



(a) Plissement du renfort [BOI 11] (b) Glissement de la mèche [BOI 17b] (c) Flambage de la mèche [SAL 19]

FIGURE 1.18 – Les différents défauts pendant le processus de l'emboutissage

Parmi ces défauts, les études dans ce manuscrit portent principalement sur le mécanisme de la formation des plissements et proposent des solutions pour éviter des plissements dans le processus de la mise en forme de renforts multicouches.

1.4 Comportement mécanique des renforts tissés

1.4.1 Échelles des renforts tissés

Les renforts tissés sont un type de matériau qui comporte des composantes aux différentes échelles. Les renforts tissés sont composés par des mèches de chaîne et de trame, les mèches sont composées par des milliers de fibres, et les fibres sont composées de molécules de matériaux correspondants. Jusqu'à présent, la fibre est la plus petite composante pour l'étude des comportements mécaniques de renforts tissés. En fonction de la taille de ces composantes, elles sont divisées en trois échelles différentes (Figure 1.19) :

- *L'échelle microscopique* : C'est une échelle qui est encore visible à l'œil humain. La fibre de quelques micromètres de diamètre appartient à cette échelle, et les défauts comme la rupture de fibres peut être distingué (Figure 1.19a) ;
- *L'échelle mésoscopique* : C'est l'échelle de la mèche, mais les fibres sont indiscernables. À cette échelle, la mèche composée par des milliers de fibres peut être distinguée et considérée comme un matériau continue. Les motifs de tissage peuvent être également distingués à cette échelle (Figure 1.19b). Ainsi, les différentes modes de déformation de renforts tissés sont capables d'être observées et mesurées telles que l'angle de cisaillement dans le plan et la courbure de la flexion hors plan. À cette échelle, l'étude des défauts du renfort comme le glissement et la rupture de mèches est devenue réalisable ;
- *L'échelle macroscopique* : C'est l'échelle des renforts tissés qui comporte les propriétés mécaniques plus large (Figure 1.19c). Les modes de déformation et les défauts comme les plissements sont tous accessibles.

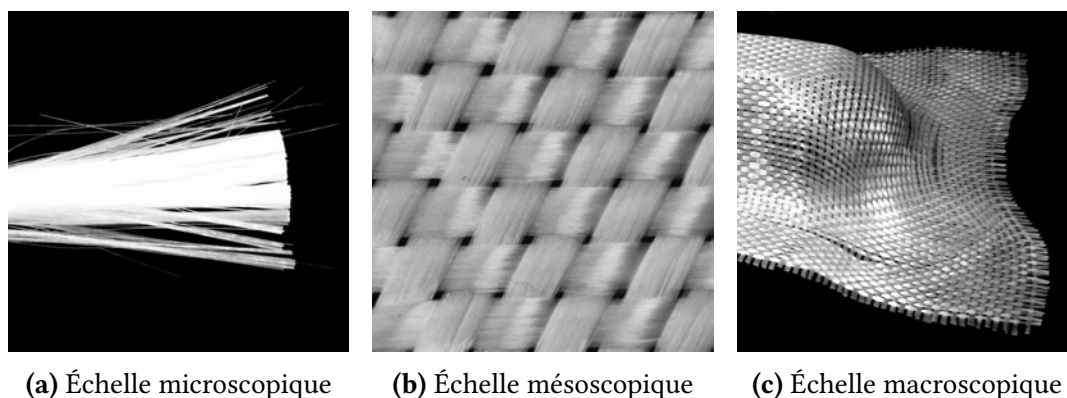
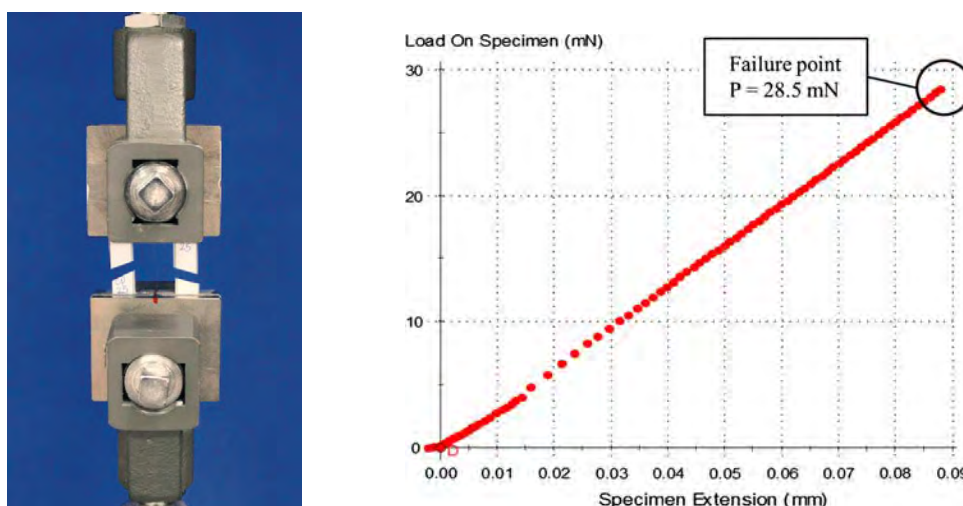


FIGURE 1.19 – Différentes échelles du renfort tissé

1.4.2 Comportement à l'échelle microscopique

Bien que les fibres soient les plus petits constituants des renforts tissés, la propriété mécanique de la fibre unique est directement associée à la résistance de l'ensemble du composite. Cependant, la caractérisation mécanique des fibres est difficile à cause de leur faible taille. Généralement, la fibre est collée à un papier ou un plastique puis l'ensemble est coupé avant les essais (Figure 1.20a). Toutes ces préparations sont faites pour bien maintenir la fibre dans le dispositif expérimental et réduire les concentrations de contrainte en bout de fibre [AST 08]. Pour les caractéristiques mécaniques des fibres en carbone, la non-linéarité de leur comportement en traction (Figure 1.20b) est assez faible. Par conséquent, des modèles linéaires des fibres sont souvent appliqués en simulation.



(a) Spécimens maintenus par le dispositif expérimental [FID 13] (b) Courbe expérimentale d'un essai de traction sur une fibre de carbone [KAN 13]

FIGURE 1.20 – Essais de traction sur les fibres

1.4.3 Comportement à l'échelle mésoscopique

Le comportement de la mèche est celle qui reçoit le plus d'attention parmi les comportements des renforts tissés à cette échelle [DES 05, BAD 08b, NAO 14]. Pour analyser le comportement de la mèche, la microtomographie X est une technique la plus courante. L'avantage de cette méthode est qu'elle n'est ni intrusive ni destructive pour les éprouvettes. De plus, elle permet d'effectuer des essais mécaniques en parallèle.

1.4.3.1 Comportement longitudinal d'une mèche

Comportement d'une mèche en tension

La figure 1.21 montre que le comportement en tension de la mèche en carbone (Figure 1.21a) et en verre (Figure 1.21b) est quasiment linéaire. La partie non linéaire de la courbe provient la mise sous tension progressive des fibres de la mèche qui ne sont pas initialement tendues. Bien que l'élongation des mèches soit petite (inférieure à 2%), les efforts résultants peuvent être très importants. Cela signifie que la rigidité de tension de mèches est élevée et cette énorme rigidité résulte du haut module d'élasticité des fibres qui constituent une mèche.

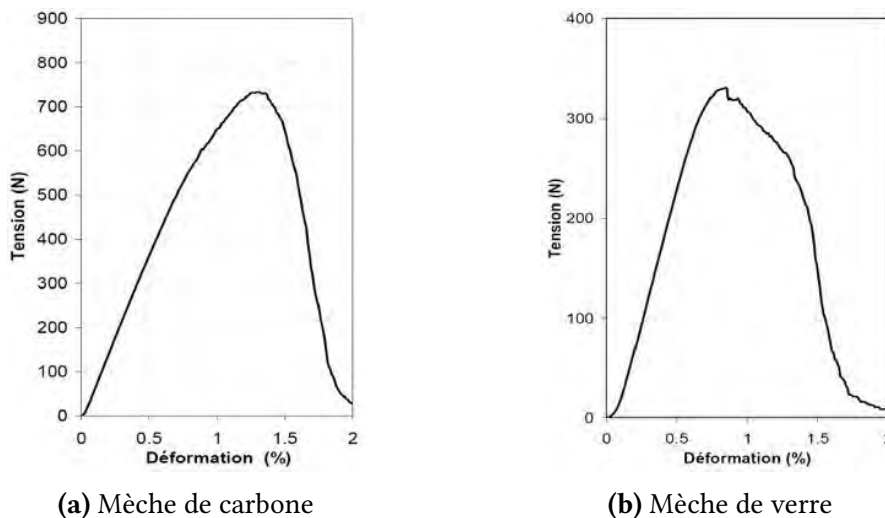


FIGURE 1.21 – Comportement en tension d'une mèche [DUM 03]

Comportement d'une mèche en compression

La rigidité de compression des mèches est fortement liée à leur rigidité de flexion. Les mèches sont plus faciles à déformer sous compression que sous traction à cause de leur faible rigidité de flexion. Cette compression longitudinale peut provoquer des flambements dans le plan (waviness) et hors plan (buckling), comme le montre la figure 1.22.

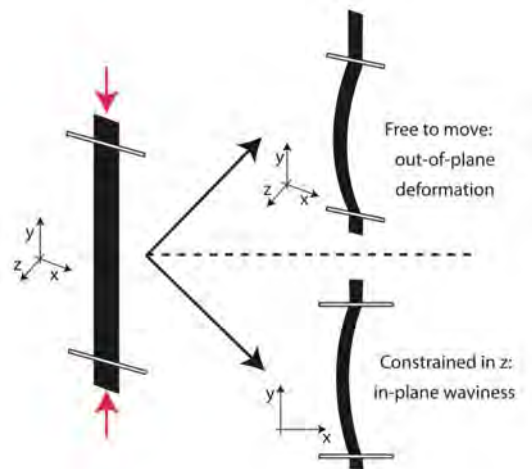


FIGURE 1.22 – Schématisation des deux types de flambement d'une mèche [LIG 13a]

1.4.3.2 Comportement d'une mèche en compaction transversale

La compaction transversale des mèches de renforts tissés est l'une des déformations les plus importantes qui se produisent dans les renforts textiles lors de la fabrication des composites. En particulier pour le procédé RTM, la déformation transversale est la déformation dominante : elle augmente la fraction volumique du tissu sec à la valeur requise, ce qui a une influence importante sur l'écoulement de la résine.

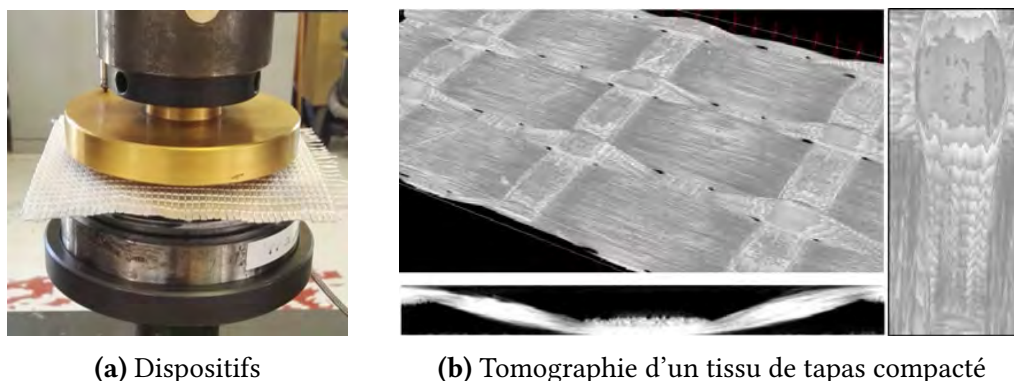


FIGURE 1.23 – Essais de compaction [DAW 16]

La force de compaction est perpendiculaire à la surface du tissu avec précision (Figure 1.23a). Ceci est important pour assurer une répartition uniforme de la pression [WAL 12], ainsi que pour protéger les dispositifs. L'effort de compaction augmente progressivement pendant l'essai de compaction : au stade initial de la compaction transversale, l'épaisseur de l'échantillon n'est pas uniforme sur toute la surface (ceci est dû à la nature du tissu), et la compaction existe localement à des endroits épais. Au cours de la deuxième étape, le tissu est compacté à une épaisseur uniforme et les fibres du tissu subissent des réarrangements pour s'adapter à la réduction de l'espace, et l'effort augmente lentement. Enfin,

il n'y a pas assez d'espace pour les réarrangements et l'effort augmente fortement pour atteindre une valeur aussi élevée que 1200 KPa.

1.4.3.3 Comportement d'une mèche en flexion

Le comportement en flexion des mèches peut être caractérisé sur le banc d'essai développé par [BIL 08]. Cependant, l'extraction de la courbure de mèches à partir de la figure 1.24 est difficile à cause de la variation de diamètre de la mèche. De plus, l'écrasement de la mèche du côté d'encastrement et la tendance de la mèche à vriller vont également impacter le résultat obtenu expérimentalement. Dans les travaux de [ROC 14], seulement un ordre de grandeur de la rigidité de flexion d'une mèche a été estimé.

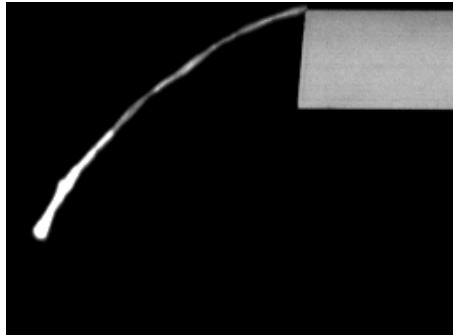
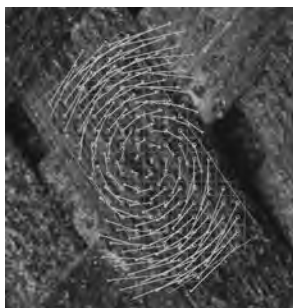


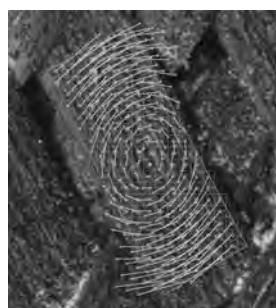
FIGURE 1.24 – Flexion d'une mèche (longueur fléchie 65 mm) [ROC 14]

1.4.3.4 Comportement d'un renfort en cisaillement à l'échelle mésoscopique

Le cisaillement dans le plan du renfort tissé à l'échelle mésoscopique provient d'une rotation entre deux mèches autour de leur point de croisement. Ce point de rotation est considéré comme constant durant leur rotation dans l'hypothèse du non-glissement entre les réseaux chaîne et trame.



(a) Rotation



(b) Rotation et compaction



(c) Compaction

FIGURE 1.25 – Mécanisme de cisaillement d'un interlock de carbone (Hexcel® G1151) [LUY 09]

Les efforts de cisaillement sont associés au frottement entre les mèches. La figure 1.25 présente le processus de cisaillement dans le plan d'un renfort interlock de type G1151 :

- Les efforts de cisaillement sont faibles lorsque les mèches commencent à tourner (Figure 1.25a), l'effet de compaction n'est pas évident à ce stade qui mène à un faible frottement entre les mèches ;
- Au cours du cisaillement, les efforts de cisaillement augmente progressivement (Figure 1.25b), puisque la compaction et le frottement entre les mèches évoluent ;
- Enfin, lorsque la compaction des mèches s'approche de sa limite, les efforts de cisaillement augmentent très rapidement (Figure 1.25c).

1.4.4 Comportement à l'échelle macroscopique

À l'échelle macroscopique, les fibres et les mèches ne sont pas distinguées et le renfort tissé est considéré dans son ensemble. Les modes de déformation du renfort tissé se substituent aux comportements des fibres et des mèches, ainsi que ces modes de déformation peuvent être caractérisés par des essais spécifiques. Cependant, les caractéristiques à l'échelle microscopique ou mésoscopique comme le glissement entre mèches de chaîne et trame sont difficiles d'être représentés à l'échelle macroscopique.

Une hypothèse forte, supposant le non glissement entre les mèches de chaîne et de trame lors de la déformation des renforts tissés, est établie afin de faciliter l'étude des comportements des renforts tissés à l'échelle macroscopique. Bien que les essais de la mise en forme des renforts tissés [BOI 95] montre que cette hypothèse correspond au résultat obtenu par la mise en forme, le glissement entre les mèches est relativement courant dans les essais comme le bias extension test.

1.4.4.1 Comportement en tension biaxiale

Le mécanisme de déformation sous tension biaxiale est lié à la structure du renfort tissé : l'ondulation des mèches diminue sous l'action de la tension (Figure 1.26a). Il est donc intéressant d'étudier la mise en sous tension simultanée des mèches de deux directions orthogonales. En effet, chacun des deux réseaux peut être soumis indépendamment à des forces de traction différentes. Si l'on note ϵ_{obs} la déformation dans la direction du réseau observé (le réseau pour lequel les efforts sont mesurés), et ϵ_{orth} la déformation dans la direction de l'autre réseau, on définit le coefficient de traction biaxiale k par :

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

Afin de régler le coefficient de traction biaxiale, plusieurs dispositifs expérimentaux de traction biaxiale adaptés au renfort tissé ont été conçus (Figure 1.26b) [KAW 73, BUE 01, WIL 08]. La préparation de l'éprouvette utilisée dans ces dispositifs est un point essentiel de cet essai : les mèches doivent être parfaitement alignées dans les deux directions pour assurer la sollicitation en traction de manière simultanée.

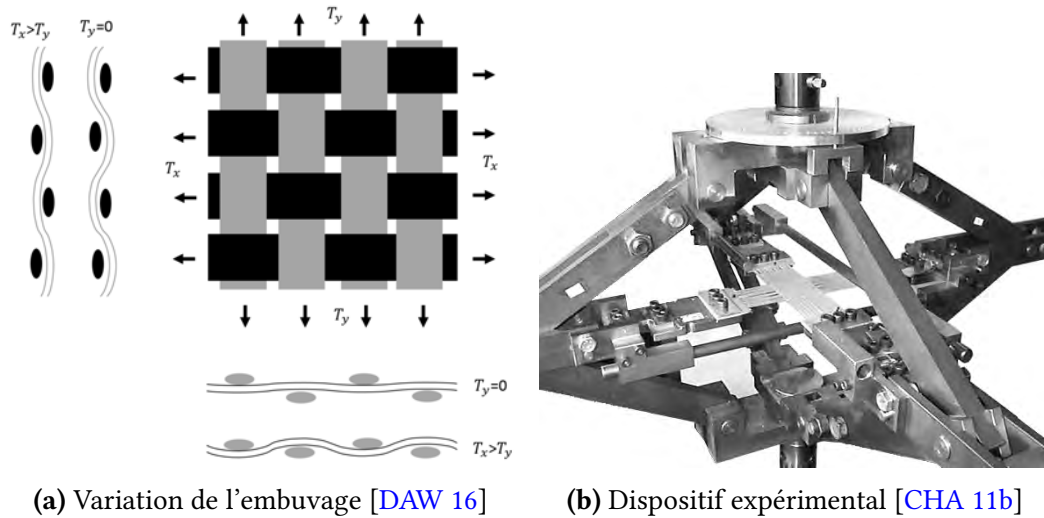


FIGURE 1.26 – Illustration de l'essai de la tension biaxiale

La figure 1.27 montre que la non-linéarité du comportement en tension biaxiale dépend principalement du coefficient k : lorsque $k = 0$, le comportement est fortement non linéaire à cause de la réduction de l'embuage ; si les sollicitations de deux directions sont équilibrées $k = 1$, c'est principalement la compaction de la mèche qui accomode la déformation.

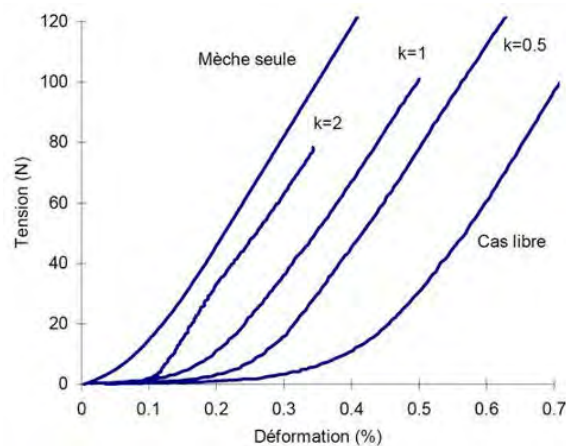


FIGURE 1.27 – Réseau de courbes de traction biaxiale pour un taffetas de verre [BUE 98]

1.4.4.2 Comportement en cisaillement dans le plan du renfort

Sur la base de l'hypothèse qu'il n'y a pas de glissement relatif des réseaux, le cisaillement dans le plan peut être considéré comme étant la rotation de mèches par rapport à d'autres autour d'un point de rotation. Afin de caractériser le comportement en cisaillement dans le plan d'un renfort tissé, deux essais, largement utilisés dans les recherches

scientifiques, sont disponibles : l'essai de cadre (aussi appelé picture frame test) ou le bias extension test.

Essais de cadre (Picture frame test)

Cet essai, comme son nom l'indique, utilise un cadre rigide constitué de quatre côtés de même longueur assemblés par des liaisons pivots à leurs extrémités (Figure 1.28) pour imposer une cinématique de cisaillement pur et assurer un angle de cisaillement constant dans l'éprouvette. Ce dispositif a été largement utilisé et étudié dans les travaux [PEN 04, HAR 04, CAO 08].

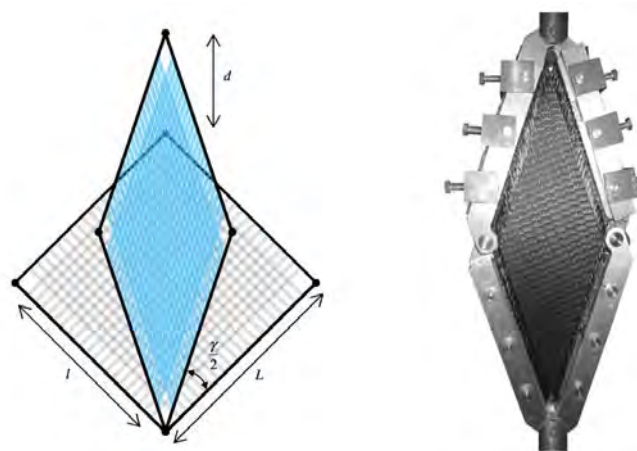


FIGURE 1.28 – Cinématique et dispositif expérimental de l'essai de cadre (picture frame test) [CHA 11b]

L'angle de cisaillement théorique γ en fonction du déplacement d d'un pivot du cadre peut s'écrire de façon suivante :

$$\gamma(d) = \frac{\pi}{2} - 2 \cdot \arccos \left(\frac{\sqrt{2}}{2} + \frac{d}{2L} \right) \quad (1.3)$$

Afin de caractériser correctement le comportement en cisaillement par l'essai de cadre, l'éprouvette doit être coupée de façon très précise en respectant la dimension du cadre. Si les mèches ne sont pas alignées avec les côtés du cadre, le cisaillement pur ne pourra pas être garanti et les autres modes de déformation peuvent intervenir (principalement la tension de mèches ou des phénomènes de flexion locale). L'intervention de tension va mener à une augmentation importante de l'effort de cisaillement dans le plan, et une rigidité de cisaillement plus grande que la réalité peut être obtenue.

Bias extension test

Le bias extension test est un essai moins sensible au positionnement de l'éprouvette que l'essai de cadre. Il s'agit d'un essai de traction simple sur une éprouvette dans les mèches

sont orientées à $\pm 45^\circ$ par rapport à la direction de traction (Figure 1.29). Pour que cet essai fonctionne correctement, il faut que :

- La longueur L de l'éprouvette à l'état initial doit être au moins le double de sa largeur l ($L > l/2$);
- La rigidité en tension des mèches doit également être plus grande face à la rigidité en cisaillement;
- L'hypothèse de non-glissement des mèches soit vérifiée.

Si ces trois conditions sont satisfaites, trois zones se développeront au cours de l'essai : la zone Z_A , une zone centrale où le cisaillement pur a lieu; Les zones Z_B , quatre zones demi-cisaillées; enfin les zones Z_C , deux zones où les mèches ne cisailent pas.

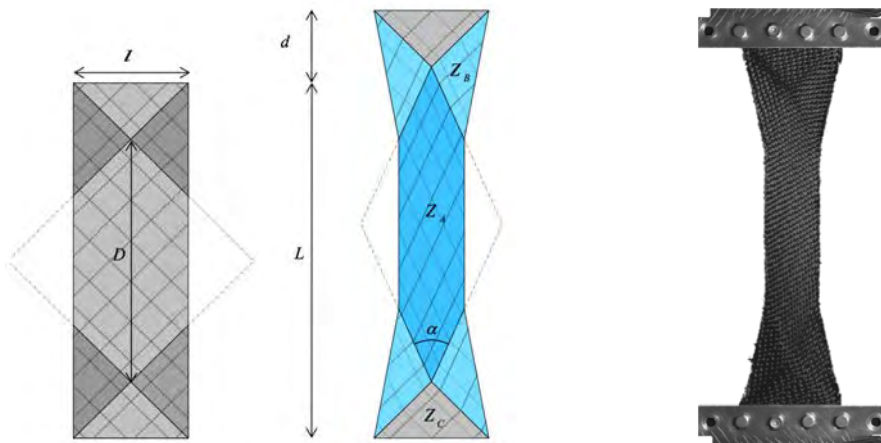


FIGURE 1.29 – Cinématique et dispositif expérimental du bias extension test

À la base des conditions précédente, l'angle de cisaillement théorique dans la zone Z_A peut être obtenu par l'équation 1.4 en substituant le déplacement d imposé.

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

Où d est le déplacement du mors mobile de la machine de traction, L et l sont respectivement la longueur et la largeur de l'éprouvette à l'état initial.

Bien que la mise en œuvre du bias extension test soit plus simple que l'essai de cadre, l'obtention des données n'est pas directe à cause des différentes zones de cisaillement. De plus, des plissements peuvent apparaître lors de la traction de l'éprouvette si la rigidité de flexion du renfort est faible, ce qui va impacter la mesure de l'angle de cisaillement qui deviendra alors non exploitable.

La relation force-déplacement peut être déduite de cet essai, mais il est nécessaire d'adimensionner les résultats obtenus pour que le comportement en cisaillement de différents types de tissu soit comparable. Une approche énergétique pour l'essai de cadre [HAR 04]

est adaptée pour le bias extension test [LUY 09]. À l'aide de cette méthode, il est donc possible de déterminer le couple de cisaillement en fonction de l'angle de cisaillement γ mesuré.

Selon le principe de la conservation de l'énergie, la puissance intérieure et la puissance extérieure sont égales :

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

Si le seul mode de déformation dans l'éprouvette est le cisaillement pur, la puissance intérieure réside dans la zone Z_A et les zones Z_B . Cependant, les zones Z_C ne crée pas d'énergie au système car il n'y a pas de cisaillement dans cette zone :

$$P_{int} = \int_{\Omega_A} C_s(\gamma) \cdot \dot{\gamma} \cdot d\Omega + \int_{\Omega_B} C_s\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot \frac{\dot{\gamma}}{2} \cdot d\Omega \quad (1.6)$$

Dans l'équation 1.6, les quantités suivantes peuvent être définies :

- $C_s(\gamma)$ est le couple surfacique de la zone cisailée (Z_A), et $C_s\left(\frac{\gamma}{2}\right)$ est le couple de la zone demi-cisailée (Z_B);
- Ω_A est l'aire de la zone cisailée (Z_A), et Ω_B est l'aire de la zone demi-cisailée (Z_B);
- $\dot{\gamma}$, $\frac{\dot{\gamma}}{2}$ sont respectivement la variation de l'angle de cisaillement dans la zone Z_A et dans les zones Z_B entre deux incréments de chargement.

La puissance extérieure est calculée par l'effort mesuré de la traction (F) et la vitesse imposée sur le mors mobile (\dot{d}) :

$$P_{ext} = F \cdot \dot{d} \quad (1.7)$$

En supposant que l'angle et le couple de cisaillement sont homogènes pour les différentes zones de l'éprouvette et qu'il n'y a pas de glissement de mèches, on obtient :

$$C_s(\gamma(t)) = \frac{\sqrt{2}}{2\Omega_A} \cdot F \cdot D \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{D+d}{\sqrt{2} \cdot D}\right)^2} - \frac{\Omega_B}{2\Omega_A} \cdot C_s\left(\frac{\gamma(t)}{2}\right) \quad (1.8)$$

Où D est la longueur initiale de la diagonale du cadre de cisaillement dans la zone A. Il peut être calculé par la longueur et la largeur de l'éprouvette (Figure 1.29) :

$$D = L - l \quad (1.9)$$

Il est difficile de résoudre directement l'équation 1.8 car le couple demi-cisailé intervient pour calculer le couple cisailé. Une méthode séquentielle [LUY 09] est appliquée pour trouver les solutions de cette équation. L'initialisation de cet algorithme, en supposant la linéarité du couple surfacique pour des petits angles de cisaillement (Équation 1.10), est nécessaire puisque cela permet de calculer dans un premier temps le couple demi-cisailé et ensuite de pouvoir calculer le couple cisailé.

$$C_s\left(\frac{\gamma}{2}\right) = \frac{1}{2} \cdot C_s(\gamma) \quad (1.10)$$

1.4.4.3 Caractérisation en flexion

Comme la flexion des renforts est généralement faible, elle n'a pas été prise en compte pendant longtemps. Cependant, des travaux [HAM 07b, BOI 11] ont montré que la flexion est non-négligeable puisqu'elle est fortement associée à la formation des plis pendant la mise en forme. Afin de quantifier les propriétés en flexion de renforts, différents dispositifs et méthodes de mesure ont été appliqués pour caractériser le moment de flexion en fonction de la courbure du matériau.

L'essai de flexion cantilever

Cet essai a été développé et utilisé par Peirce dans les années 1930 [PEI 30], initialement pour mesurer les propriétés en flexion des tissus. Le dispositif de Peirce est assez simple, généralement constitué d'un plateau horizontal et d'un autre plateau incliné à environ 41.5° (Figure 1.30).

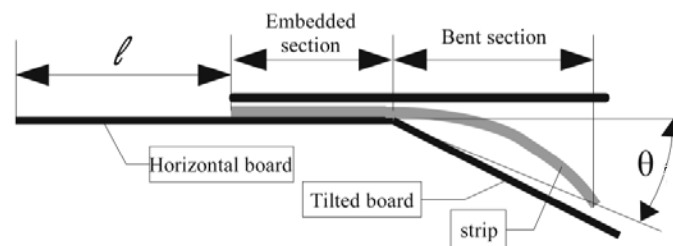


FIGURE 1.30 – Schématisation de l'essai normalisé de Cantilever [BIL 10]

Afin de mesurer la rigidité en flexion du matériau, l'éprouvette est d'abord découpée en une longue bande, puis est placée sur le plateau horizontal du dispositif et comprimée avec une masse qui est relativement lourde. Ensuite, en utilisant le frottement entre cette masse et le matériau, la masse est poussée pour déplacer le matériau sur le plateau. À ce stade, le matériau est progressivement déplacé hors du plateau horizontal, et la partie exposée va naturellement fléchir en raison de sa propre gravité. Lorsque la partie fléchie du matériau touche le plateau incliné, la longueur de matériau fléchi l peut être utilisée pour calculer la rigidité de flexion G_m :

$$G_m = \frac{l^3 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)}{8 \cdot \tan(\theta)} \cdot \frac{m \cdot g}{l}. \quad (1.11)$$

L'équation 1.11 est définie par DeBilbao et Szablewski [SZA 03, BIL 08]. En utilisant cette équation, la rigidité de flexion G_m est facile à obtenir. Cependant, le calcul de cette rigidité est basé sur une hypothèse forte de linéarité entre le moment de flexion et la courbure. Des travaux [LIV 64, KAW 80, BIL 10] montrent que le comportement en flexion des renforts n'est pas toujours linéaire, une forte non-linéarité peut parfois être observée.

L'essai de flexion trois points

L'essai de flexion trois points est non seulement simple à mettre en place, mais elle tient également compte de la non-linéarité du comportement en flexion des renforts. La figure 1.31 présente le principe expérimental de cet essai.

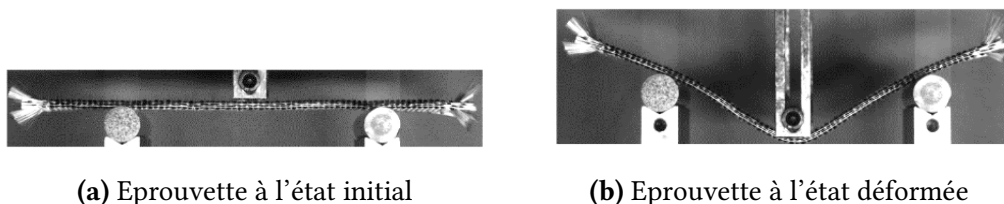


FIGURE 1.31 – Essai de flexion trois points [ABD 18]

Une bande de renfort est posée sur deux appuis et déplacée vers le bas par un mors mobile. Afin d'obtenir l'évolution de la courbure de l'éprouvette, tout le processus de sa déformation est filmé. La ligne moyenne du renfort de chaque image du film ainsi créée, est extraite par traitement de l'image. À partir de cette donnée, la courbure en tous les points de la ligne moyenne peut être calculée. Enfin, la relation entre le moment de flexion et la courbure peut être obtenue.

L'essai Kawabata

Cet essai, conçue par Kawabata [KAW 89], est capable d'enregistrer le moment par rapport à la courbure pendant un cycle de flexion. Cette méthode fonctionne bien mais demande des installations lourdes et onéreuses. L'équipement est illustré à la figure 1.32. L'éprouvette est fixée par deux pinces permettant un degré de liberté en translation dans la pince. L'une des deux pinces est mobile. La partie non linéaire du phénomène de flexion est prise en compte, ce qui constitue un avantage par rapport à l'essai standard en porte-à-faux (Cantilever).

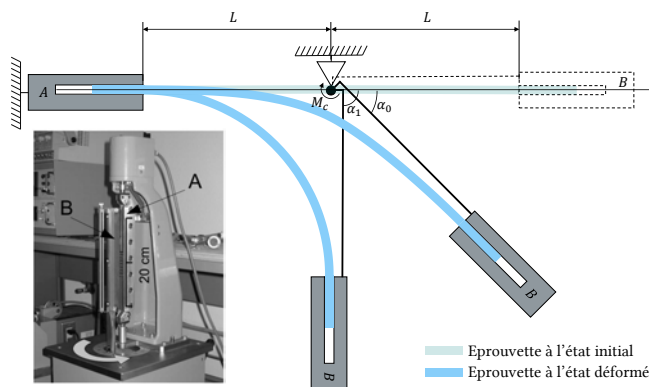


FIGURE 1.32 – Schématisation de l'essai Kawabata [BIL 10, SAC 17, BOI 18, DEN 19]

1.5 Simulation de mise en forme des tissés

La simulation du procédé de la mise en forme est devenue de plus en plus essentielle pour la conception et la fabrication d'une pièce en composite de haute qualité. De nombreux paramètres, comme la géométrie du poinçon ou la pression de serre-flan, doivent être déterminés avant d'effectuer réellement une mise en forme. Compte tenu du faible coût d'utilisation des outils de simulation, la plupart de ces paramètres peuvent être obtenus numériquement sans avoir besoin de faire les essais. Cependant, la condition préalable pour remplacer les expériences par la simulation numérique est que celle-ci puisse prédire avec précision des propriétés mécaniques et des déformations du renfort textile pendant le processus de formage. En outre, la simulation vient en aide à l'optimisation de la mise en forme. La précision des simulations dépend de l'identification des propriétés mécaniques des matériaux et du développement des modèles numériques adaptés aux différentes structures des matériaux et conditions limites de la mise en forme, ainsi que de la richesse de la physique introduite dans le modèle.

L'objectif de la simulation de la mise en forme est de prédire :

- La dimension des outils de la mise en forme comme le poinçon, le serre-flan et le moule ;
- La pression de serre-flan (liée à la formation de plissements du renfort) ;
- La position des mèches et des fibres après déformation du renfort ;
- Les défauts des mèches et des fibres, comme la rupture des fibres et le glissement des mèches ;
- Les contraintes internes du renfort déformé et l'évolution de l'angle de cisaillement durant la déformation du renfort ;
- L'apparition de plissements sur la pièce.

Les caractéristiques et les défauts ci-dessus sont tous liés à la formabilité finale. Néanmoins, ils ne sont pas tous à la même échelle. En raison des limites de la puissance de calcul, les simulations numériques doivent être effectuées à différentes échelles, de façon indépendante.

1.5.1 Simulation à l'échelle microscopique

Pour la simulation des renforts tissés, les fibres sont le plus petit composant qui peut être atteint par la simulation actuelle. Comme le diamètre des fibres est généralement de l'ordre de quelques micromètres, les simulations ciblant le comportement mécanique des fibres sont souvent considérées comme étant des simulations à l'échelle microscopique. En effet, non seulement dans le domaine des renforts composites, mais aussi dans le domaine de l'infographie [BER 08a], des simulations à l'échelle microscopique sont souvent utilisées pour simuler le comportement mécanique des cheveux humains ou animaux [GRI 14, BER 06]. Ce type de simulation propose une large gamme d'applications, par exemple, il est utilisé pour créer des effets spéciaux dans les films.

Afin de simuler le comportement des fibres, il existe deux méthodes principales :

- La première méthode a été développée par Wang [WAN 01] (Figure 1.33a) qui utilise une chaîne d'éléments barres sans raideur en flexion et un algorithme de contact simple pour simuler le processus de tissage ou les endommagements des fibres sous perforation balistique [MLA 08]. L'avantage de cette méthode est qu'elle peut être utilisée dans une grande variété de scénarios grâce à la simplicité de l'algorithme ;
- La deuxième méthode a été développée par Durville [DUR 10] (Figure 1.33b) qui utilise les éléments de poutre à la place des éléments de barre et un algorithme de contact plus complexe. Bien qu'elle soit plus difficile à mettre en œuvre que la première méthode, le comportement des fibres peut être mieux représenté en prenant en compte la flexion et la torsion des fibres.

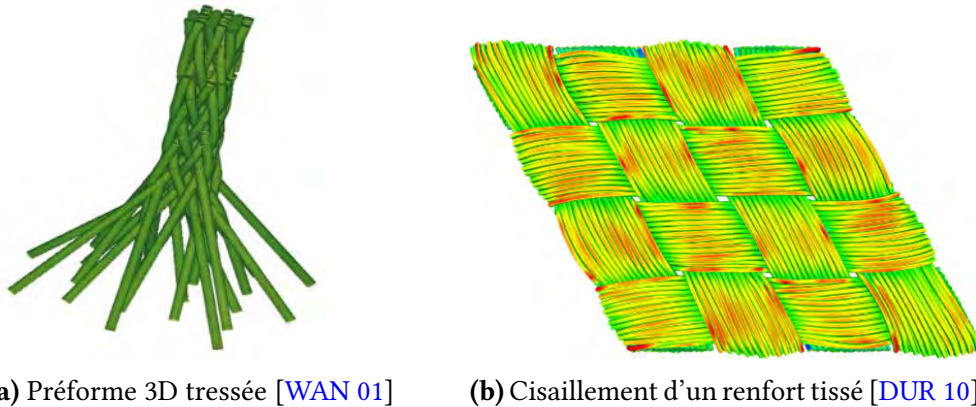


FIGURE 1.33 – Modélisation à l'échelle microscopique

Même si les simulations à l'échelle microscopique peuvent révéler beaucoup de détails sur la déformation des fibres, elles nécessitent un nombre d'éléments finis très importants pour construire juste un petit morceau de renfort puisque les mèches des renforts contiennent souvent des milliers de fibres. Le grand nombre d'éléments et la gestion des contacts entre eux rendront le temps de calcul très long. Jusqu'à présent, la simulation de la mise en forme d'une pièce à grandes dimensions n'est pas possible à cette échelle.

1.5.2 Simulation à l'échelle mésoscopique

Dans les simulations à l'échelle mésoscopique, la mèche constituée par les fibres est considérée comme un milieu continu. Cette approche de modélisation permet à la fois une réduction significative du nombre d'éléments, une représentation du comportement mécanique et de la déformation du faisceau de fibres. À partir de l'approche à l'échelle mésoscopique, le processus de mise en forme d'une pièce peut être modélisé et simulé dans son intégralité. Comme le modèle mésoscopique peut modéliser chaque fil de chaîne et de trame des renforts tissés, les vides entre les fils peuvent aussi être représentés. Cela facilite l'étude de la perméabilité locale des renforts en alimentant directement des calculs d'écoulement en phase d'injection.

Les mèches sont représentées par leur ligne moyenne dans les approches analytiques développées par [KAW 73]. Les comportements mécaniques des mèches comme la traction et la compression sont modélisés par des ressorts en ajoutant les différentes lois de comportement obtenues à partir d'expériences. Avec les approches analytiques, le comportement mécanique des mèches en tension et en compression peut être obtenu. Cependant, le comportement mécanique dû aux changements de géométrie des mèches durant la déformation des renforts, comme la compression entre les mèches pendant le cisaillement, ne peut être exprimé par ce type de modèle.

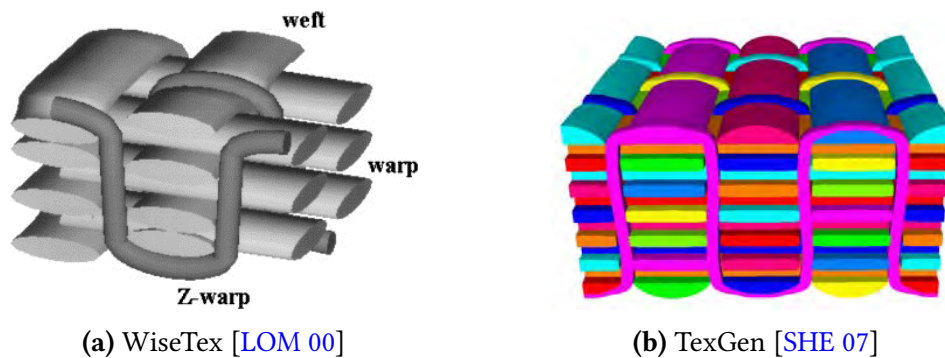


FIGURE 1.34 – Génération numérique d'un renfort 3D

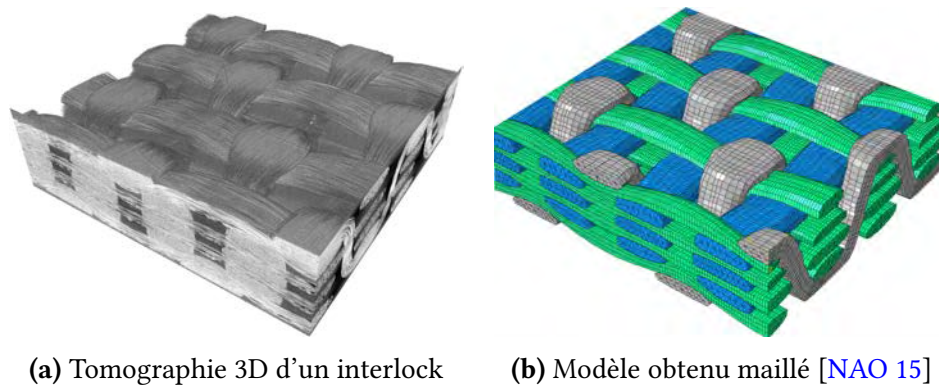


FIGURE 1.35 – Modélisation d'un interlock à partir d'une microtomographie par rayons X

La simulation par éléments finis permet de surmonter cette limitation, mais la modélisation à l'échelle mésoscopique nécessite la connaissance de la géométrie et des conditions limites des renforts. Afin d'obtenir la géométrie des renforts, il existe principalement trois approches différentes :

- *WiseTex* : Le logiciel *WiseTex* (Figure 1.34a) développé par Lomov [LOM 00, LOM 06] génère la géométrie des renforts par minimisation de l'énergie de déformation des mèches au sein du renfort. Cette approche nécessite l'identification

expérimentale des modes de déformation comme la compression et les interactions des mèches, qui sont souvent difficiles à obtenir ;

- *TexGen* : Le logiciel TexGen (Figure 1.34b) développé par Sherburn [SHE 07] à l’université de Nottingham génère la géométrie des renforts par la ligne moyenne des mèches en donnant les différentes géométries des sections. Cette approche ne dépend pas des caractéristiques mécaniques des renforts. De plus, elle peut sous-estimer les interpénétrations entre les mèches ;
- *Microtomographie X* : La microtomographie X (Figure 1.35a), contrairement aux deux approches précédentes, génère la géométrie des renforts à partir des images expérimentales [BAR 00, DES 05, HSI 09, HER 80, KHA 14]. Les méthodes de traitement des images obtenues par microtomographie développées par Naouar [NAO 14, NAO 15] permettent de modéliser la géométrie des renforts en évitant les interpénétrations (Figure 1.35b).

Une fois le modèle maillé, les conditions limites et les lois de comportement hypoélastique [GAS 00] ou hyperélastique [CHA 11a, CHA 11b, CHA 12] peuvent ensuite être ajoutées. Il est possible d’y appliquer également des conditions limites périodiques [AZE 17]. Les approches à l’échelle mésoscopique peuvent simuler les déformations au niveau des mèches et peuvent être appliquées à des simulations de la mise en forme [WAN 20]. Cependant, elles nécessitent une grande puissance de calcul. Des approches à l’échelle macroscopique sont donc préférables pour simuler le processus de la mise en forme, même pour les renforts multicouches.

1.5.3 Simulation à l’échelle macroscopique

Malgré le développement rapide de la puissance de calcul des CPU (Central Processing Unit) et même des GPU (Graphics Processing Unit) au cours des quatre dernières décennies, pour la modélisation et la simulation au niveau des pièces composites, l’approche à l’échelle macroscopique reste encore la méthode la plus utilisée. Dans les simulations à l’échelle macroscopique, le renfort composite est généralement traité comme un milieu continu bien qu’il soit discontinu. L’approche à l’échelle macroscopique a débuté par des approches purement géométriques pour être complétées par des approches mécaniques.

Approches géométriques

L’approche géométrique se base sur l’algorithme du filet [MAR 56, VAN 91, BOR 02], qui est purement géométrique et cinématique sans prise en compte de la mécanique du renfort. Elle est basée sur les hypothèses suivantes :

- Le non-glissement entre les mèches de chaîne et de trame ;
- L’inextensibilité des mèches (pas d’élongation axiale) ;
- Le frottement outil-tissu ou tissu-tissu dans la mise en forme est nul.

La figure 1.36 montre le principe de cet algorithme : la détermination de la position d'un point C dépend de deux géodésiques tracées sur la surface à draper issues des points connexes A et B [WAN 99].

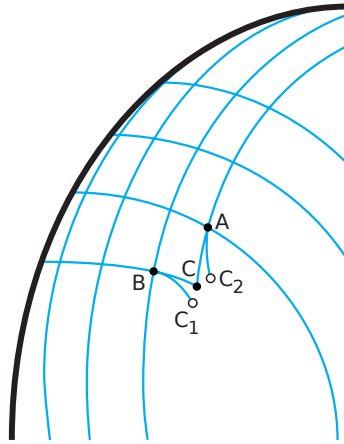


FIGURE 1.36 – Méthode du filet : détermination de la position du point C connaissant celles de A et B [BOI 04]

Cette approche géométrique peut être utilisée comme une approche préliminaire pour connaître l'angle de cisaillement idéal du renfort drapé (Figure 1.37). Cependant, sans prise en compte du comportement mécanique des renforts ni du contact développé, elle n'est pas capable de simuler la variation d'épaisseur en compression, la formation des plis, et l'effet des serre-flans ou du poinçon sur les renforts.

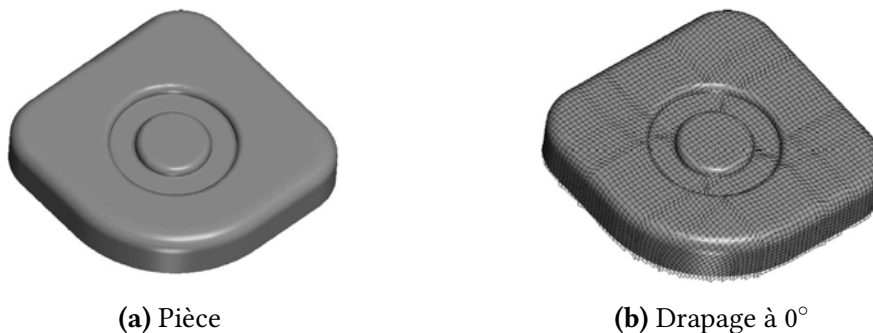


FIGURE 1.37 – Drapage d'une pièce complexe avec l'algorithme du filet [VAN 91, BOR 03]

Approches mécanique

Les approches prenant en compte le comportement mécanique des renforts peuvent être réalisées de différentes manières. Les méthodes squelettiques permettent de squelettiser le tissu en un ensemble de nœuds interconnectés [SHA 04, SZE 05, BOU 07]. Les

modes de déformation des renforts (tension, cisaillement et flexion) sont modélisés par des couples ressorts/amortisseurs placés entre les éléments de barre, comme le montre la figure 1.38. En effet, il s'agit d'une extension de l'algorithme du filet qui permet de prendre en compte à la fois des caractéristiques mécaniques des renforts mais aussi des contacts renfort-outil et renfort-renfort. En raison de leur manque de précision et difficulté d'accès aux états de contraintes dans l'élément, ces approches sont peu utilisées dans le cas des tissus techniques, mais elles peuvent être appliquées dans le marketing électronique pour une meilleure présentation des produits fabriqués à partir de tissu.

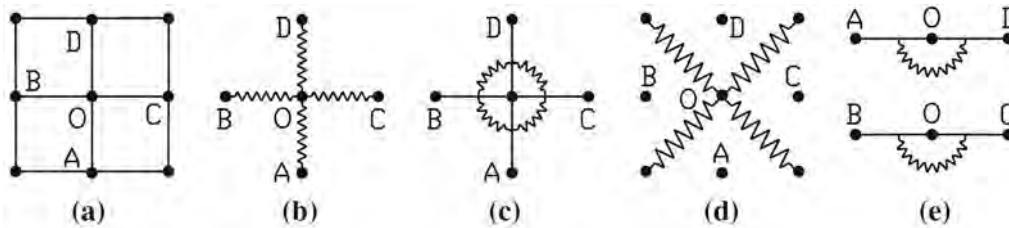


FIGURE 1.38 – Modélisation d'une particule O connectée à ses quatre voisins (a) avec modélisation de l'élongation (b), du cisaillement (c) et (d), et de la flexion (e) [SZE 05]

Sur la base de nos hypothèses à l'échelle macroscopique, le renfort composite est considéré comme un matériau continu anisotrope et les mèches ne glissent pas lors de la mise en forme du renfort. Les lois de comportement hypoélastiques [PEN 05, BAD 08a, KHA 10], hyperélastiques [SPE 72, THI 07, DRI 10, CHA 12, CHA 11a] ou viscoélastique [GUZ 15, GUZ 16, KRA 15] peuvent être intégrées dans les éléments finis de type coques pour représenter macroscopiquement le comportement mécanique des renforts. La figure 1.39 montre une simulation de la mise en forme réalisée par ce genre d'approche. En supposant l'inextensibilité des mèches, le cisaillement du renfort a été correctement prédit dans la simulation. Toutefois, la flexion du renfort est difficile d'ajouter directement dans les éléments finis car la rigidité de flexion d'un renfort est assez faible et elle ne peut pas être directement associée aux propriétés du renfort dans le plan.

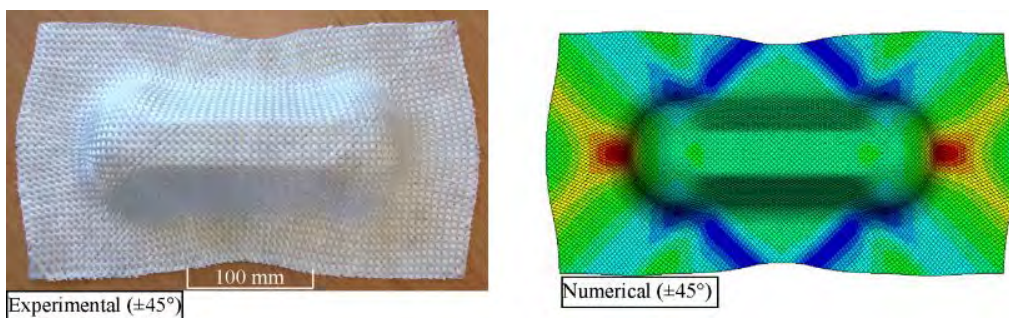
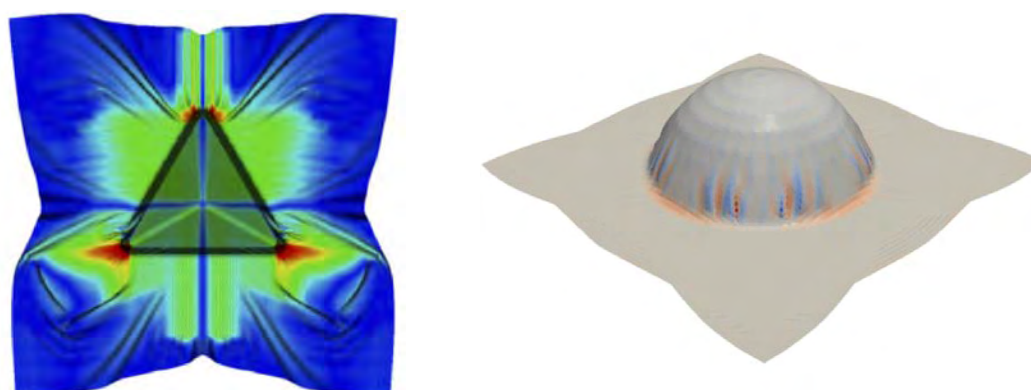


FIGURE 1.39 – Résultats expérimentaux et numériques d'un emboutissage de type double dôme avec mèches orientées à 45° sur un tissu 2D [KHA 10]

Afin de répondre à cette problématique, les approches de stress resultant permettent à

l'élément de coque de traiter simultanément la flexion par une approche discrète et les effets membranaires par une approche continue. Les comportements du renfort dans le plan et le comportement du renfort hors plan peuvent être définis indépendamment. Plusieurs modèles basés sur cette approche ont été développés : les modèle pour les tissus 2D [HAM 08, HAM 09, BEL 12] et le modèle pour les tissus 3D [LUY 09, CHA 11b, MAT 14]. Cette approche peut être utilisée non seulement pour simuler le processus de la mise en forme des renforts monocouches (Figure 1.40a), mais son applicabilité à la simulation de renforts multicouches a également été démontrée (Figure 1.40b).



(a) Mise en forme monocouche d'un tétra- (b) Mise en forme multicouche d'un hémisphère [GUZ 19]
èdre [HAM 09]

FIGURE 1.40 – Applications d'élément triangulaire de type stress resultant

Dans cette thèse, les phénomènes étudiés et les modèles développés ont été réalisés dans le cadre de l'approche de type stress resultant. Une explication théorique plus détaillée de cette approche sera donnée dans les chapitres 2 et 3.

1.6 Bilan - Chapitre 1

Dans ce chapitre, un état de l'art sur sur les renforts tissés de composites a été présentés, de la fibre à la fabrication d'une pièce composite finale. La description du procédé RTM montre l'importance de l'étude de la mise en forme. Nous avons introduit les différents types de tissage 2D/3D et les techniques de renforcement dans l'épaisseur qui ont une forte relation avec la formabilité des renforts.

Ensuite, une recherche des méthodes existantes de caractérisation du comportement mécanique pour les différents modes de déformation des renforts est faite. À partir des propriétés des renforts obtenues, il est donc possible de les intégrer dans les approches numériques pour la modélisation et la simulation de la mise en forme des renforts.

Dans les chapitres suivants, les recherches basées sur les renforts tissés seront présentées. Nous allons commencer à étudier les défauts des renforts pendant la mise en forme

1. Matériaux composites et simulation de mise en forme

(Chapitre 2 et 3), ensuite développer les modèles numériques pour simuler un nouveau type de technique de renforcement dans l'épaisseur : le piquage (Chapitre 4 et 5).

Chapitre 2

Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites

Sommaire

2.1	Résumé	46
2.2	Introduction	46
2.3	Présentation des analyses expérimentales	47
2.4	Approche de coque de type stress resultant	48
2.5	Flexion symétrique avec extrémité encastrée	50
2.6	Mise en forme de la bride en L	57
2.7	Flexion après le flambage	61
2.8	Conclusion	64
2.9	Bilan - Chapitre 2	65

2.1 Résumé

Lorsqu'un stratifié épais est soumis à une flexion, dans certaines conditions aux limites, des plissements peuvent apparaître et se développer en raison de l'inextensibilité des fibres. Le plissement est l'un des défauts les plus critiques lors de la fabrication des composites. La prédiction de l'apparition et du développement de ces plissements est un outil important pour définir les paramètres optimaux du processus. Ici, plusieurs expériences de stratifié épais sont présentées. Il a été constaté qu'elles conduisaient à des plissements importants et à des décollement de différents types. Il est démontré que l'historique de la charge a modifié les plissements développés. Les éléments coques de type stress résultant spécifiques à la mise en forme des renforts tissés montrent leur pertinence pour fournir, pour les plissements induits par la flexion, les résultats en bon accord avec les expériences, tant en ce qui concerne l'apparition des plissements que leur développement. Cette approche numérique a été utilisée pour améliorer la compréhension des phénomènes impliqués dans le plissement et pour définir les conditions requises pour l'éviter pour un processus donné.

2.2 Introduction

Le matériau composite est devenu essentiel pour les applications où un rapport masse/résistance élevé est un paramètre clé de conception. D'autre part, la composition d'un mélange fibre-matrice de ces matériaux rend leurs processus de fabrication complexes. Les outils de simulation de processus qui sont progressivement développés doivent permettre d'éviter la conception par essai-erreur. Des logiciels ont été développés pour le préformage des composites [DEL 98, HAN 06, SKO 07, TEN 09, HAM 09, HAR 11, MIT 16, DAE 16, MAL 17, THO 18, KAE 18] et l'écoulement de la résine [BIC 97, HUB 99, COR 05, GUI 10, PAR 11, ZEN 14, GHN 16, BLA 17]. De plus, il a été démontré que le préformage simultané de plusieurs couches d'un composite augmente l'efficacité de la fabrication [VAN 09, VAN 10, ALL 15, AKK 15, NEZ 16, LEU 16, ALS 17].

Cependant, lorsqu'un stratifié est drapé, sa flexion peut entraîner le développement de plissements. Ces plissements sont l'un des défauts majeurs qui peuvent affecter les propriétés mécaniques du composite et leur présence rend généralement le composite inadapté. Il est essentiel de déterminer, notamment par simulation, les conditions pour les éviter. Le préformage de renforts multicouches peut entraîner de nombreux types de défauts [POT 08]. Des études spécifiques sur le préimprégné multicouche unidirectionnel (UD) consolidé sous pression en autoclave ont été réalisées [LIG 13b, HAL 13, HAL 15, SJÖ 16]. Dans le cas du préformage en L, les mécanismes de formation de plissements et l'influence des paramètres du processus ont été étudiés [LEU 16, HUB 01, FAR 17].

Les recherches expérimentales sur les défauts de type plissement générés par le drapage de multicouches sont nombreuses et les phénomènes sont bien analysés. En revanche, les simulations numériques de ces aspects sont rares. La simulation des plissements dus

à la consolidation de pièces composites épaisses a été présentée par Belnoue [BEL 18]. Chaque couche du renfort a été modélisée par une couche d'éléments finis 3D en contact avec ses voisins en tenant compte du comportement viscoélastique [BEL 16]. Les modèles simplifiés de ce phénomène ont été proposés [DOD 14, DOD 15]. L'analyse numérique du froissement et du pliage du carton stratifié a été réalisée pour un milieu continu solide 2D [BEE 09, BEE 12].

Bien que les causes de plissements pendant la fabrication soient nombreuses, l'inextensibilité des fibres associée à la flexion d'un stratifié épais peut entraîner un excès de longueur des fibres et constitue une cause majeure de défaut [POT 08]. Ce travail propose une simulation des plissements causés par la flexion des stratifiés épais. Les empilements de renforts secs (sans résine) ont été envisagés. L'objectif était d'analyser uniquement les plissements causés par l'excès de longueur des fibres inextensibles dû à la flexion d'un empilement épais. Ce phénomène est souvent de premier ordre dans les procédés de la mise en forme multicouche. C'est une question qui concerne d'autres domaines scientifiques, en particulier le pliage des structures rocheuses [RUT 93, WHI 97, SCH 10] et le plissage et le pliage du carton [BEE 09, NAG 03, HUN 12, MUL 12, COF 17].

Dans le présent travail, plusieurs expériences de flexion correspondant aux grandes rotations des extrémités du stratifié ont conduit à des plissements importants. Différentes conditions limites et étapes de chargement ont entraîné plusieurs plissements différents. L'objectif était de montrer que les éléments coques de type stress résultant spécifiques aux renforts textiles permettent des simulations pertinentes du développement des plissements et de la délamination associée dans le cas de la flexion des empilements épais comportant un grand nombre de couches. Les expériences et simulations présentées étaient reproductibles et représentaient les phénomènes liés au excès de longueur des couches lors de la flexion des stratifiés épais.

2.3 Présentation des analyses expérimentales

Les empilements de dix couches de tissu de carbone de Hexcel[®] G1151 (Figure 2.1a et 2.1b) et 100 couches de papier (Figure 2.1c) ont été prises en compte. À partir d'une configuration non déformée, ces empilements ont été fléchies par une rotation relative des extrémités de 0° à 90°.

Des rotations et des déplacements des extrémités des empilements ont été imposés pendant le chargement. La figure 2.1 montre que des plissements importants se sont développés dans les cas étudiés, en particulier lorsque les conditions aux limites de l'empilement empêchaient un glissement relatif. Ce plissement a provoqué le décollement des différentes couches. La section 2.5 analyse les plissements dans le cas d'une flexion symétrique avec des extrémités serrées (Figure 2.1a). La section 2.6 examine l'influence de la pression aux extrémités sur le plissement et sur le développement d'un biseau (Figure 2.1b). La section 2.7 analyse l'effet du flambage global avant flexion sur le développement des plissements (Figure 2.1c). En ce qui concerne la flexion symétrique, l'orientation des

2. Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites

couches textiles a été étudiée dans la section 2.5. Il a été démontré qu'une orientation de $\pm 45^\circ$ permet d'éviter les plissements.

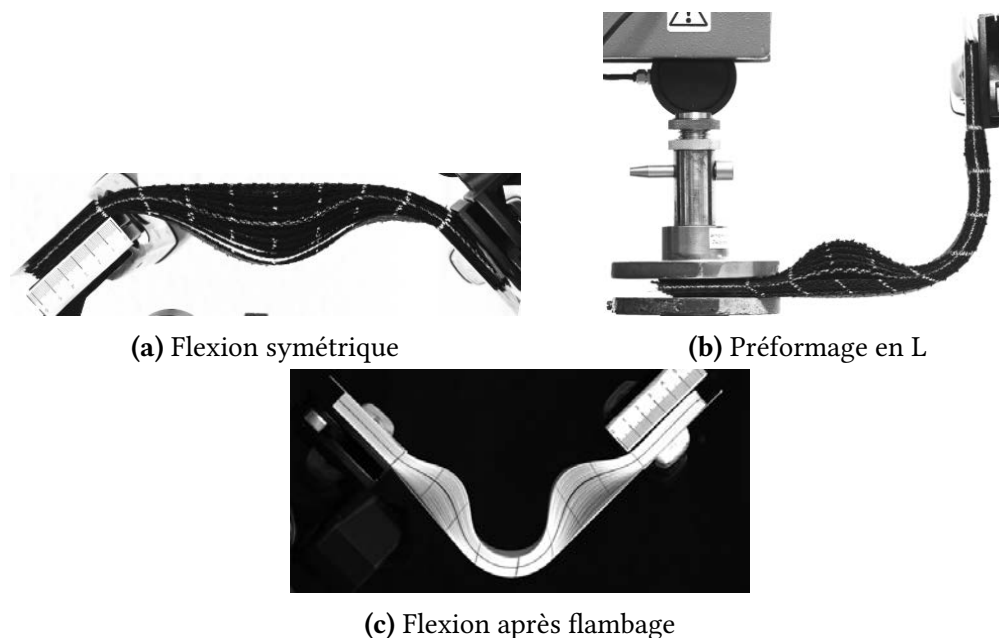


FIGURE 2.1 – Analyse expérimentale des plissements en cours de flexion

L'objectif de ces différents essais expérimentaux était à la fois de mettre en évidence les plissements dus à la flexion des empilements et de servir de validation de l'approche de coque de type stress resultant développée pour la simulation du préformage des renforts tissés. Les différents essais qui sont analysés dans ce travail sont du même type. Ils imposent tous une rotation relative de 90° des extrémités. Néanmoins, les déplacements de ces extrémités et l'historique de la charge diffèrent et les déformations et plissements obtenus sont très variables.

2.4 Approche de coque de type stress resultant

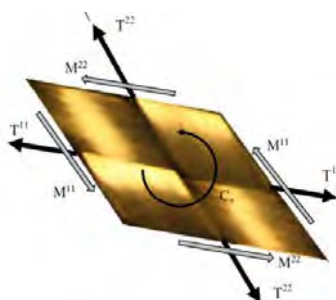


FIGURE 2.2 – Efforts intérieurs résultants d'une cellule tissée unitaire

Dans une approche de coque, les forces internes sur une cellule unitaire représentative (RUC) du renfort sont supposées être représentées par les tensions T^{11} et T^{22} , dans les directions de chaîne et de trame, le moment de cisaillement dans le plan C_s et les moments de flexion M^{11} et M^{22} (Figure 2.2). Ces efforts résultants sont les conjugués des allongements axiaux ε_{11} et ε_{22} , du cisaillement dans le plan γ et des courbures χ_{11} et χ_{22} , ce qui permet d'écrire le travail virtuel interne sur une cellule unitaire :

$$\begin{aligned}\delta W_{\text{int}}^{\text{RUC}} &= \delta W_{\text{int}}^{\text{tension}} + \delta W_{\text{int}}^{\text{shear}} + \delta W_{\text{int}}^{\text{bending}} \\ \delta W_{\text{int}}^{\text{RUC}} &= \delta \varepsilon_{11} T^{11} L_1 + \delta \varepsilon_{22} T^{22} L_2 + \delta \gamma C_s + \delta \chi_{11} M^{11} L_1 + \delta \chi_{22} M^{22} L_2\end{aligned}\quad (2.1)$$

Où L_1 et L_2 sont les longueurs du RUC dans les sens de la chaîne et de la trame. Le théorème de travail virtuel pour tout champ de déplacement virtuel égal à zéro sur la frontière avec le déplacement prescrit est exprimé de façon suivante :

$$\delta W_{\text{ext}} - \sum_{\text{NRUC}} \delta W_{\text{int}}^{\text{RUC}} = \delta W_{\text{acc}}\quad (2.2)$$

Ici, NRUC est le nombre de cellules unitaires du tissu considéré et W_{ext} et W_{acc} sont respectivement le travail virtuel externe et le travail virtuel des quantités d'accélération. Le comportement mécanique du renfort textile est donné par les relations entre la résultante des contraintes T^{11} , T^{22} , C_s , M^{11} , M^{22} et les déformations ε_{11} , ε_{22} , γ , χ_{11} , χ_{22} . Les comportements mécaniques peuvent être couplés [NOS 14, MIT 16, KAS 16, YAO 19, ALS 20], mais par souci de simplicité et en raison du manque de données expérimentales, il a été supposé que les comportements étaient découplés. Les éléments finis composés de cellules unitaires tissées ont été implémentés à partir de l'équation 2.1 [HAM 09, ZOU 06, HAM 07a]. Cette approche de stress resultant est bien adaptée à la simulation du préformage de renforts textiles. En particulier, elle prend en compte le comportement en flexion indépendamment du comportement de la membrane, ce qui est essentiel pour les renforts fibreux dont les rigidités en flexion ne sont pas directement liées à celle de la membrane, comme c'est le cas pour des coques classiques.

D'autres approches ont été proposées pour découpler la flexion et la rigidité des membranes des renforts tissés [YU 05, DÖB 14, LIA 17, IWA 19, DÖR 19]. Des approches membranaires ont été développées pour la simulation du drapage des tissus, cependant, il a été démontré que la simulation des plissements nécessite une bonne description du comportement en flexion [BOI 11, BOI 18]. L'utilisation d'éléments finis de coque standard n'est pas adaptée car la rigidité à la flexion est déduite de celle de la membrane, ce qui donne des valeurs de rigidité à la flexion bien plus élevées que celles des renforts textiles et perturbe l'analyse des plissements. Un autre avantage de l'approche de stress resultant (Équation 2.1) est la prise en compte des efforts intérieurs sur la cellule élémentaire, ce qui conduit à l'utilisation directe des essais spécifiques qui ont été développés pour déterminer le comportement mécanique des renforts textiles. Les essais du picture frame et du biais extension donnent le moment de cisaillement C_s en fonction de l'angle de cisaillement γ [LEB 03, CAO 08, ZHU 09, BOI 17a], et les essais de flexion de type Peirce et Kawabata mesurent le moment de flexion

2. Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites

M en fonction de la courbure $\varepsilon_{\alpha\alpha}$ [BOI 18, LOM 03, MER 06, BIL 09]. Enfin, les essais de traction biaxiale donnent les contraintes en fonction des deux déformations axiales [KAW 73, BUE 01, CAR 08, WIL 08].

Dans cette approche de modélisation, la compression transversale des couches n'est pas prise en compte. Cela nécessiterait l'utilisation d'éléments finis 3D ou d'éléments à solid-coque [NGU 13, WIJ 19, XIO 19]. Dans la présente étude, ces coques de type stress resultant ont été utilisées efficacement pour simuler le plissement des stratifiés composites pendant la flexion et la séparation des couches associées (jusqu'à 100 couches).

2.5 Flexion symétrique avec extrémité encastree

Dans cet essai, un composite stratifié a été soumis à une flexion due à une rotation symétrique de 45° à ses deux extrémités. Ici, les deux extrémités de l'empilement ont été encastrees. Les déplacements des deux extrémités (50 mm) (illustrés sur la figure 2.3a) sont imposés. On sait que dans ce cas, la flexion d'un stratifié entraîne des plis. Cela a été confirmé expérimentalement dans les expériences suivantes. Si au moins une des extrémités était libre, la flexion du stratifié se ferait sans plissement, en raison d'un éventuel glissement entre les couches, ce qui donnerait lieu à un biseau (Figure 2.4)

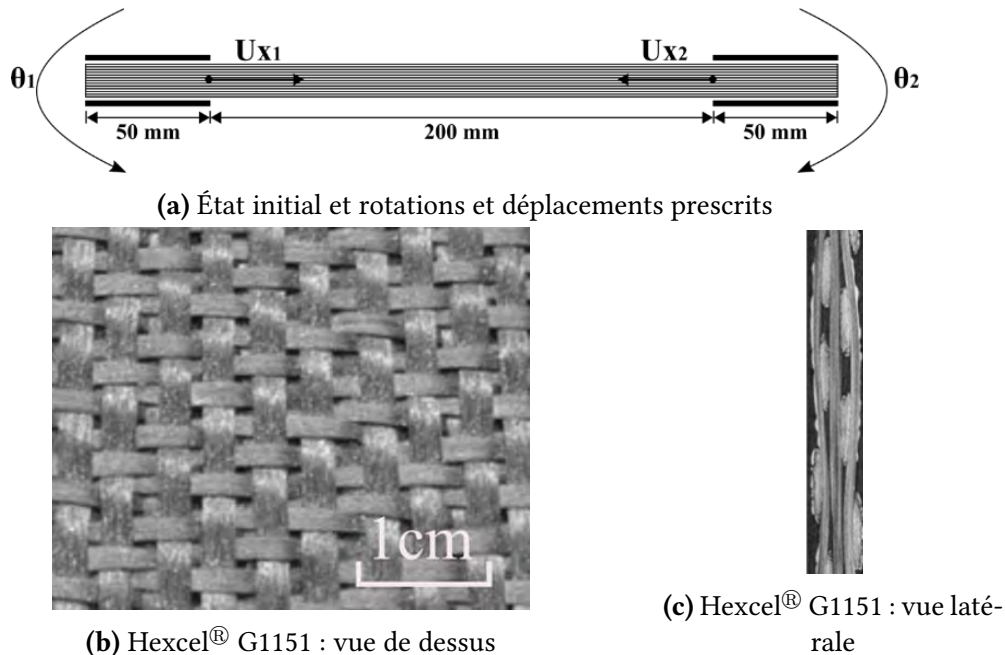


FIGURE 2.3 – Flexion symétrique



FIGURE 2.4 – Flexion avec une seule extrémité encastré

Dans la figure 2.5, l'empilement était constituée de 10 couches de renfort textile G1151 fabriqué par Hexcel. Ce renfort était un tissu interlock illustré à la figure 2.3b et 2.3c. Il a été étudié et utilisé comme renfort d'essai dans plusieurs enquêtes concernant le drapage de préformes [ALL 15, HIV 10, ALL 11, WEN 15, GHE 15] et en particulier le projet ITOOL [ITO 05]. Il consistait en un tissage d'interlock de fils de carbone 6K et l'épaisseur de chaque couche de l'empilement était de 1.3 mm.

Les propriétés mécaniques du Hexcel[®] G1151 (tension, cisaillement dans le plan et flexion) ont été étudiées dans différentes études [BIL 09, HIV 10, ALL 11] et les propriétés utilisées dans l'approche de coque de type stress resultant sont données dans le tableau 2.1.

Propriétés mécaniques	Valeurs
Rigidité de tension : $T^{\alpha\alpha} = K_{\alpha}\varepsilon_{\alpha\alpha}$	$K_{\alpha} = 2300 \text{ N/ yarn } (\alpha = 1, 2)$
Rigidité de cisaillement dans le plan : $C_s(\gamma) = K_1\gamma + K_2\gamma^3 + K_3\gamma^5$	$k_1 = 0.37 \text{ N mm}$ $k_3 = -0.84 \text{ N mm}$ $k_5 = 1.03 \text{ N mm}$
Rigidité de flexion : $M^{\alpha\alpha} = B_{\alpha}\chi_{\alpha\alpha}$	$B_{\alpha} = 8.84 \text{ N mm } (\alpha = 1, 2)$
Coefficient de frottement entre les couches :	$\mu = 0.21$
Epaisseur d'une couche	$e = 1.3 \text{ mm}$

Tableau 2.1 – Propriétés mécaniques du tissu Hexcel[®] G1151

Les simulations ont été réalisées à l'aide du logiciel d'éléments finis explicites Plas-fib [HAM 09]. Les éléments coques triangulaires utilisés sont des éléments de type

2. Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites

stress résultant, comme indiqué dans la section 2.4. Leur formulation est décrite dans [HAM 09]. Les applications dans le domaine du préformage des composites sont présentées dans [BOI 11, ALL 11]. Ce sont des éléments rotation-free (sans degrés de liberté de rotation) et utilisent la position des éléments voisins pour déterminer la courbure [ONA 00, SAB 06]. Les caractéristiques des modèles d'éléments finis sont données dans le tableau 2.2.

Simulations	Empilement de couches de G1151	Empilement de couches de papier
Nombre de couches	10	100
Nombre d'éléments par couche	48	96
Nombre de nœuds par couche	50	98
Nombre de degrés de liberté par couche	150	294
Nombre total de degrés de liberté	1500	29400

Tableau 2.2 – Caractéristiques des modèles d'éléments finis

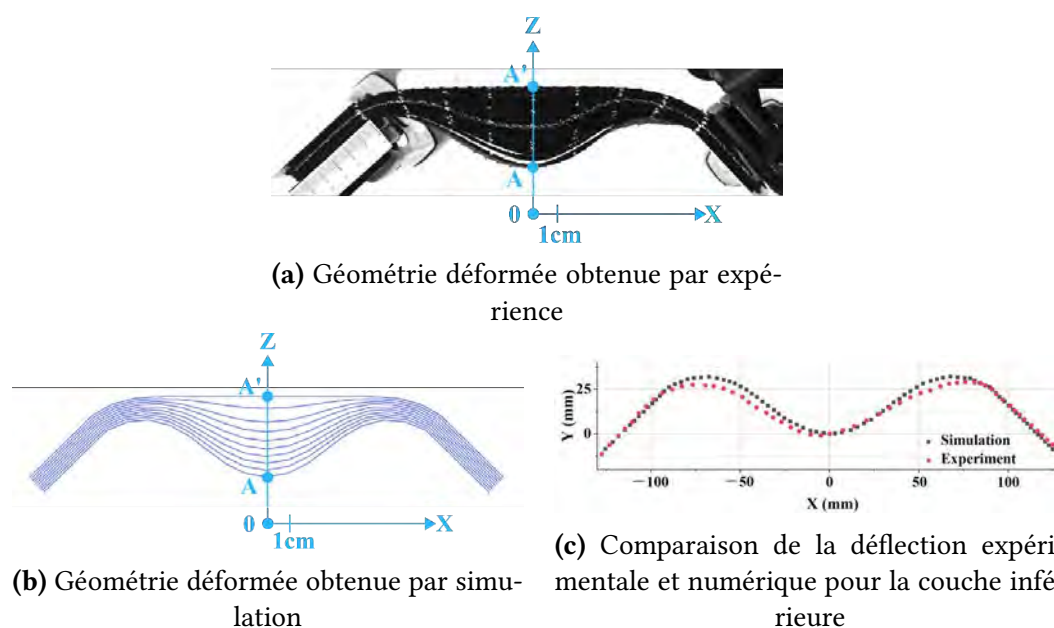


FIGURE 2.5 – Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel[®] G1151

La figure 2.5 montre la flexion symétrique d'un empilement de dix couches de G1151 orientées à 0°/90°. En raison de l'épaisseur de l'empilement et de l'inextensibilité des fibres, un plissement important s'est développé avec la séparation des couches. La simulation de l'essai de flexion symétrique de la figure 2.5a a été réalisée et est présentée à la figure 2.5b. Dix couches d'éléments coques de type stress résultant ont été placées en contact et encastrées aux deux extrémités. La figure 2.5b et 2.5c montre que la géomé-

trie déformée obtenue par la simulation était en bon accord avec l'essai expérimental et qu'elle donnait une bonne description des plissements causés par la flexion du stratifié.

Propriétés mécaniques	Valeurs
Module de Young E :	4.61 GPa
Module de cisaillement G :	1.92 GPa
Coefficient de frottement entre les couches :	$\mu = 0.21$
Epaisseur d'une couche :	$e = 0.1$ mm

Tableau 2.3 – Propriétés mécaniques d'une couche de papier

L'expérience analysée dans la figure 2.6 était le même que dans la figure 2.5, à l'exception du fait que l'empilement était composée de 100 couches de papier. La déformation était de même nature. Les caractéristiques mécaniques des feuilles de papier sont données dans le tableau 2.3 [LIA 17] et la figure 2.6b montre que la simulation a prédit de manière satisfaisante les plissements pour les 100 couches. Le tableau 2.4 compare les valeurs expérimentales et simulées des positions du point A du sommet des plissements.

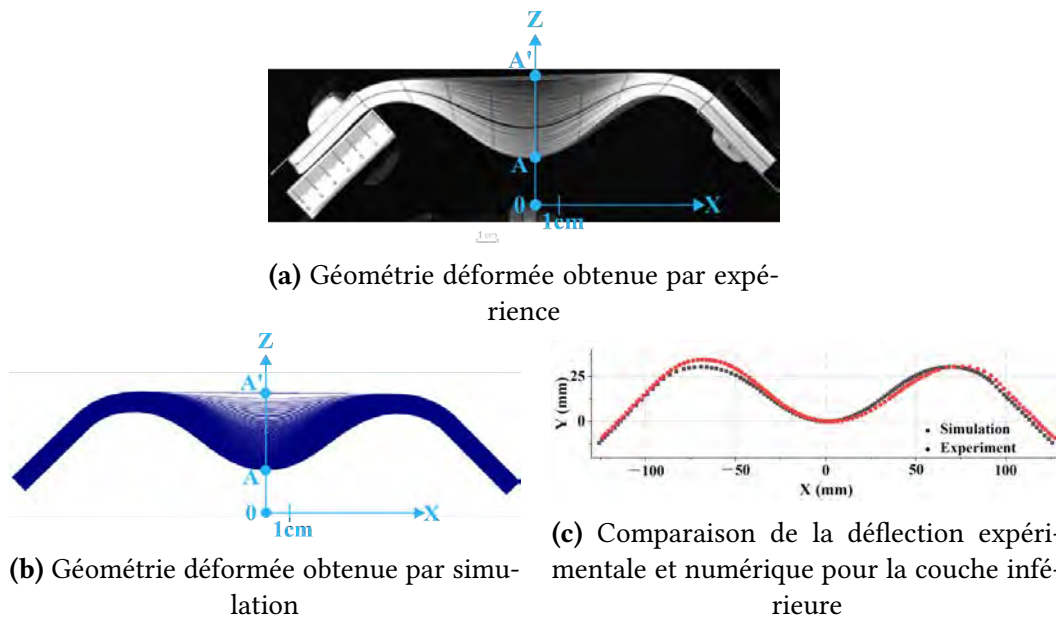


FIGURE 2.6 – Flexion symétrique d'un empilement de 100 couches de papier

Dans la figure 2.7, la flexion symétrique était la même qu'auparavant (rotation de 45° à chaque extrémité), mais l'empilement a été fait avec 10 couches de G1151 orientées à $\pm 45^\circ$. Le résultat a été très différent puisque la géométrie déformée n'avait pas de plissements. La contrainte d'inextensibilité longitudinale de l'orientation $0^\circ/90^\circ$ n'existait plus et l'empilement s'est donc déformé sans plissement. Un angle de cisaillement de 8°

2. Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites

a été mesuré (Figure 2.7a) sur la surface extérieure et de -5° sur la surface inférieure. La capacité de déformation par cisaillement lors de la flexion de l'empilement orienté à $\pm 45^\circ$ a été notée dans le cas de tissus à l'interlock 3D [MAD 15]. La simulation de la flexion symétrique de l'empilement de 10 couches G1151 orientées à $\pm 45^\circ$ n'a montré aucun plissement (Figure 2.7b) et a confirmé les angles de cisaillement dans les couches supérieures et inférieures.

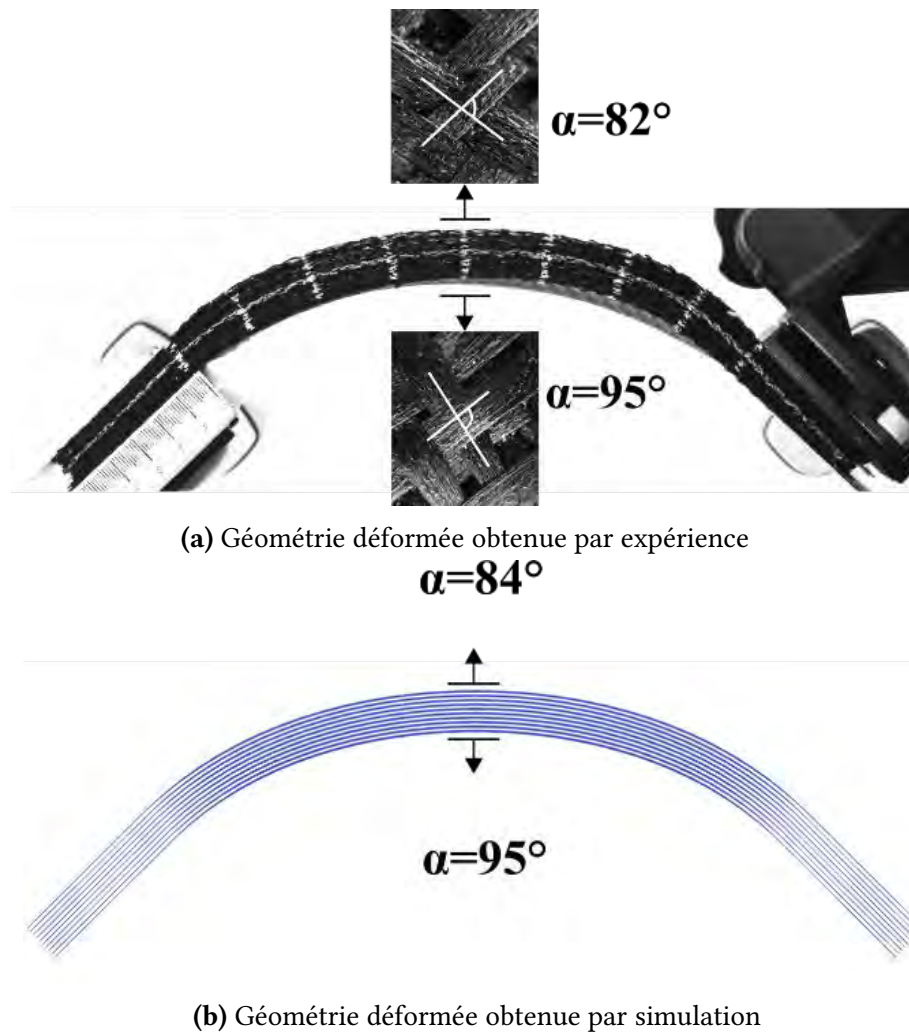
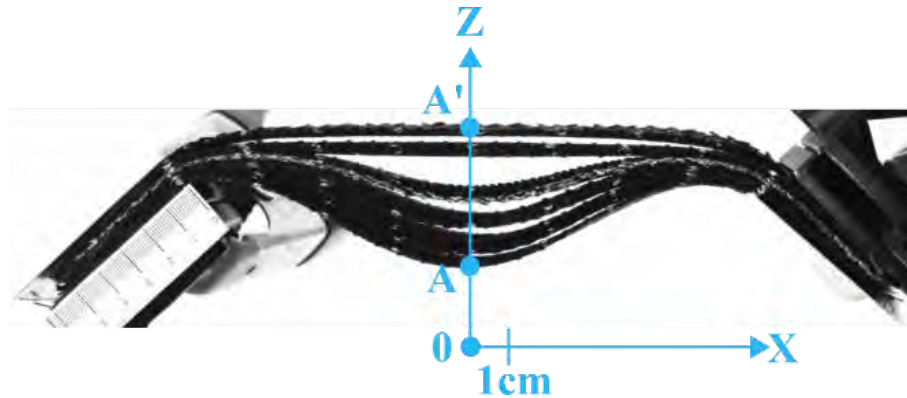


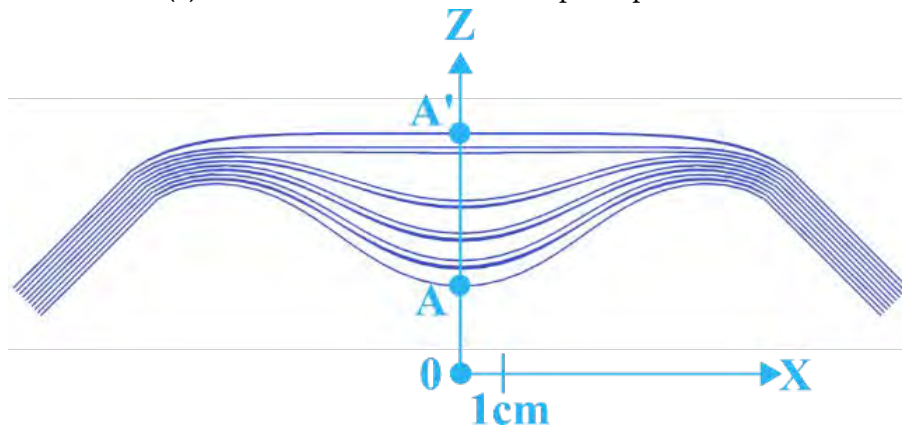
FIGURE 2.7 – Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel[®] G1151 orienté à $\pm 45^\circ$

Dans l'essai présenté à la figure 2.8, une flexion symétrique a été appliquée à un empilement de 10 couches de G1151 orientées alternativement à $0^\circ/90^\circ$ et $\pm 45^\circ$. La figure 2.8a montre le développement de plissements de la même ampleur que pour un empilement de $0^\circ/90^\circ$. Cependant, la déformation était différente puisque les couches à $0^\circ/90^\circ$ avaient la même géométrie, mais les couches à $\pm 45^\circ$ formaient également des plissements en raison de leur influence par les couches voisines. Le résultat était une déformation où

les couches étaient par paires : une couche à $0^\circ/90^\circ$ traînait sa voisine de couches à $\pm 45^\circ$ avec elle. Cette déformation constituée d'ensemble de deux couches a été correctement obtenue par la simulation.



(a) Géométrie déformée obtenue par expérience



(b) Géométrie déformée obtenue par simulation

FIGURE 2.8 – Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel[®] G1151 orientés successivement à $0^\circ/90^\circ$ et $\pm 45^\circ$

Les valeurs expérimentales et simulées des positions du point apex A des plissements (Figures 2.5, 2.6 et 2.8) dans les différents cas de flexion symétrique présentés dans la section 2.5 sont comparées dans le tableau 2.4.

	Figure 2.5	Figure 2.6	Figure 2.8
Expérience $h_{AA'}$	44.6	42.8	46.6
Simulation $h_{AA'}$	45.6	40.1	44.7

Tableau 2.4 – Comparaison de la hauteur expérimentale et numérique $h_{AA'}$ du plissement à l'apex A (mm)

Les valeurs expérimentales et numériques sont comparables, bien qu'il y ait quelques

2. Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites

différences. Il convient toutefois de noter que même si les expériences de flexion et de plissement sont répétables, elles sont néanmoins sujettes à une certaine dispersion. Ceci qui peut expliquer certains écarts. Le tableau 2.5 présente les valeurs expérimentales de la hauteur $h_{AA'}$ du plissement au point apex A dans le cas de l'expérience illustrée à la figure 2.5. (Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel[®] G1151). Les trois valeurs de $h_{AA'}$ indiquées dans ce tableau ont été mesurées pour trois expériences différentes. La dispersion est inférieure à 5% et est du même ordre de grandeur que les différences entre les valeurs expérimentales et numériques. La dispersion dans les autres expériences est du même ordre de grandeur.

	Expérience 1	Expérience 2	Expérience 3
Expérience $h_{AA'}$	44.6	46.2	45.3

Tableau 2.5 – Mesure de la hauteur $h_{AA'}$ du plissement au point apex A pour trois expériences différentes (mm)

Le choix du nombre d'éléments (Tableau 2.2) dans le modèle est basé sur un compromis entre la précision et la bonne description de la géométrie des plissements susceptibles de se développer, d'une part, et le temps de calcul, d'autre part. Les simulations tiennent compte des non-linéarités géométriques et les contacts de frottement sont nombreux, notamment dans le stratifié à 100 couches. Le nombre d'éléments utilisés et spécifiés dans le tableau 2.2 est minimal tout en permettant une bonne description des plissements. La figure 2.9 montre le résultat d'une simulation d'une flexion symétrique avec un nombre d'éléments inférieur (240 éléments dans la figure 2.9a au lieu de 480 dans la figure 2.9b). Le maillage de la figure 2.9a est trop grossier pour ce cas et les plissements ne sont pas correctement décrits.

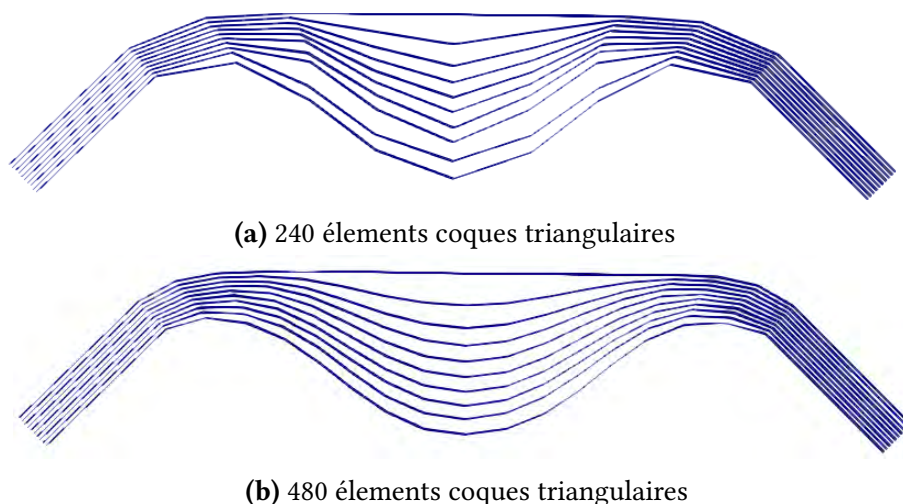


FIGURE 2.9 – Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel[®] G1151. Comparaison du résultat de la géométrie déformée obtenue

La figure 2.10 montre, dans le cas d'une flexion symétrique, les valeurs des moments de flexion et les courbures de la couche inférieure pour lesquelles le plissement est le plus important. La courbure maximale se situe au voisinage du bord et est de 0.04 mm^{-1} , soit un rayon de courbure de 25 mm.

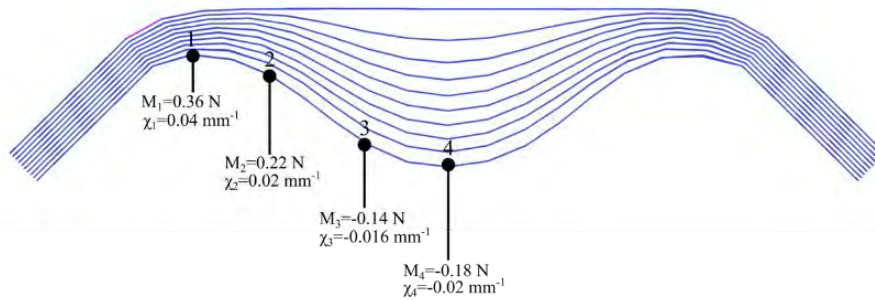


FIGURE 2.10 – Flexion symétrique d'un empilement de dix couches de Hexcel[®] G1151. Moments de flexion et courbures de la couche inférieure

2.6 Mise en forme de la bride en L

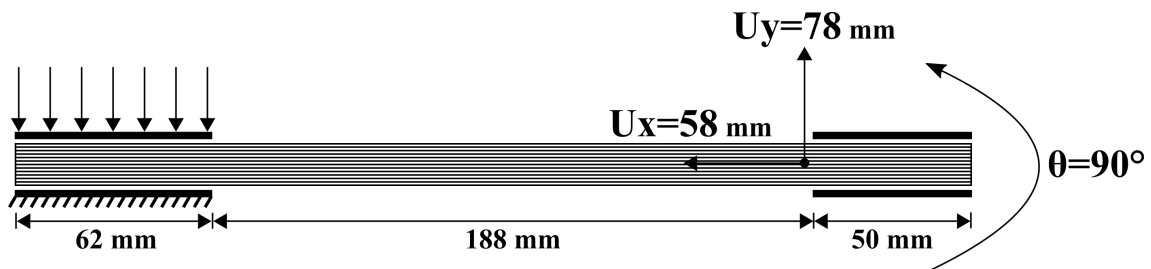
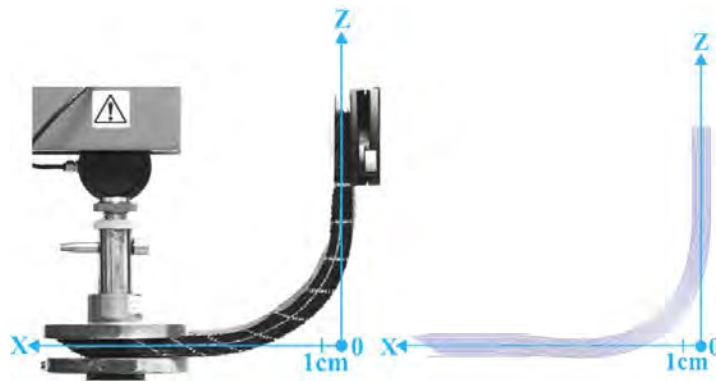


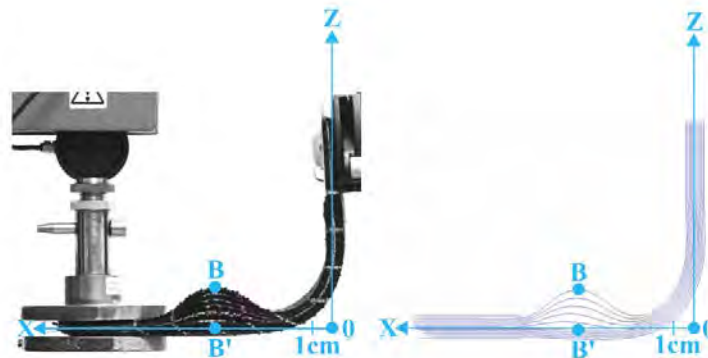
FIGURE 2.11 – Préformage de la bride L. État initial et rotation et déplacements prescrits.

Cette section décrit les stratifiés de 10 couches de G1151 et de 100 couches de papier formés en une bride en L (Figures 2.11, 2.12 et 2.13) [WIE 98, KAP 13, TAK 17, HÖR 19, ZHA 19]. Les déplacements de l'extrémité droite sont imposés. L'extrémité droite du stratifié a été tournée de 90° tandis que l'extrémité gauche est maintenue horizontale, ce qui donne une forme en L comme le montrent les figures 2.12 et 2.13. La valeur du déplacement prescrit à cette extrémité droite est indiquée dans la figure 2.11. À l'extrémité gauche, une charge est imposée. L'effet de l'ampleur de la charge est analysé dans la présente section.

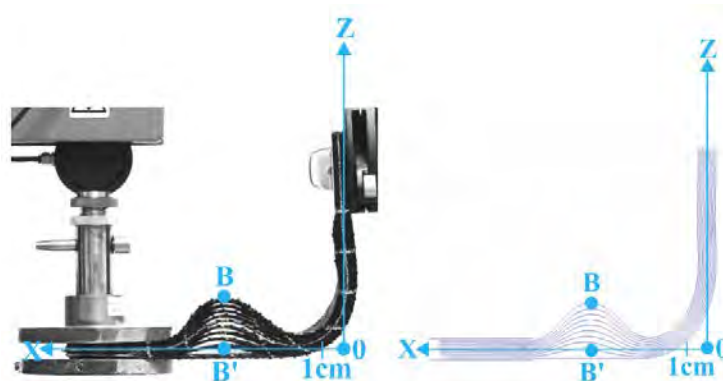
2. Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites



(a) Mise en forme de la bride en L avec une charge de 1 N à l'extrémité gauche. Expérience et simulation



(b) Mise en forme de la bride en L avec une charge de 10 N à l'extrémité gauche. Expérience et simulation

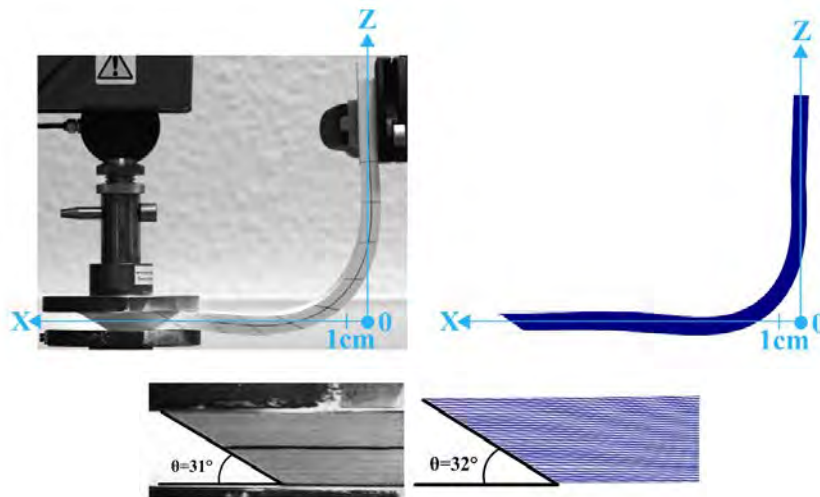


(c) Mise en forme de la bride en L avec une charge de 20 N à l'extrémité gauche. Expérience et simulation

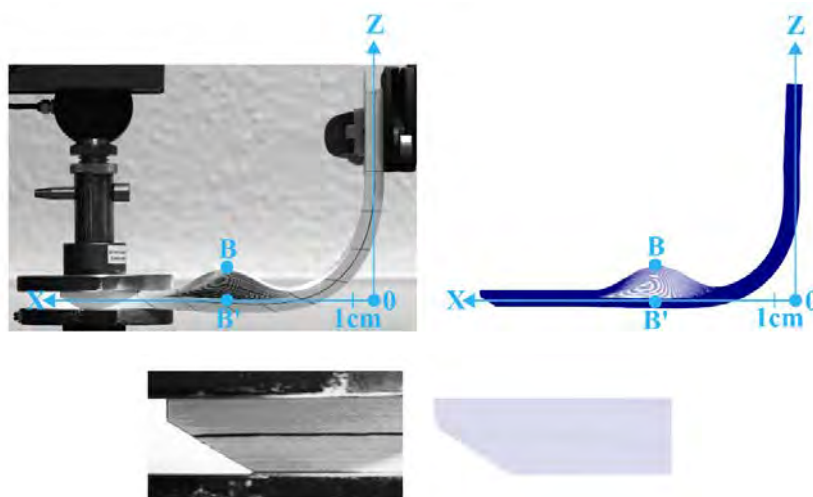
FIGURE 2.12 – Mise en forme d'une bride en L d'un empilement de dix couches de Hexcel® G1151

L'influence de la force de compression appliquée à l'extrémité gauche a été étudiée. Lorsque cette charge était presque nulle (Figures 2.12a et 2.13a), les couches du stratifié

pouvaient glisser les unes par rapport aux autres et un biseau se développait à l'extrémité libre du stratifié. Ce biseau était dû à la différence entre le rayon intérieur et extérieur de la bride en L et à la longueur des couches, qui restait constante. Dans ce cas, avec une charge de compression nulle, la mise en forme de la bride en L a pu être réalisée sans plissement. La figure 2.13a montre que l'angle de biseau dans le cas de l'empilement de 100 couches de papier était proche de 30° . Lorsque la force de compression à l'extrémité gauche a augmenté (10 N, figures 2.12b et 2.13b), des plissements se sont développés dans la partie horizontale du stratifié. Le biseau est devenu partiel et n'a affecté que la partie inférieure de l'empilement. Il n'y avait plus de glissement entre les couches dans la partie supérieure de l'empilement, ce qui a provoqué la formation de plissements en raison de la longueur constante des couches.

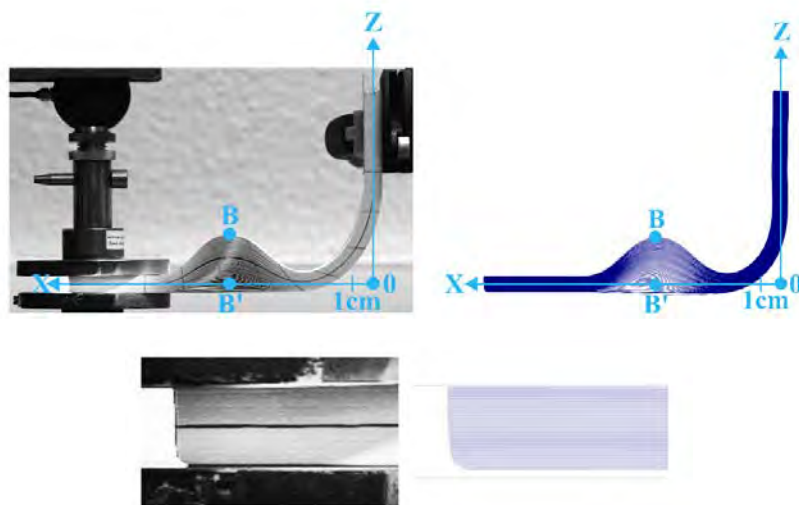


(a) Mise en forme de la bride en L avec une charge de 1 N à l'extrémité gauche. Expérience et simulation



(b) Mise en forme de la bride en L avec une charge de 10 N à l'extrémité gauche. Expérience et simulation

2. Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites



(c) Mise en forme de la bride en L avec une charge de 20 N à l'extrémité gauche. Expérience et simulation

FIGURE 2.13 – Mise en forme d'un empilement de 100 couches de papier avec comparaison du biseau expérimental et numérique

Comme le montrent les figures 2.12c et 2.13c, la force de compression à l'extrémité gauche était suffisante pour serrer l'empilement au moins partiellement. La force augmente jusqu'à, $F = 20$ N, il y a eu un très faible glissement relatif entre les couches, il n'y avait plus de biseau et le plissement est devenu important.

Ces expériences ont confirmé que la mise en forme de la bride en L d'un stratifié entraînait des plissements importants si les deux extrémités étaient bloquées. Pour que la bride en L ne se plisse pas, il est nécessaire qu'une extrémité du stratifié forme un biseau. Les simulations de la mise en forme de la bride en L illustrées aux figures 2.12 et 2.13 décrivent avec précision tous les aspects de la formation de plissements et du développement total ou partiel du biseau. Une simulation de la mise en forme à l'aide d'éléments coques de type stress resultant présentées dans la section 2.4 s'est avérée être un outil approprié pour déterminer si les conditions de la mise en forme conduiraient ou non à un plissement.

	Figure 2.12b	Figure 2.12c	Figure 2.13b	Figure 2.13c
Expérience B	(78.5, 27.4)	(73.1, 31.6)	(93.4, 20.5)	(90.9, 31.9)
Simulation B	(78.2, 26.3)	(75.1, 30.1)	(88.9, 22.9)	(83.0, 31.0)
Expérience $h_{BB'}$	27.4	31.6	20.5	31.9
Simulation $h_{BB'}$	26.3	30.1	22.9	31.0

Tableau 2.6 – Comparaison de la position expérimentale et numérique du point d'apex B (X, Z) et de la hauteur $h_{BB'}$ du plissement après la mise en forme de la bride L (mm)

Le tableau 2.6 compare les valeurs expérimentales et simulées des positions du point B de l'apex des plissements (Figures 2.12 et 2.13) après la mise en forme de la bride en L présentée dans la section 2.6.

2.7 Flexion après le flambage

Cette section analyse la flexion d'un stratifié après flambage global. Dans cet expérience, une première étape a consisté à faire fléchir l'empilement de 100 couches de papier en raison de déplacements horizontaux imposés aux extrémités (Figure 2.15a). Dans une deuxième étape, le stratifié a été fléchi par la rotation des extrémités. Deux cas ont été envisagés : dans la figure 2.15b, la flexion était symétrique avec des rotations des extrémités de 45° chacune. Les plissements se sont développés parce que les extrémités de l'empilement étaient serrées. Deux plissements sont apparus symétriquement sur les côtés gauches et droits du stratifié. On peut noter que bien que la flexion ait été symétrique (rotation de 45° à chaque extrémité), le fait que la rotation ait eu lieu après le flambage global a conduit à un type de plissement différent de celui obtenu dans la section 2.5 (Figure 2.6). Dans le second cas (Figure 2.15c), seule l'extrémité gauche a subi une rotation de 45° . Un seul plissement s'est développée sur le côté droit du stratifié. Les résultats de la simulation de ces deux cas. Ils étaient en bon accord avec les expériences.

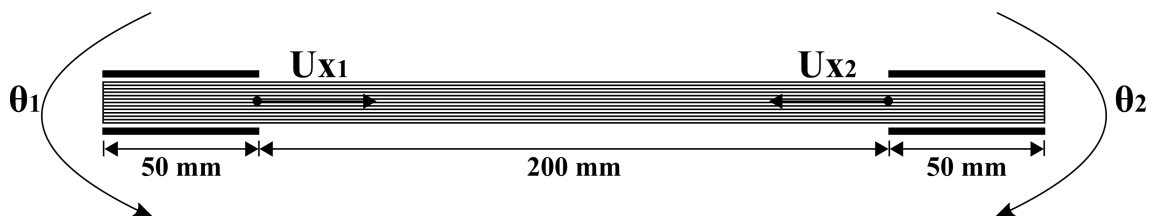


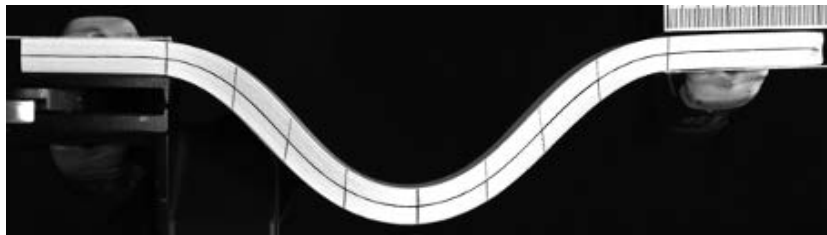
FIGURE 2.14 – État initial de l'essai de flexion après le flambage

Le tableau 2.7 compare les valeurs expérimentales et simulées des positions du point C, D, E et F apex des plissements (Figures 2.15b et 2.15c) après la flexion après flambage.

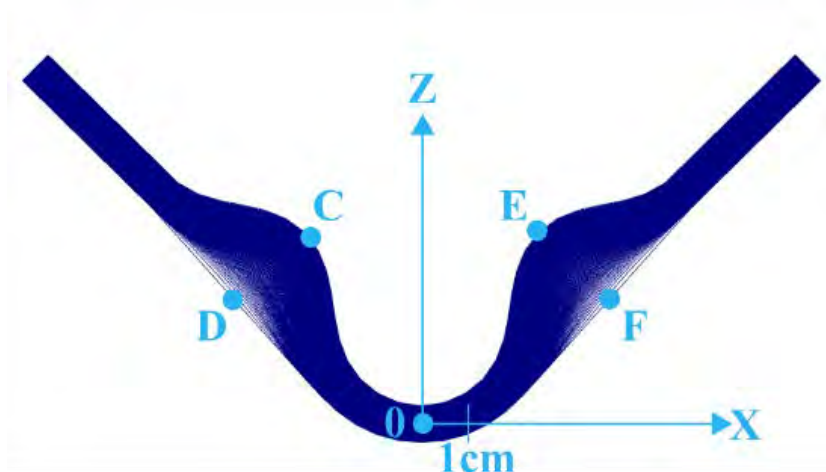
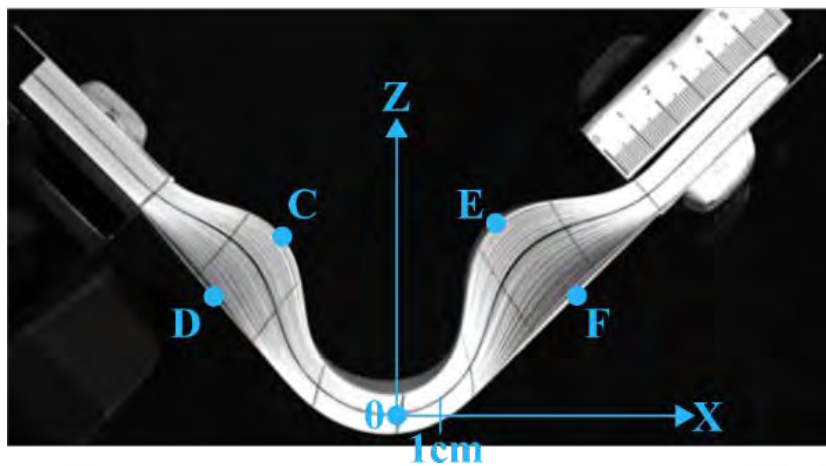
Step 1 :	$U_{x1} = 16 \text{ mm}$, $U_{x2} = -16 \text{ mm}$ (Figure 2.15a)
Step 2 :	Case 1, $\theta_1 = 45^\circ$, $\theta_2 = -45^\circ$ (Figure 2.15b)
	Case 2, $\theta_1 = 45^\circ$, $\theta_2 = 0^\circ$ (Figure 2.15c)

Tableau 2.7 – Déplacement et rotation des deux cas

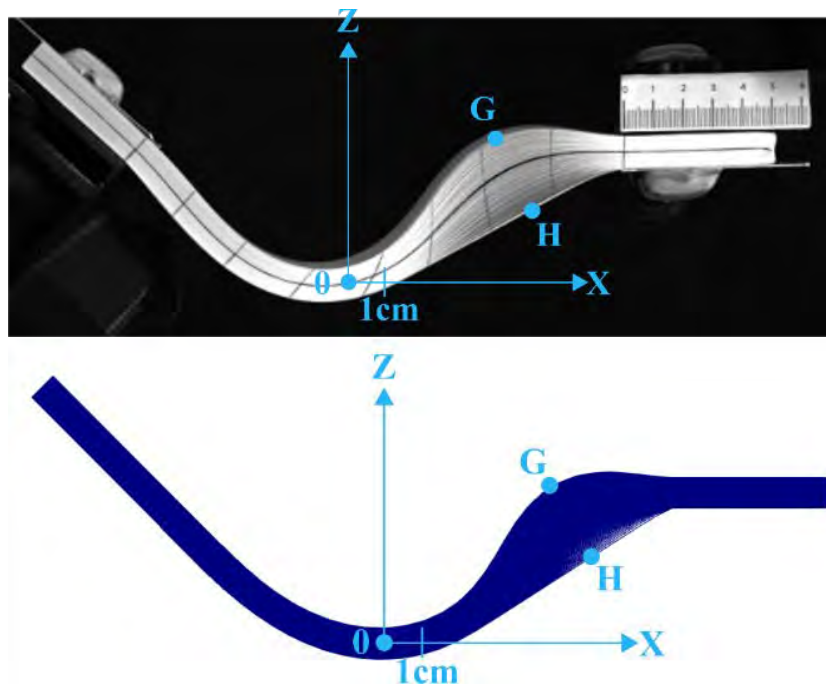
2. Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites



(a) Première étape : flambage global. Expérience et simulation



(b) Deuxième étape : flexion symétrique. Expérience et simulation



(c) Deuxième étape : rotation d'un seul côté. Expérience et simulation

FIGURE 2.15 – Flexion après le flambage

	Position C	Position D	Position E	Position F	h_{CD}	h_{EF}
Expérience	(-32.4, 50.8)	(-51.8, 33.7)	(28.1, 54.6)	(50.8, 33.8)	26.2	31.3
Simulation	(-30.2, 50.0)	(-51.0, 33.3)	(30.8, 52.0)	(50.4, 33.4)	27.0	26.4

Tableau 2.8 – Comparaison de la position expérimentale et numérique des points C(X, Z), D(X, Z), E(X, Z), F(X, Z) et de la hauteur du plissement après flexion après flambage (mm)

Le tableau 2.9 compare les valeurs expérimentales et simulées des positions du point G et de l'apex H des plissements (Figure 2.15c) après flambage et rotation d'un seul côté présentées dans la section 2.7.

	Position G	Position H	h_{GH}
Expérience	(49.9, 48.6)	(62.3, 24.4)	28.5
Simulation	(52.9, 50.3)	(66.2, 27.6)	26.4

Tableau 2.9 – Comparaison de la position expérimentale et numérique du point G(X, Z) et H(X, Z) et de la hauteur de la ride après flambage et rotation d'un seul côté (mm)

2.8 Conclusion

Les expériences de flexion de stratifiés épais présentées dans ce travail ont montré un plissement et une séparation de couches importants dus à la longueur excessive de certaines couches. Les simulations de ces cas, basées sur des éléments coques de type stress résultant spécifiques aux renforts textiles, ont donné des résultats en bon accord avec les expériences pour les grands nombres de couches (100 couches). On a constaté qu'il s'agissait d'un outil de simulation qui permettait d'analyser l'influence des paramètres et de les sélectionner pour une fabrication sans plissement. Plusieurs remarques peuvent être faites :

Les différentes expériences présentées étaient similaires, mais les plissements qui se sont développés différaient en apparence. En particulier, la flexion symétrique décrite dans la section 2.5 et la flexion après flambage présentée dans la section 2.6 ont toutes deux soumis le stratifié à une rotation de 45° des deux extrémités. Cependant, les types de plissements n'étaient pas les mêmes. Cela était dû aux non-linéarités au niveau de la géométrie et du contact qui ont fait que la pré-flexion (décrite dans la section 2.6) a conduit à deux zones de plissement alors qu'une seule s'est développée dans le cas présenté dans la section 2.5.

Les expériences et simulations présentées étaient tout à fait cohérentes et caractéristiques d'une situation donnée.

Du point de vue de la production réelle, les analyses présentées montrent que la simulation du plissement lors d'une opération de flexion est possible avec des modèles numériques de complexité acceptable pour un nombre de couches qui peut être important. Du point de vue de la qualité du stratifié, les plissements ne sont pas acceptables. Des simulations telles que celles présentées ci-dessus doivent être utilisées pour définir les conditions du processus de fabrication afin d'éviter ces plissements.

Si l'on considère les stratifiés de flexion comme une seule coque pour l'ensemble du stratifié (modélisation avec une seule coque dans l'épaisseur), la position des normales dans l'ensemble des configurations déformées (tracées des différentes figures de cette étude) ne correspondait ni à la théorie de Kirchhoff ni à celle de Mindlin, confirmant ainsi [LLA 17, BOI 18].

Dans ce travail, seul l'effet de la longueur excessive des fibres induite par la flexion a été pris en compte. Il s'agit d'un phénomène important qui peut entraîner des défauts majeurs. Néanmoins, il existe de nombreuses sources potentielles de défauts lors de la fabrication d'un composite, dont les principales sont énumérées dans [POT 08]. Pour un processus donné, il sera nécessaire de modéliser toutes celles qui sont susceptibles de se produire.

Seuls des renforts secs (sans résine) ont été considérés. C'est le cas des procédés LCM où la résine est injectée après la mise en forme d'une préforme. Cependant, une grande partie des composites sont fabriqués en drapant des préimprégnés thermodurcis ou thermoplastiques et la résine joue un rôle important dans les éventuels défauts du procédé.

2.9 Bilan - Chapitre 2

Dans ce chapitre, les plissements générés par flexion sont étudiés. On a mis en évidence que l'orientation de l'empilement des renforts textiles et des conditions aux limites sont les deux facteurs principaux qui influencent le développement de plissements.

L'empilement orienté à $\pm 45^\circ$ n'a montré aucun plissement lorsqu'il est soumis à une flexion. De plus, si l'empilement orienté à $0^\circ/90^\circ$ permet de développer un biseau sur une extrémité, la flexion ne conduira pas aux plissements.

Le nombre de plissements ainsi les zones qui plisse vont changer en fonction du changement de l'historique de chargement.

Dans le chapitre suivant, on va étudier le phénomène de plissements lié aux différents motifs de tissage lors de la mise en forme d'un hémisphère et de la boîte carrée afin de réduire ce défaut dans un processus plus complexe.

2. Simulation du plissement lors de la flexion des stratifiés de renforcement composites

Chapitre 3

Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites

Sommaire

3.1	Résumé	69
3.2	Introduction	69
3.3	Propriétés mécaniques des renforts composites à taffetas et satin. .	71
3.3.1	Présentation des deux renforts textiles	71
3.3.2	Approche de coque de type stress resultant pour la simulation de drapage de renforcement tissé	72
3.3.3	Caractéristiques mécaniques des renforts textiles	73
3.3.3.1	Propriétés en cisaillement dans le plan	73
3.3.3.2	Propriétés en flexion	75
3.3.3.3	Propriétés en tension	76
3.3.3.4	Élément coque de type stress resultant	76
3.4	Analyses expérimentales et numériques de l'emboutissage d'une couche de deux tissus	77
3.4.1	Emboutissage hémisphérique	77
3.4.2	Emboutissage de la boîte carrée	79
3.5	Drapage simultané de plusieurs couches d'orientation différente .	82
3.5.1	Emboutissage hémisphérique avec quatre couches	83
3.6	Conclusion	85

3.1 Résumé

L'influence du motif de tissage sur la drapabilité d'un seul pli ou de l'empilement des couches de renforts composites tissés a été analysée pour différentes géométries de poinçon. Il a été confirmé que le rôle du motif de tissage était très important et que le tissu de satin avait une bonne drapabilité contrairement au tissu de taffetas ("Plain weave" en anglais), surtout dans le cas d'une géométrie de boîte carrée difficile à mettre en forme. Les simulations basées sur une approche de coque de type stress resultant ont fourni des résultats cohérents et une description précise de tous ces aspects. Cette étude montre que les caractéristiques de traction, de cisaillement dans le plan et de flexion qui ont été identifiées pour les renforts tissés et prises en compte dans l'analyse numérique étaient pertinentes pour déterminer la drapabilité d'un procédé. Les valeurs et les rapports de ces caractéristiques mécaniques, considérés dans la simulation globale du préformage, ont permis de conclure soit au drapage, soit au plissement sans qu'une analyse au drapomètre soit nécessaire. Le tissage du tissu a été pris en compte de manière pertinente dans ces analyses numériques du drapage.

3.2 Introduction

Le préformage de renforts tissés est souvent nécessaire pour produire des pièces composites de géométrie complexe, généralement à double courbure. Ce préformage, souvent appelé drapage, concerne les renforts secs (sans matrice) dans les procédés de Liquid Composite Molding (LCM) [SOZ 12, RUI 11, PAR 11, DEL 11, BLA 17] ou thermodurcis [LUK 11, KHA 15, ALS 17] ou préimprégnés thermoplastiques [VER 06, MAL 10, GUZ 15, DÖR 18, HEN 19, SCH 19]. Le comportement mécanique des renforts textiles tissés lors du préformage dépend particulièrement de leur composition fibreuse, ce qui rend possible un glissement relatif des fibres mais oblige les fils à être presque inextensibles. Par conséquent, les procédés de drapage sont souvent difficiles. Pour la mise en forme d'une géométrie donnée, les paramètres qui conditionnent le processus sont nombreux et comprennent la nature du tissu, les efforts sur les outils, le frottement et la vitesse de fabrication.

Il est possible d'utiliser la simulation numérique pour déterminer la faisabilité du drapage et les paramètres optimaux, et ces simulations ont été développées à différentes échelles. Des analyses numériques distinguant chaque fibre (microscopique) [DUR 10, LAT 11, DAE 16, ELS 16] ou chaque mèche (mésoscopique) [CRE 06, GAT 13, THO 18, IWA 19, WIJ 19] ont été proposées, mais la grande majorité des simulations du drapage de renforcement textile ont été réalisées à une échelle macroscopique, c'est-à-dire en considérant le renforcement textile comme un milieu continu. Des examens ont été effectués dans [GER 13, BUS 18]. Les lois constitutives doivent refléter les spécificités liées à la nature fibreuse des renforts textiles. Pour une géométrie et des conditions de procédé données, une question se pose quant à l'aptitude du renfort textile à être drapé sans défaut, dont le plus courant est le plissement [SKO 07, BOI 11, DAN 15, SJÖ 16, MAL 17,

3. Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites

[HOS 18](#), [GIO 18](#)].

Ce travail se concentre sur les renforts tissés en fibres continues et plus particulièrement sur l'influence de leur motif de tissage. Les approches cinématiques (pin-joint net) donnent une réponse rapide à la géométrie du renfort déformé [[VAN 91](#), [POT 01](#), [POT 02](#)], mais comme ces méthodes sont basées uniquement sur la géométrie et ne prennent en compte ni les caractéristiques mécaniques du tissu ni les forces externes, elles n'ont pas pu être utilisées dans la présente étude qui concernait l'influence du motif de tissage sur le drapage.

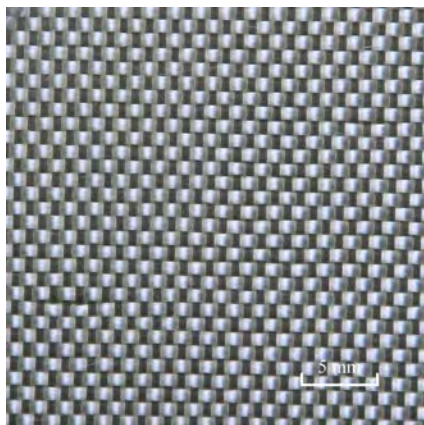
Ce travail présente à la fois une étude expérimentale et une analyse numérique. L'objectif était de mettre en évidence l'importance du motif de tissage d'un tissu pour la faisabilité du drapage et de démontrer qu'une simple approche de simulation peut dépeindre cet aspect. Deux renforts avec des motifs de tissage différents (un taffetas et un satin) ont été drapés sur deux géométries de poinçon : un hémisphère et une boîte carrée. Cette dernière a été considérée comme difficile à réaliser avec des tissus à fibres continues et les travaux de recherche sur ce sujet, notamment les simulations, sont limités. Les préformes ont été drapées avec une seule couche et avec un empilement de couches d'orientations différentes. Le renfort en satin a montré une drapabilité bien supérieure à celle du taffetas.

Une approche de simulation simple basée sur les éléments finis de la coque de type stress resultant spécifiques au textile a été utilisée [[HAM 07b](#), [HAM 09](#)]. Le comportement mécanique des renforts textiles a été caractérisé par des essais de traction, de cisaillement dans le plan (Bias extension test) et de flexion (Cantilever). Les simulations du drapage (pour une ou plusieurs couches) ont donné des résultats conformes aux procédés de formage expérimentaux. En particulier, le développement ou non des plissements et donc la faisabilité du drapage ont été clairement obtenus par simulation. Les caractéristiques mécaniques nécessaires (efforts intérieurs résultants en fonction des déformations) étaient des quantités physiques bien définies et mesurables et, lorsqu'elles étaient prises en compte dans un logiciel de simulation, elles permettaient de déterminer si un renfort textile était drapable ou non sur une géométrie donnée. Le motif de tissage a ainsi été pris en compte sans qu'une modélisation mésoscopique soit nécessaire.

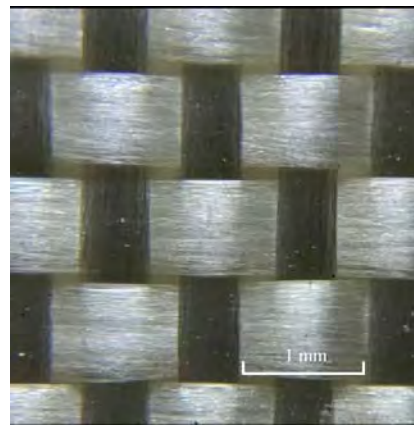
L'analyse de la drapabilité par simulation numérique du préformage est plus générale et plus quantitative que l'analyse par le "drapéomètre" développé pour mesurer les paramètres de drapé [[CHU 50](#), [LOJ 07](#)] mais dont les résultats sont difficiles à utiliser pour déterminer la possibilité de drapé sur une géométrie donnée. De plus, cette étude a confirmé que, dans un cas général du préformage, l'angle de verrouillage du cisaillement (ou "shear locking angle" en anglais) [[PRO 97](#), [ROZ 00](#), [POT 02](#), [LEB 03](#), [SHA 03](#), [ZHU 09](#)] n'était pas suffisant pour conclure si des plissements se formeraient ou non. Toutes les propriétés mécaniques et les contraintes-déformations jouent un rôle dans le problème qui est global. En particulier, on verra que la rigidité à la flexion est discriminatoire entre le taffetas et le satin.

3.3 Propriétés mécaniques des renforts composites à taffetas et satin.

3.3.1 Présentation des deux renforts textiles

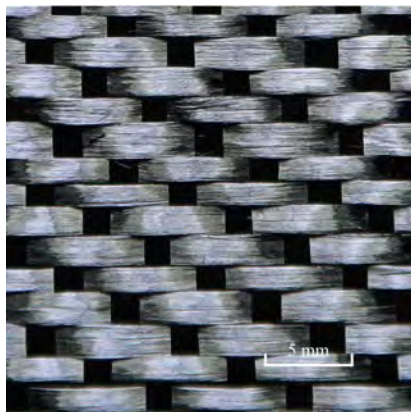


(a) Renfort

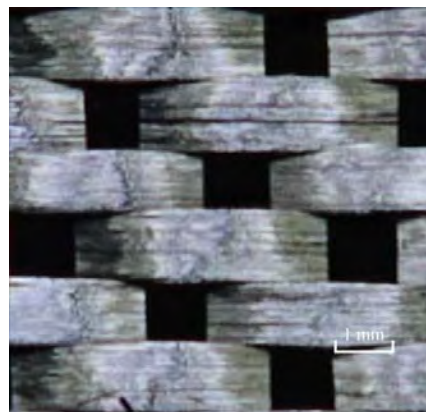


(b) Vue en détail

FIGURE 3.1 – Tissu de taffetas de verre



(a) Renfort



(b) Vue en détail

FIGURE 3.2 – Tissu de satin de 5 de carbone

Deux renforcements textiles ont été pris en compte. La figure 3.1 présente un taffetas de verre et la figure 3.2 présente un satin de 5 de carbone. Les caractéristiques géométriques et les densités de surface sont données dans le tableau 3.1.

3. Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites

Type de renfort	Taffetas	Satin de 5
Fabricant	Hexcel	Hexcel
Épaisseur (mm)	0.12	0.3
Type de fibre	Verre	Carbonne (6K)
Densité de surface (g/m ²)	160	290
Nombre de fils de chaîne par cm	11.8	6.5
Nombre de fils de trame par cm	10.7	6.5

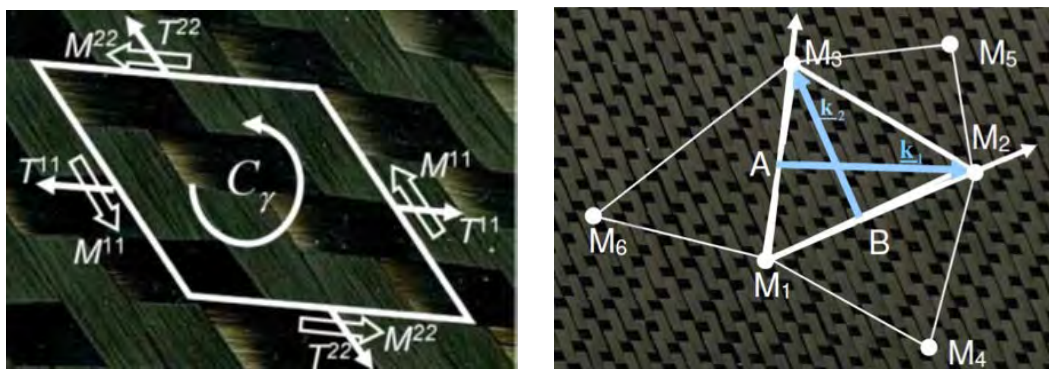
Tableau 3.1 – Propriétés des deux tissus textiles

3.3.2 Approche de coque de type stress resultant pour la simulation de drapage de renforcement tissé

Dans le cadre d’une approche dynamique, le théorème de travail virtuel peut, pour tout déplacement virtuel, être écrit comme égal à zéro à la limite des déplacements prescrits :

$$\delta W_{\text{ext}} - \delta W_{\text{int}} - \delta W_{\text{acc}} = 0 \tag{3.1}$$

Ici, δW_{ext} , δW_{int} et δW_{acc} sont respectivement les travaux virtuels des efforts externes, internes et d’accélération. Une modélisation de la coque de type stress resultant, spécifique aux renforts tissés, a été envisagée pour le renforcement textile lors du drapage [HAM 09]. La tension T^{11} et T^{22} dans le sens des mèches de chaîne et de trame, le moment de cisaillement plan C_γ et le moment de flexion M^{11} et M^{22} sont des efforts intérieurs résultants sur une cellule unitaire tissée (Figure 3.3a) et représentent les contraintes dans le renforcement textile.



(a) Les efforts intérieurs sur une cellule unitaire (b) Élément coque constitué d’une cellule unitaire tissée

FIGURE 3.3 – Élément coque de type stress resultant

Le travail extérieur virtuel est composé des travaux de tension δW_t , le cisaillement dans le plan δW_s , et la flexion δW_b . La relation entre eux peut s’écrire sous forme suivante :

$$\delta W_{\text{int}} = \delta W_t + \delta W_s + \delta W_b = \sum_{P=1}^{\text{ncell}} P \delta \varepsilon_{11}^P T^{11P} L_1 + \sum_{P=1}^{\text{ncell}} P \delta \varepsilon_{22}^P T^{22P} L_2 + \sum_{P=1}^{\text{ncell}} P \delta \gamma^P C_\gamma + \sum_{P=1}^{\text{ncell}} P \delta \chi_{11}^P M^{11P} L_1 + \sum_{P=1}^{\text{ncell}} P \delta \chi_{22}^P M^{22P} L_2 \quad (3.2)$$

Dans l'équation 3.2, $^P A$ est la quantité A pour la cellule unitaire tissée P , ncell est le nombre de cellules tissées dans le renforcement textile, $\delta \varepsilon_{11}$ et $\delta \varepsilon_{22}$ sont respectivement les contraintes axiales virtuelles dans les directions de chaîne et de trame, $\delta \gamma$ est l'angle de cisaillement virtuel qui est dans le plan, et $\delta \chi_{11}$ et $\delta \chi_{22}$ sont les courbures virtuelles de flexion dans les directions de chaîne et de trame. Le comportement mécanique du renfort textile est donné par les tensions T^{11} et T^{22} en fonction des contraintes axiales ε_{11} et ε_{22} , le moment de cisaillement dans le plan C_γ en fonction de l'angle de cisaillement dans le plan γ et les moments de flexion M^{11} et M^{22} en fonction des courbures χ_{11} et χ_{22} .

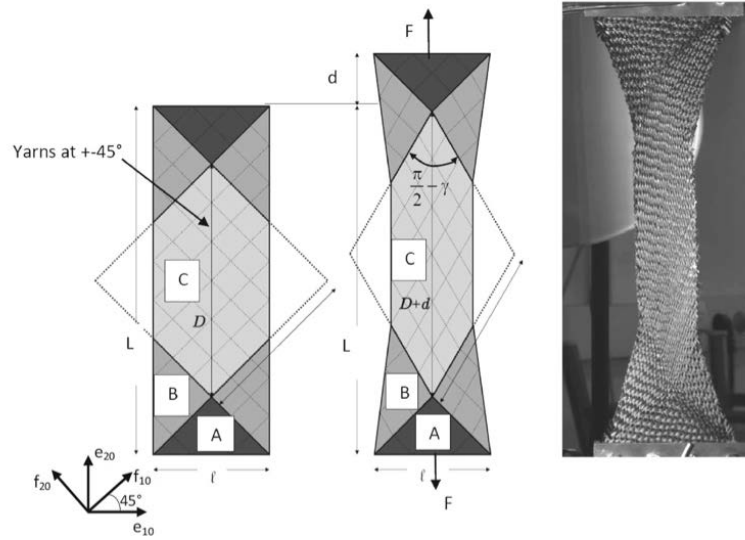
L'équation 3.2 est une approche globale basée sur les efforts intérieurs résultants T^{11} et T^{22} , C_γ , M^{11} et M^{22} . Il s'agit d'une approche simplifiée et, en outre, le couplage entre la rigidité des différents modes de déformation n'est pas pris en compte. Bien que certains travaux aient montré que ces couplages existent [NOS 14, MIT 16, KAS 16, YAO 19, ALS 20], le choix a été fait de ne pas les prendre en compte pour des raisons de simplicité mais aussi par manque de données expérimentales. L'approche donnée dans l'équation 3.2 implique le comportement en flexion du renfort textile. Des simulations du drapage de renforts textiles basées sur des approches membranaires (pas de rigidité à la flexion) ont été développées [DON 01, YU 05, LIN 07, TEN 07]. Cependant, il a été démontré que la prise en compte de la rigidité à la flexion est très importante pour la simulation des plissements [BOI 11, BOI 18]. Pour effectuer une simulation du drapage basée sur l'équation 3.2, il est nécessaire de connaître la tension, le cisaillement dans le plan et le comportement en flexion du renforcement textile. Comme dans la grande majorité des théories sur la coque, les contraintes de compaction ne sont pas prises en compte. Pour que cela soit le cas, il faudrait utiliser des éléments finis 3D ou des éléments solid-shell. [WIJ 19, NGU 13, XIO 19].

3.3.3 Caractéristiques mécaniques des renforts textiles

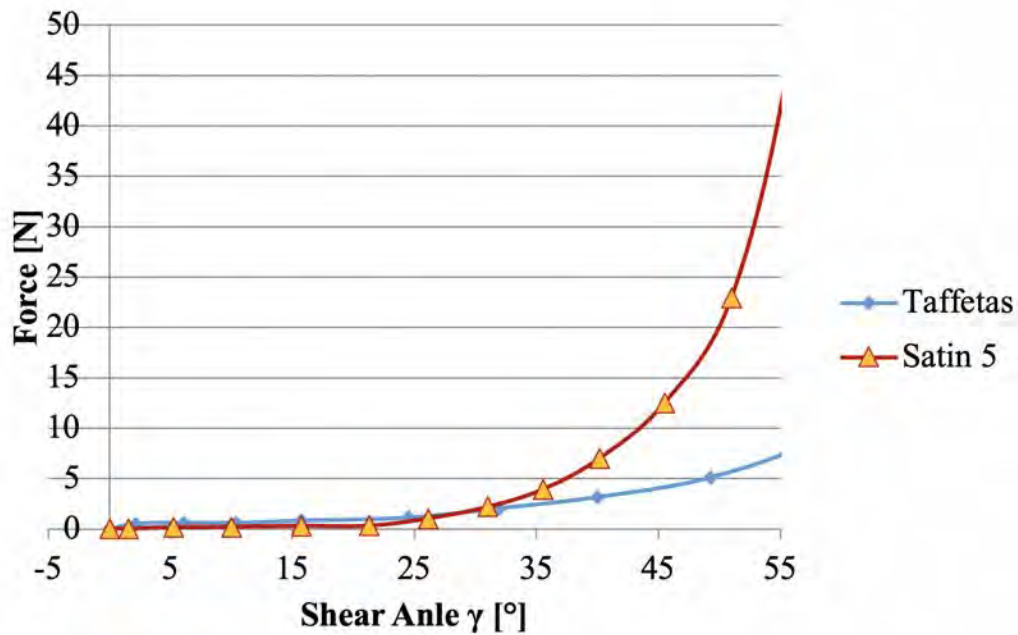
3.3.3.1 Propriétés en cisaillement dans le plan

Les propriétés en cisaillement dans le plan des deux tissus étudiés ont été obtenues par un bias extension test (Figure 3.4). Cet essai et l'essai du picture frame sont les deux principaux essais pour l'analyse du comportement de renforts textiles en cisaillement dans le plan. Ils ont donné lieu et ont fait l'objet de nombreuses études [WAN 98, LOM 06, LAU 08, CAO 08, BOI 17a].

3. Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites



(a) Bias extension test.



(b) Relation force-angle de cisaillement pour les deux tissus

FIGURE 3.4 – Les courbes obtenues par bias test

La figure 3.4a montre la géométrie de l'éprouvette du bias extension test. Les mèches du tissu ont été orientés à $\pm 45^\circ$ par rapport à la direction de traction. L'éprouvette a été soumise à un cisaillement dans le plan et trois zones de cisaillement constant se sont développées. L'angle de cisaillement dans la zone centrale de l'éprouvette a pu être mesuré par des mesures optiques ou déduit de l'allongement de l'éprouvette en supposant que les mèches étaient inextensibles.

Le moment de cisaillement C_γ dans l'équation 3.2 est lié à la force de traction F

sur l'éprouvette mesurée pour un angle de cisaillement γ en indiquant l'égalité des puissances développées par la machine d'essai et par le cisaillement de l'éprouvette [LAU 08, CAO 08, BOI 07].

$$C_{\gamma}(\gamma) = \frac{FD}{\ell(2D - \ell)} \left(\cos \frac{\gamma}{2} - \sin \frac{\gamma}{2} \right) - \frac{\ell}{2D - \ell} C_{\gamma} \left(\frac{\gamma}{2} \right) \quad (3.3)$$

Les dimensions D et ℓ sont données dans la figure 3.4a. Cet essai est fréquemment utilisé car il est simple de mettre en œuvre. Les courbes de la figure 3.4b montrent que la rigidité en cisaillement du taffetas de verre est légèrement supérieure à celle du satin de carbone pour des angles inférieurs à 25° (bien que le taffetas de verre ne représente qu'un tiers de l'épaisseur). Pour les angles plus importants, le satin de 5 de carbone est plus rigide. Les propriétés en cisaillement dans le plan utilisées dans les simulations sont indiquées dans le tableau 3.2.

Matériaux	Moment de cisaillement dans le plan $C_{\gamma}(\gamma) = K_1\gamma + K_2\gamma^3 + K_3\gamma^5$
Taffetas de verre	$K_1 = 0.0166, K_2 = 0.0146, K_3 = -0.00419$
Satin de 5 de carbone	$K_1 = 0.000644, K_2 = 0.0595, K_3 = 0.107$

Tableau 3.2 – Propriétés en cisaillement dans le plan des deux tissus

3.3.3.2 Propriétés en flexion

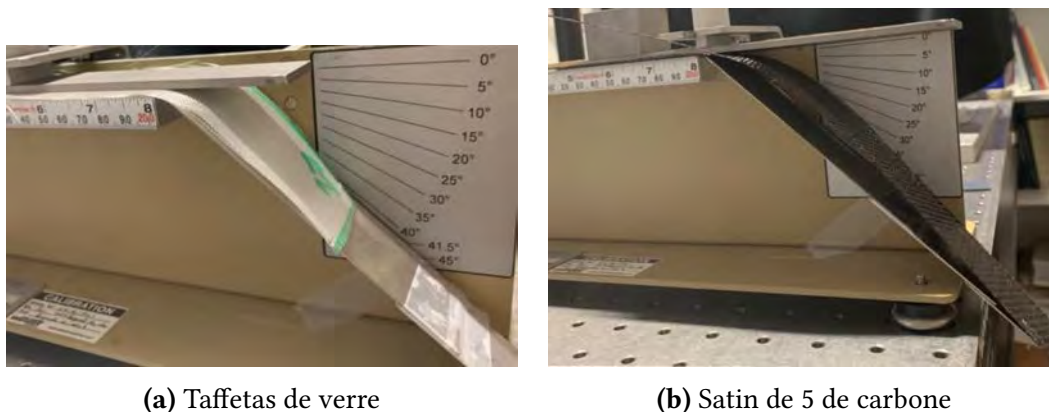


FIGURE 3.5 – Essais de flexion Cantilever

L'essai de flexion Cantilever est effectué en soumettant une éprouvette à son propre poids [BOI 18, PEI 30, AST 02]. La figure 3.5 montre cet essai de flexion dans le cas du taffetas de verre et du satin de 5 de carbone. Une façon simple d'analyser le test consiste à faire avancer l'éprouvette jusqu'à ce qu'il touche un plan incliné à 41.5° et à mesurer la distance ℓ le long de ce plan. En supposant une relation linéaire entre le moment de

3. Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites

flexion M et la courbure χ , et en indiquant w le poids par unité de longueur de l'éprouvette, le comportement en flexion est donné par [BOI 18, PEI 30] :

$$\begin{aligned} M &= G\chi \\ G &= \frac{\ell^3}{8}w \end{aligned} \quad (3.4)$$

Les propriétés en flexion des deux tissus sont indiquées dans le tableau 3.3. Le satin était beaucoup plus rigide en flexion que le taffetas.

Matériaux	Rigidité de flexion G (N mm)
Taffetas de verre	0.102
Satin de 5 de carbone	3.42

Tableau 3.3 – Rigidité de flexion des deux tissus.

3.3.3.3 Propriétés en tension

Les raideurs de tension des tissus étaient importantes. Le comportement était biaxial puisque les extensions du tissu dans les directions de chaîne et de trame étaient couplées par le tissage [KAW 73, BUE 01, WIL 08]. Cependant, pour simplifier, on a supposé que le comportement en traction était linéaire et découplé (Tableau 3.4).

$$T_{\alpha\alpha} = K\varepsilon_{\alpha\alpha} \quad (\alpha = 1, 2) \quad (3.5)$$

Matériaux	Rigidité de Tension K (N/mm)
Taffetas de verre	1440
Satin de 5 de carbone	29300

Tableau 3.4 – Rigidité de tension des deux tissus.

3.3.3.4 Élément coque de type stress resultant

Sur la base du théorème de travail virtuel (Équations 3.1 et 3.2), un élément coque de type stress resultant a été développé [HAM 09] et utilisé dans le présent travail. L'élément est composé de cellules élémentaires tissées (Figure 3.3b) et rotation free [ONA 00, SAB 06], c'est-à-dire sans aucun degré de liberté en rotation. Il utilise la position des nœuds des éléments voisins pour déterminer les courbures et les forces de flexion internes.

3.4 Analyses expérimentales et numériques de l'emboutissage d'une couche de deux tissus

Cette section présente l'analyse de l'emboutissage d'une couche de taffetas de verre et de satin de carbone. Deux géométries de poinçon à double courbure ont été considérées : l'hémisphère et la boîte carrée.

3.4.1 Emboutissage hémisphérique

Le poinçon hémisphérique est largement utilisé pour effectuer des analyses de préformage pour tous les matériaux [EFR 09, COG 17, ARU 19] mais surtout pour les renforts textiles des composites. Sa géométrie est simple mais clairement doublement incurvée et nécessite de grandes déformations en cisaillement plan pour que sa forme soit obtenue [CHE 01, CAO 03, TEN 09, PEN 11, DUH 11, KHA 16, BAR 18, ARI 19, LIU 19].

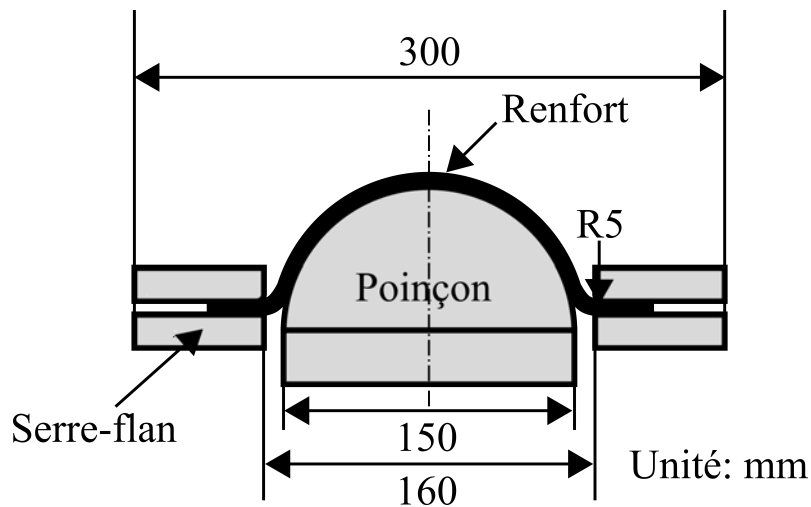


FIGURE 3.6 – Géométrie des outils de l'emboutissage hémisphérique

La figure 3.6 présente la géométrie des outils utilisés pour l'emboutissage hémisphérique. Le serre-flan exerce une pression de 0.05 MPa sur la partie extérieure du tissu. Le poinçon s'est déplacé de 75 mm à une vitesse de 30 mm/min. La figure 3.7 montre les résultats obtenus pour les deux tissus. Le préformage a été effectué, dans les deux cas, sans défaut et sans plissement. Les mèches ont été orientés à 0°/90° dans la position initiale. Une orientation à $\pm 45^\circ$ a modifié la géométrie des bords déformés mais n'a pas modifié la partie hémisphérique (en raison de sa symétrie axiale) et il n'y avait toujours pas de défauts.

3. Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites



FIGURE 3.7 – Emboutissage hémisphérique des deux tissus

Les simulations décrites dans cet article ont utilisé une approche explicite par éléments finis basée sur les éléments finis de coque de type stress resultant (Équations 3.1 et 3.2) [HAM 09]. La simulation de l'emboutissage hémisphérique a confirmé l'absence de plissements (Figure 3.8). Les angles de cisailement calculés étaient conformes à l'expérience. La simulation présentée à la figure 3.8 est celle du taffetas de verre, et la déformation obtenue dans le cas du satin de carbone était très similaire [GUZ 19].

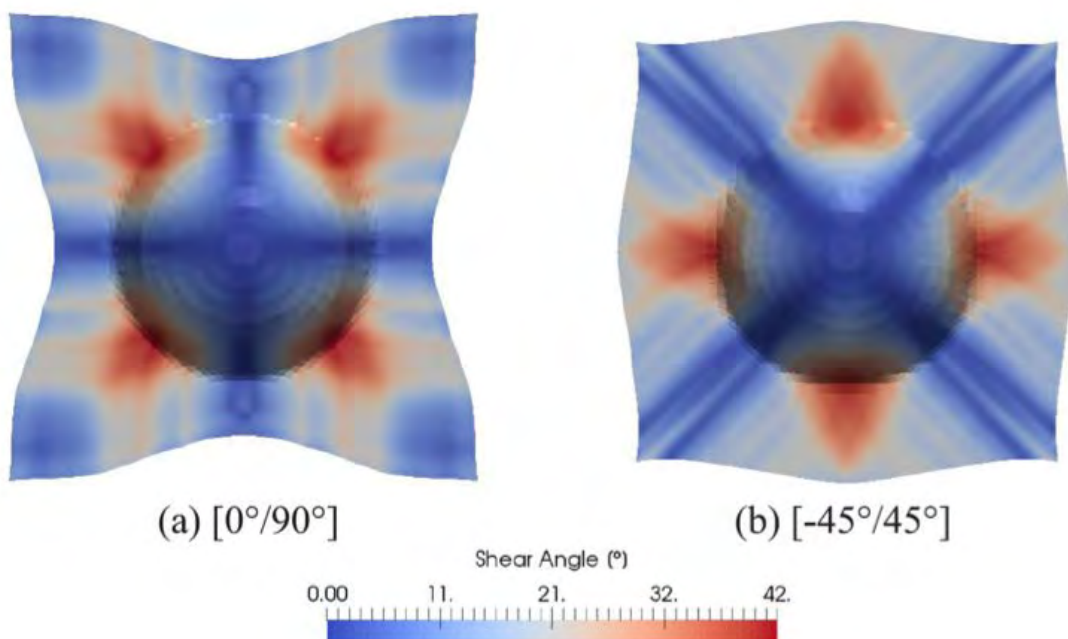


FIGURE 3.8 – Emboutissage hémisphérique à une seule couche

3.4.2 Emboutissage de la boîte carrée

Lorsqu'on étudie le préformage des matériaux, la boîte carrée ou le gobelet carré est une géométrie classique. Elle est très utilisée pour les métaux ductiles qui peuvent être formés sur cette géométrie grâce à d'éventuelles grandes déformations axiales [COG 17, MAJ 93, DAN 95, YOO 99, CHE 03, NAC 04, GAV 07]. Pour les renforts textiles à fibres continues, cette géométrie est difficile à réaliser sans plissements en raison de la quasi inextensibilité des fibres. Cependant, il existe une certaine recherche sur la mise en forme de renforts tissés sur une boîte carrée [ZOU 06, ALL 14, WAN 15]. Pour les petits rayons de courbure et les profondeurs importantes, cette forme est souvent considérée comme impossible à réaliser avec des tissus à fibres continues.

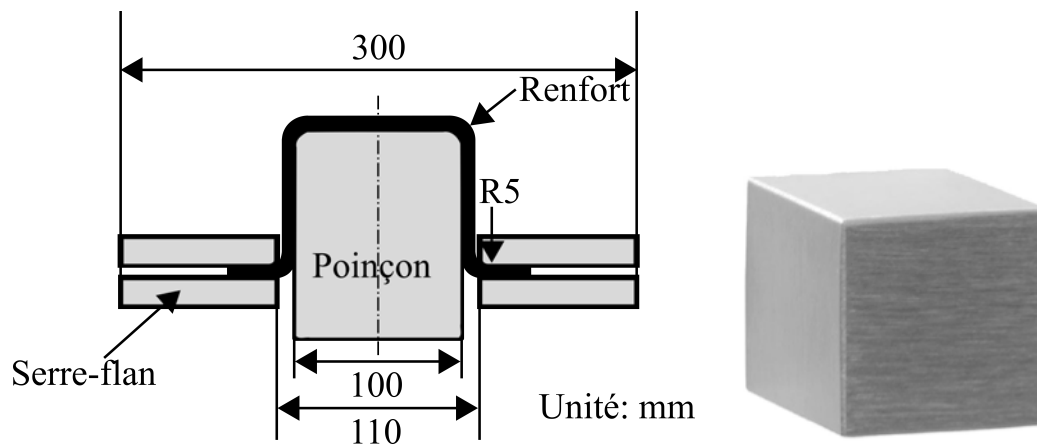


FIGURE 3.9 – Géométrie des outils de l'emboutissage de la boîte carrée

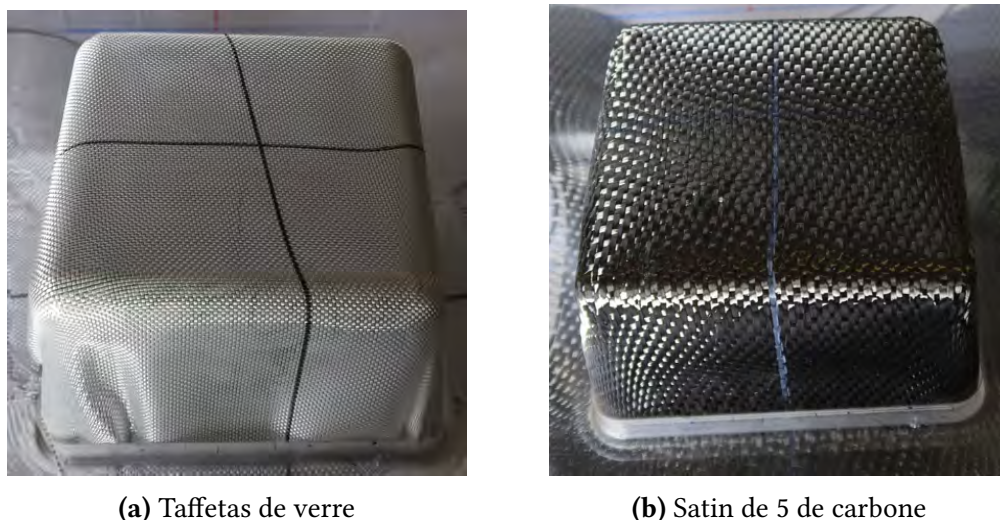


FIGURE 3.10 – Emboutissage de la boîte carrée d'une seule couche orientée à 0°/90°

Le processus de mise en forme de la boîte carrée a été réalisé pour les deux tissus (le

3. Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites

taffetas de verre sur les figures 3.10a et 3.11a et le satin de carbone sur les figures 3.10b et 3.11b). Le serre-flan a exercé une pression de 0.05 MPa sur la partie extérieure du tissu et le poinçon s'est déplacé de 75 mm à une vitesse de 30 mm/min. La préforme a été effectuée pour une orientation de $0^\circ/90^\circ$ (Figure 3.10) (les mèches sont parallèles aux bords de la boîte carrée) et une orientation de $\pm 45^\circ$ (Figure 3.11).

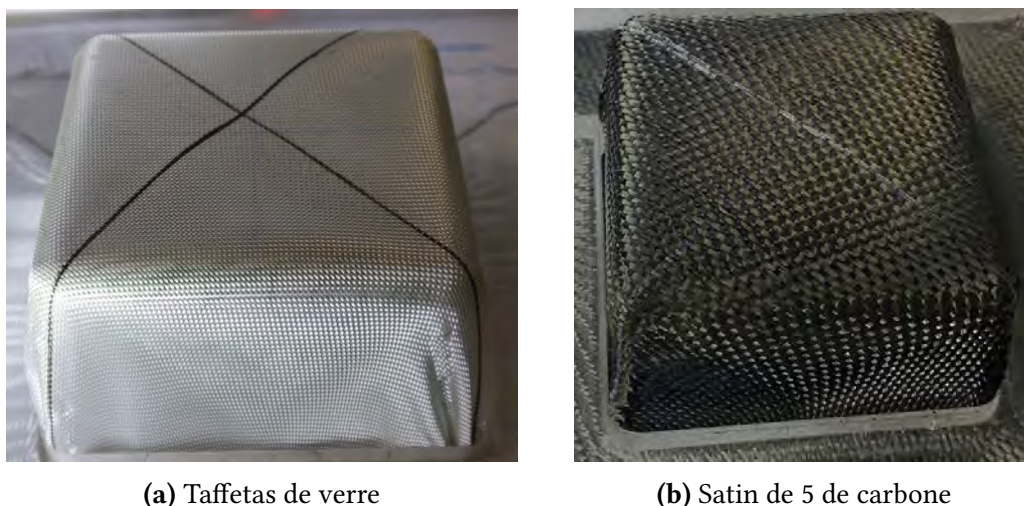


FIGURE 3.11 – Emboutissage de la boîte carrée d'une seule couche orientée à $\pm 45^\circ$

Les résultats expérimentaux de la mise en forme de la boîte carrée sont présentés dans les figures 3.10 et 3.11. On peut voir que la mise en forme du satin était possible sans plissements. Inversement, la mise en forme du taffetas de verre sur la boîte carrée a entraîné un nombre important de plissements. Le préformage de la boîte carrée n'a pas pu être atteint avec ce renforcement en taffetas. Ces expériences démontrent que le motif de tissage du renfort textile conditionnait fortement la possibilité de drapage. Le fait que le satin présente la meilleure capacité du drapage est connu [ROZ 00, CHA 03, ADU 11, HUE 12] et a été clairement confirmé par la mise en forme actuelle de la boîte carrée.

Les processus de drapage sur une boîte carrée présentés dans les figures 3.10 et 3.11 ont été simulés en utilisant l'approche présentée dans la section 3.3.2 et les caractéristiques mécaniques identifiées dans la section 3.3.3. Les résultats de la simulation du formage sur la boîte carrée (Figures 3.12 et 3.13) étaient conformes aux expériences et ont confirmé que le préformage du satin de carbone pouvait être réalisé sans plissements alors que le préformage du taffetas de verre entraînait des plissements inacceptables.

La grande différence de drapabilité des deux tissus étudiés est liée à leur motif de tissage qui influence leurs caractéristiques mécaniques. Ces propriétés mécaniques prises en compte dans l'équilibre global (Équations 3.1 et 3.2) lors de la mise en forme conduisent soit à un préformage correct, soit à un préformage avec des plissements. En outre, il n'est pas possible de conclure si le plissement se développe ou non uniquement à partir de l'angle de cisaillement (c'est-à-dire l'angle de cisaillement auquel les plissements sont

supposés se développer [PRO 97, ROZ 00, POT 02, LEB 03, SHA 03, ZHU 09]. L'angle de cisaillement obtenu sur les bords verticaux de la boîte carrée avec le satin était de 69° (expérimental) et 67° (numérique).

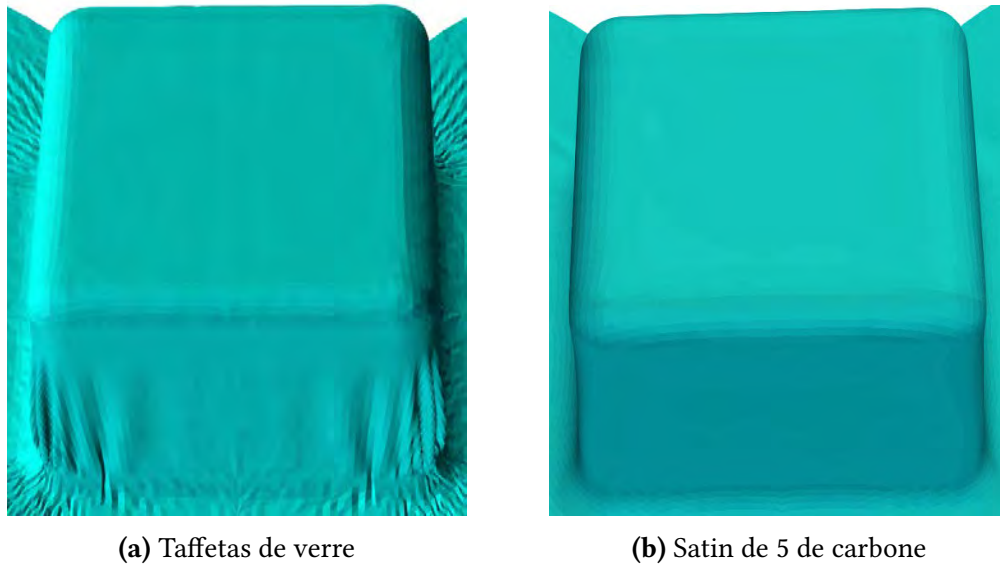


FIGURE 3.12 – Simulation de l'emboutissage de la boîte carrée d'une seule couche orientée à $0^\circ/90^\circ$

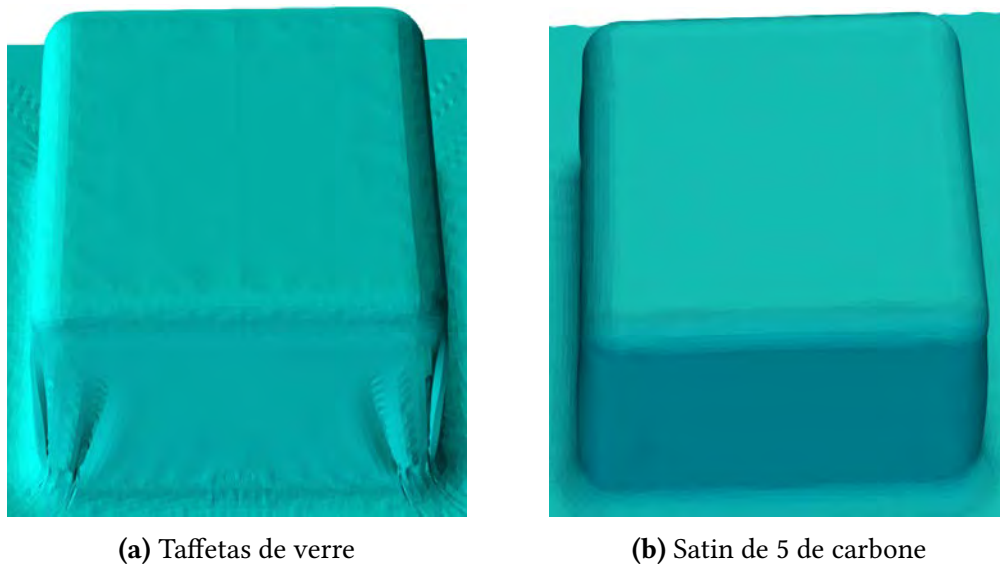


FIGURE 3.13 – Simulation de l'emboutissage de la boîte carrée d'une seule couche orientée à $\pm 45^\circ$

Cet angle est beaucoup plus grand que l'angle de verrouillage du cisaillement du satin et il est lié aux tensions imposées pendant le processus de préformage. Le développement

3. Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites

ou non des plissements est un problème global (Équations 3.1 et 3.2) qui concerne tous les efforts intérieurs résultants et contraintes pendant un processus de drapage donné. On peut remarquer que la rigidité de cisaillement dans le plan de satin et de taffetas était similaire (au moins jusqu'à 30° de cisaillement) alors que la rigidité à la flexion de satin était beaucoup plus élevée que celle de taffetas (facteur 30). De la même manière, un renfort composite 3D épais avec une grande rigidité à la flexion a montré sa capacité à être formé sans plissements sur des formes complexes à double courbure telle que le tétraèdre [PAZ 15].

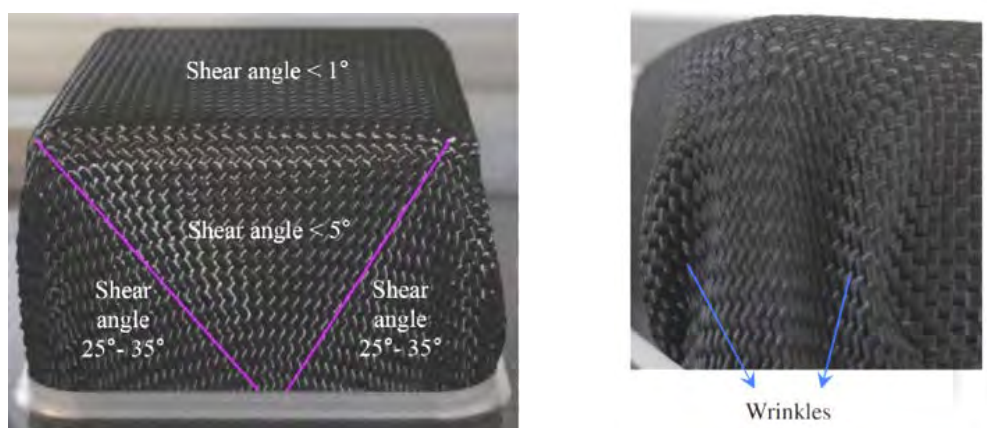


FIGURE 3.14 – Emboutissage de la boîte carrée du taffetas de carbone [WAN 15]

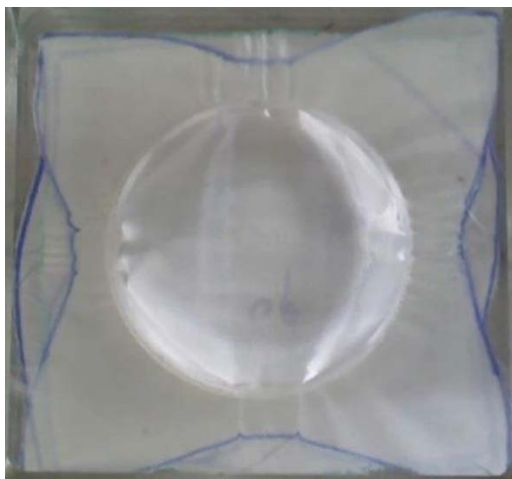
Le type de fibre (verre ou carbone) n'est pas une question essentielle. La figure 3.14 montre la boîte carrée qui se forme pour un taffetas de carbone [WAN 15]. Des plissements très importants rendent le drapage impossible.

3.5 Drapage simultané de plusieurs couches d'orientation différente

Cette section analyse le drapage d'un empilement avec quatre couches d'orientation différente de façon expérimentale ainsi que par simulation numérique. On sait que le drapage des multicouches est difficile. En effet, les déformations des couches différemment orientées varient en raison de l'inextensibilité des fibres qui a été constatée dans plusieurs directions. Un glissement important entre les couches était nécessaire et des plissements étaient fréquemment observés [DEL 98, TEN 09, VAN 09, GUZ 19]. Il a été démontré que des zones de compression dans la direction des mèches se développent pendant le préformage et le glissement entre les couches qui y est associé [GUZ 19].

3.5.1 Emboutissage hémisphérique avec quatre couches

Plusieurs études [TEN 09, VAN 09, GUZ 19] ont utilisé la géométrie hémisphérique pour analyser la mise en forme simultanée de plusieurs couches. Elles ont mis en évidence le développement de plissements lorsque les couches ont des orientations distinctes.



(a) Taffetas de verre



(b) Satin de 5 de carbone

FIGURE 3.15 – Emboutissage hémisphérique avec quatre couches orientées à $[0^\circ/90^\circ, -45^\circ/45^\circ]_2$

La figure 3.15a confirme le développement des plissements lorsque quatre couches de taffetas de verre ont été drapées simultanément. Ces plissements étaient dus à la différence d'orientation des couches [GUZ 19] puisque la figure 3.7 montre que l'emboutissage hémisphérique d'une seule couche de taffetas de verre pouvait être effectué sans défaut. De plus, le drapage hémisphérique de plusieurs couches de taffetas de verre avec la même orientation a été effectué sans défaut.

Au contraire, la figure 3.15b montre que le drapage simultané de quatre couches de satin de carbone pourrait se faire sans plissements. Cet exemple confirme la meilleure drapabilité du satin de carbone qui a déjà été montrée dans la section 3.4.2 dans le cas de la mise en forme de la boîte carrée.

Les simulations présentées à la figure 3.16 confirment l'apparition des plissements lors de la mise en forme de quatre couches de tissu de verre avec des orientations distinctes et l'absence de plissements lors du drapage de quatre couches de satin de carbone. Dans ces drapages, les différentes orientations des couches entraînent un glissement important entre eux, ce que l'on peut voir clairement dans les figures 3.15 à 3.16.

3. Influence du motif de tissage sur le drapage des tissus. Drapabilité et simulation de la mise en forme des renforts textiles composites

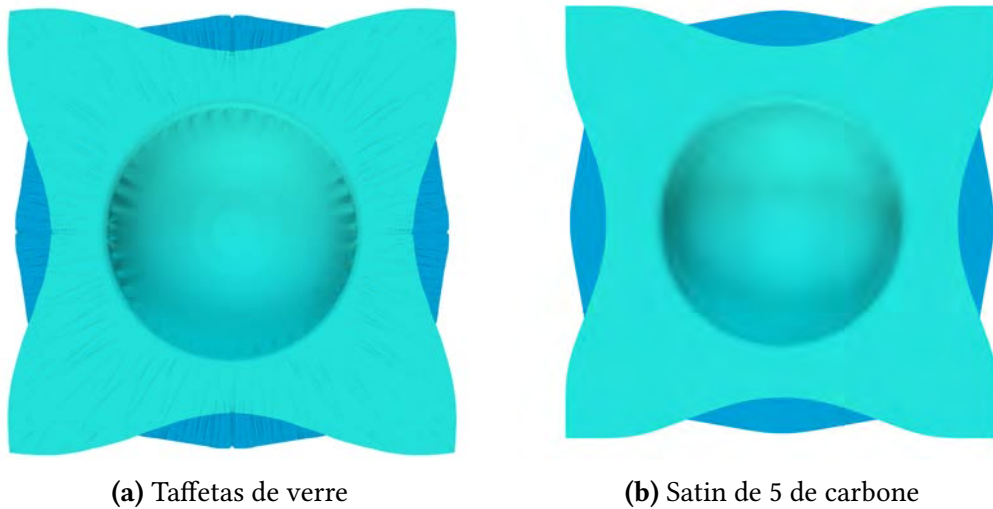


FIGURE 3.16 – Simulation d’emboutissage hémisphérique avec quatre couches orientées à $[0^\circ/90^\circ, -45^\circ/45^\circ]_2$

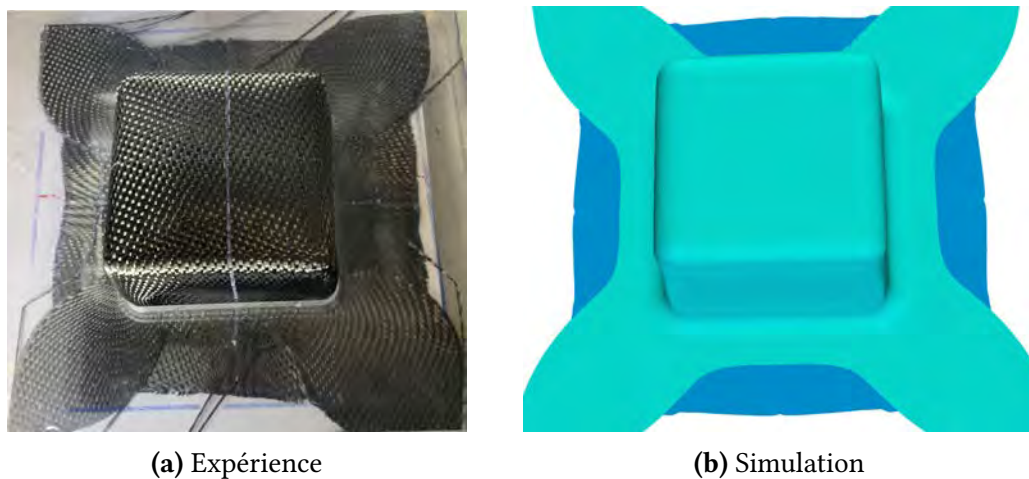


FIGURE 3.17 – Emboutissage de boîte carrée avec quatre couches orientées à $[0^\circ/90^\circ, -45^\circ/45^\circ]_2$

Enfin, le drapage simultané de la boîtes carrées avec quatre couches de satin de carbone orientées différemment a été réalisé et présenté sur la figure 3.17. Ce formage a été effectué sans plissements, ce qui a été confirmé par la simulation. Il a été constaté que la déformation d’une couche orientée à $0^\circ/90^\circ$ et $\pm 45^\circ$ était très différente et qu’il y avait un glissement important entre les couches d’orientations différentes.

3.6 Conclusion

Des études expérimentales et des simulations du drapage ont montré que le motif du tissage jouait un rôle important dans la faisabilité du drapage sur une géométrie donnée. La géométrie de la boîte carrée, réputée difficile, pouvait être drapée dans le cas d'un renfort en satin alors que sa réalisation avec un tissu de taffetas entraînait des plissements inacceptables. Un autre résultat concernait la mise en forme simultanée de plusieurs couches. Alors que les deux tissus étudiés ont pu être drapés sans défaut sur une seule couche, le drapage simultané de plusieurs couches de taffetas de verre avec des orientations différentes a donné lieu à des plissements, comme cela a été observé dans plusieurs études. D'autre part, la mise en forme simultanée de plusieurs couches de satin de carbone d'orientations différentes était possible sans plissements, indépendamment du fait que l'on utilise une géométrie hémisphérique ou une géométrie de la boîte carrée. En conclusion, le motif de tissage a eu une influence majeure sur la possibilité de draper un renfort textile.

Il est à noter que les simulations numériques de tous les drapages (pour les deux tissus, pour une ou plusieurs couches, pour la géométrie hémisphérique ou de la boîte carrée) ont donné des résultats cohérents avec les expériences et avec la possibilité ou non de réaliser le processus de mise en forme. Cela implique que les données utilisées par la simulation contenaient des informations pertinentes pour déterminer la possibilité ou non d'obtenir un drapage sans plissements, et pour décrire les plissements lorsqu'ils existent.

Dans une approche de coque, les caractéristiques de tension, de cisaillement dans le plan et de flexion et l'équilibre des énergies de déformation correspondantes (Équation 3.1) déterminent si le drapage conduit ou non à des plissements pour un processus donné. Ces caractéristiques mécaniques sont des quantités physiques bien définies et mesurables. Utilisées dans une simulation de drapage sur une géométrie donnée, tout en tenant compte des conditions aux limites, elles permettent de conclure s'il est possible ou non de réaliser le drapage. D'autre part, l'angle de verrouillage du cisaillement n'est pas suffisant pour déterminer si le drapage est possible. L'approche de la simulation proposée est également différente de celle des systèmes de mesure de la drapabilité (drape tester) qui tentent de quantifier la drapabilité malgré le fait qu'il ne s'agit pas d'une entité physique mesurable. Enfin, les procédés de préformage présentés pour les renforts textiles montrent l'inadéquation des approches cinématiques (filet à pointes) dans ces cas, car ces méthodes ne tiennent pas compte des caractéristiques mécaniques des tissus, et notamment du motif de tissage, qui sont ici essentielles.

3.7 Bilan - Chapitre 3

Dans ce chapitre, la drapabilité des deux tissus avec différents motifs de tissage est étudiée. Les expériences et les simulations ont été réalisées par monocouche et multicouche orientée différemment en drapant un hémisphère et une boîte carrée. Une meilleure drapabilité, sans plissement, est obtenue en utilisant le tissu de satin de carbone. De plus, la réussite du drapage de la boîte carrée sans plissement était la première fois dans notre domaine que les renforts multicouches ont pu être drapés sur une géométrie difficile. Finalement, cette étude nous permet de mieux comprendre la drapabilité des différents types de tissu et offre une possibilité de draper une géométrie difficile sans plissements.

Dans le prochain chapitre, une nouvelle technologie de renforcement dans l'épaisseur de renforts multicouches, dite le piquage, sera concernée. L'objectif de cette technique est d'améliorer la propriété mécanique des renforts multicouches dans l'épaisseur pour obtenir une meilleure drapabilité. La modélisation numérique du piquage sera réalisée afin de prédire correctement ses comportements mécaniques et de pouvoir l'utiliser dans la simulation de la mise en forme.

Chapitre 4

Modélisation et simulation des renforts multicouches liés par piquage

Sommaire

4.1	Introduction	88
4.2	Échelles de la modélisation du piquage	90
4.3	Modélisation du piquage par éléments finis	92
4.3.1	Modélisation des contacts et des frottements	92
4.3.1.1	Contact normal	93
4.3.1.2	Contact tangentiel : modèle de frottement	95
4.3.1.3	Modèle du piquage 1 et modèle du piquage 2	97
4.3.2	Construction du trou et du fil de piquage	99
4.3.2.1	Construction du trou de piquage	99
4.3.2.2	Construction du fil de piquage	100
4.3.2.3	Flexion du fil de piquage	104
4.3.3	Détection des contacts	106
4.3.4	Continuité du fil pendant le glissement	109
4.3.4.1	Transition des segments d’Hermite	110
4.3.4.2	Sortie du fil de piquage	111
4.4	Application à la simulation du glissement du piquage	112
4.4.1	Test 1 : un fil de piquage avec une couche de renfort	112
4.4.2	Test 2 : un fil de piquage avec quatre couches de renfort	114
4.4.3	Test 3 : deux boucles de piquage avec quatre couches de renfort	116
4.5	Bilan - Chapitre 4	117

4.1 Introduction

Dans l'industrie aéronautique et aérospatiale, des pièces composites plus épaisses et plus complexes sont nécessaires. Les renforts multicouches sont largement utilisés pour obtenir une certaine épaisseur pour la pièce. Des techniques du renforcement tridimensionnels (3D) ont été développées pour augmenter les performances dans la direction de l'épaisseur des renforts multicouches.

Afin de renforcer des renforts multicouches, les fils des fibres peuvent être insérés en utilisant différentes méthodes, telles que le cloutage (Z-pinning), la couture (Stitching) ou le piquage (Tufting) [MOU 99, MOU 07, MOU 10, ZHA 13, M'M 16, GNA 17, GER 19].

La technique de piquage basée sur le procédé de couture conventionnel a été développée à l'origine pour la fabrication de tapis et reconnue récemment comme un moyen important de développer le renforcement à travers l'épaisseur des composites [CAR 06, DEL 16]. Actuellement, elle est devenue l'une des techniques les plus efficaces pour améliorer la résistance au décollement pour la préforme multicouche.

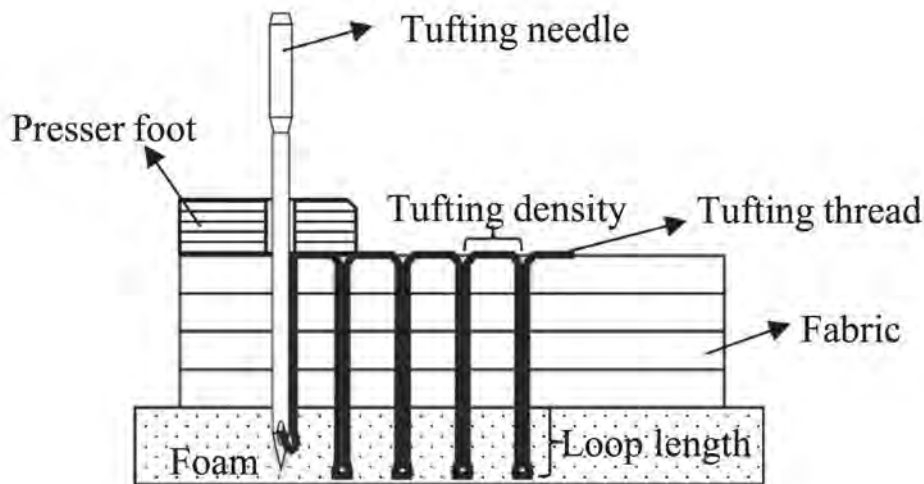


FIGURE 4.1 – Schéma du principe de piquage [SHE 19b]

La figure 4.1 montre le processus de la fabrication d'une préforme piquée. Grâce à une aiguille creuse, le fil peut être inséré dans une préforme sèche à travers de son épaisseur d'un seul côté sans aucune tension. La boucle de piquage peut être maintenue par préforme grâce à l'interaction entre le piquage et le renfort. Par rapport à la technique de couture (stitching), le piquage est plus simple car il n'a pas besoin de deux fils pour s'emboîter sur les deux côtés de la préforme. De plus, le système d'introduction du fil peut réduire la dégradation des renforts lors de la formation des boucles de piquage.

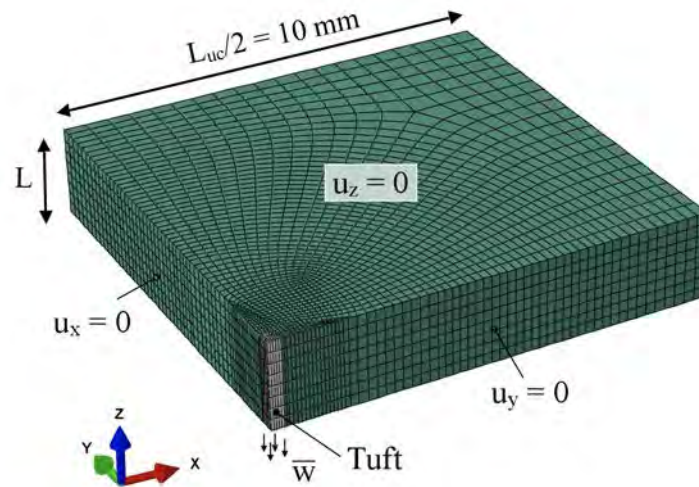


FIGURE 4.2 – Modèle par éléments finis d'un panneau composite avec un seul piquage [OSM 16]

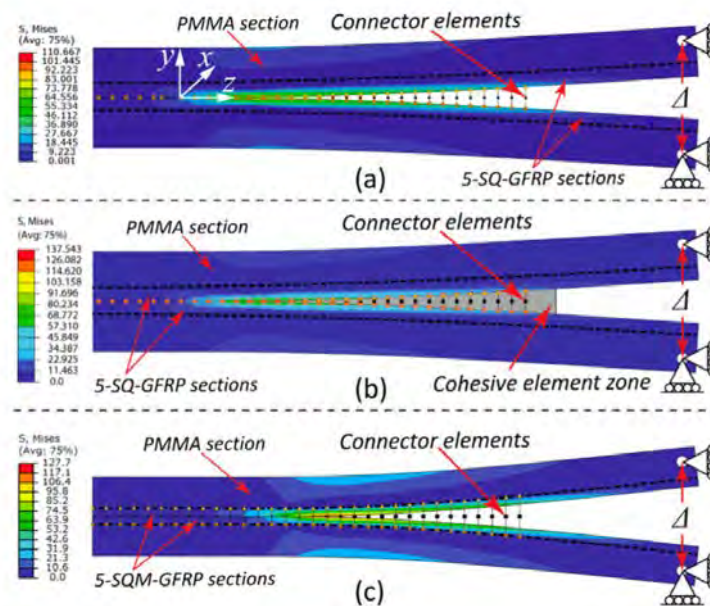


FIGURE 4.3 – Modèle par éléments finis des DCBs piqués [PAP 17]

Des modèles ont été proposés pour simuler le décollement d'une pièce composite liée par piquage (Figures 4.2 et 4.3). Les analyses d'éléments finis ont été effectuées à l'aide de *Abaqus*. Le piquage a été modélisé par les éléments de type C3D8 (Figure 4.2) et les éléments de connecteur (Figure 4.3). Cependant, il n'existe, à l'heure actuelle, aucun modèle pour simuler la mise en forme des renforts multicouches liés par piquage.

4.2 Échelles de la modélisation du piquage

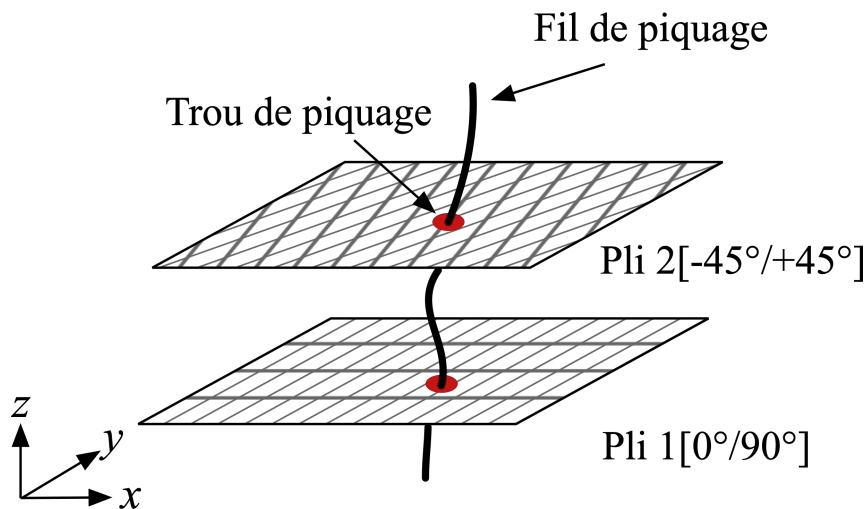
Avant de modéliser le piquage, la détermination de l'échelle du modèle est importante. Actuellement, trois échelles principales sont disponibles pour la modélisation : échelle microscopique, échelle mésoscopique et échelle macroscopique. Une combinaison entre ces échelles est également possible.



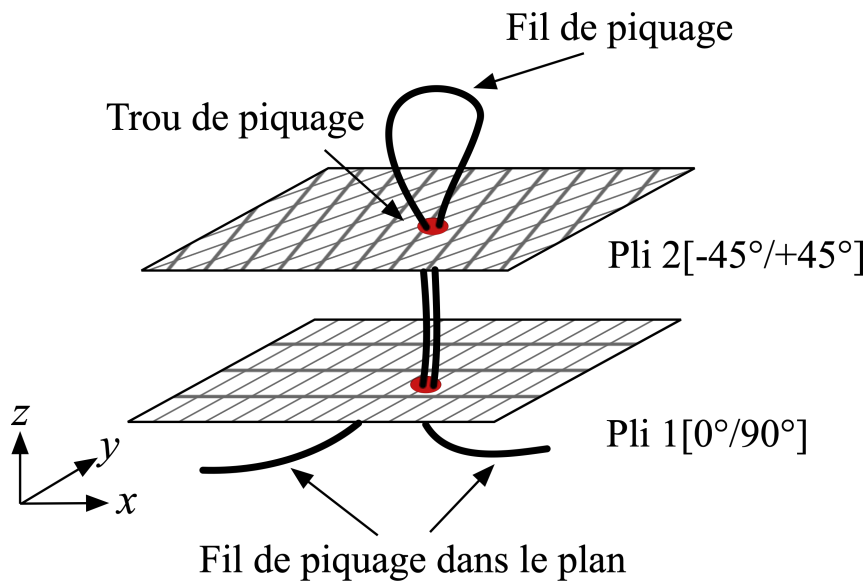
FIGURE 4.4 – Boucle de piquage dans une préforme piquée

La figure 4.4 présente une préforme piquée où les renforts multicouches sont liés par des boucles de piquage. Le nombre de couches dans cette figure est de deux, cependant, en fonction de différente épaisseur de la pièce composite, le nombre de couches peut atteindre jusqu'à 100 couches.

Il est important de développer un modèle qui est capable de simuler les renforts multicouches et le piquage en même temps. La déformation du piquage (mésoscopique) et du renfort (macroscopique) lors de la mise en forme nécessitent d'être modélisées par une approche méso-macroscopique. L'utilisation de cette approche permet de réduire le nombre d'éléments finis et d'économiser le temps de calcul par rapport un modèle mésoscopique.



(a) Modèle du piquage 1



(b) Modèle du piquage 2

FIGURE 4.5 – Schématisation des deux modèles du piquage

Deux modèles du piquage seront développés dans cette étude, la figure 4.5 représente le principe de ces modèles :

- *Modèle du piquage 1* : Le piquage est représenté par un fil qui traverse dans la direction de l'épaisseur des renforts multicouches (Figure 4.5a);
- *Modèle du piquage 2* : Le piquage est modélisé entièrement par sa boucle et son fil qui sont respectivement hors plan et dans le plan (Figure 4.5b).

4.3 Modélisation du piquage par éléments finis

Dans cette section, deux modèles du piquage seront développés par les approches d'éléments finis. L'interaction entre les renforts et le piquage sera gérée par des algorithmes de contact normal et tangentiel. Afin d'assurer le glissement du piquage à travers les renforts, l'algorithme de détection des contacts, la continuité de glissement du piquage et la gestion de sortie du piquage seront indispensables pour les modèles du piquage.

4.3.1 Modélisation des contacts et des frottements

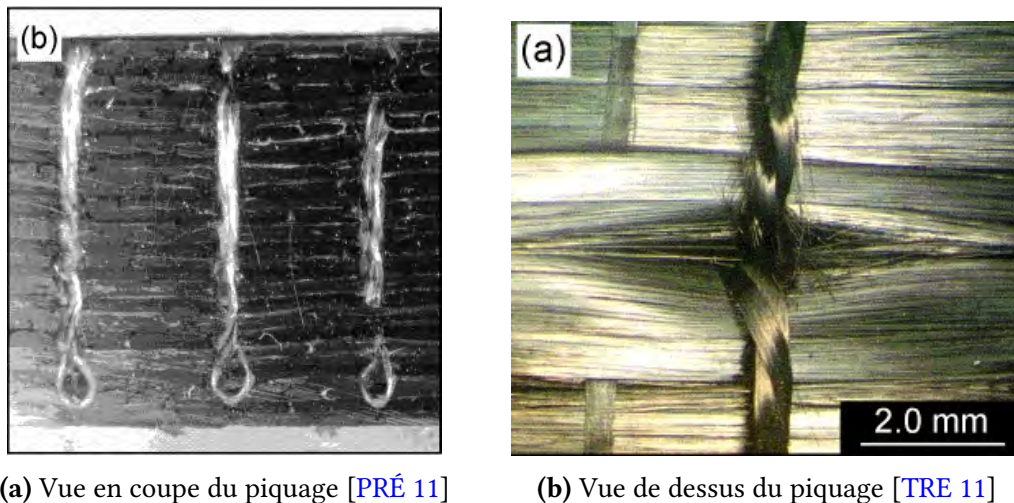


FIGURE 4.6 – Micro-observation du piquage

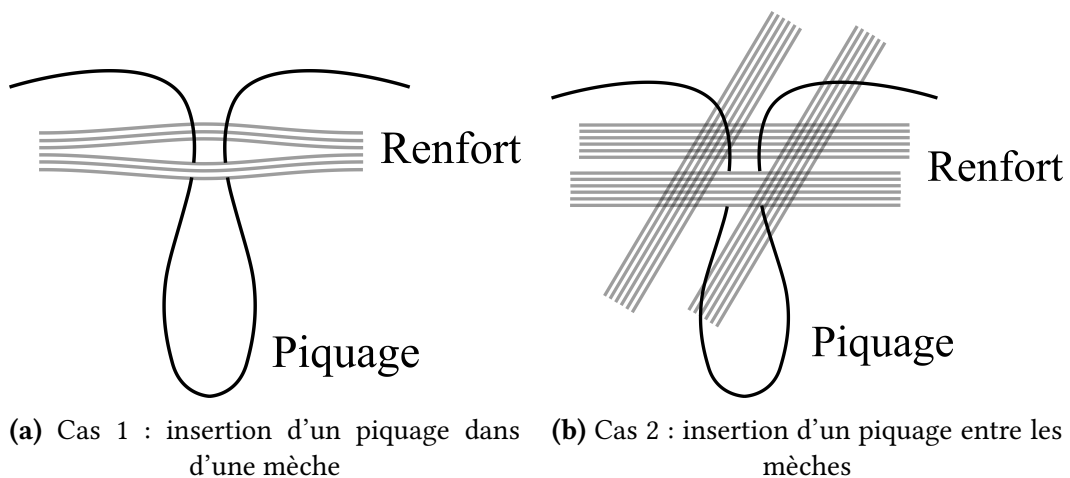


FIGURE 4.7 – Schématisation des différents cas d'insertion du piquage

Après l'insertion du fil de piquage, la pénétration provoque une ouverture partielle du faisceau de fibres qui sont initialement parallèles et serrées (Figures 4.6a et 4.6b). Le piquage peut être inséré soit dans une mèche (Figure 4.7a), soit dans l'espace entre les mèches de chaîne et de trame (Figure 4.7b). Dans ces deux cas, le piquage se trouve dans une position relativement fixe dans un renfort grâce à l'interaction entre le réseau des mèches et le piquage. On suppose alors que la position du trou de piquage par rapport au renfort reste constante sur l'ensemble de la mise en forme.

4.3.1.1 Contact normal

Dans les modèles du piquage, le trou de piquage est simplifié en un point d'intersection virtuel C_h sur le renfort composite Γ , et le fil de piquage est représenté numériquement par une seule ligne flexible ξ_m , comme le montre la figure 4.8. Il s'agit généralement d'un problème de contact nœud-à-segment (NTS).

Afin de contraindre le fil de piquage à être positionné dans le trou, une force de contact normal doit être appliquée entre eux. Cette force normale fera glisser le fil de piquage sous le contrôle du trou. L'écart normal g_N est leur distance minimale, qui répond à la condition orthogonale de l'équation 4.3.

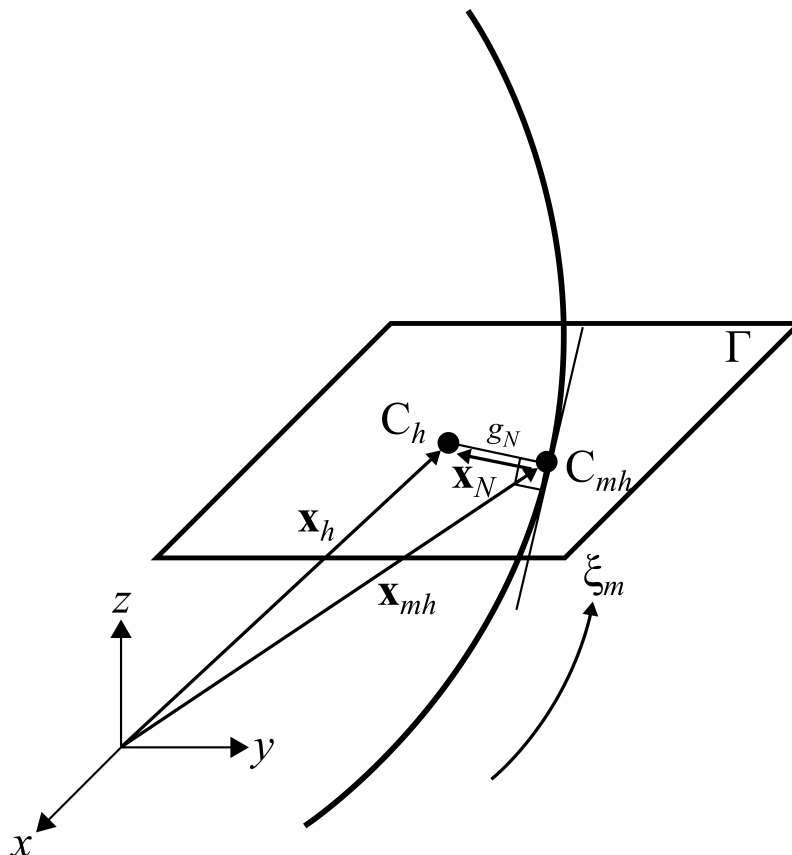


FIGURE 4.8 – Schématisation du contact normal du modèle de piquage

Le vecteur normal \mathbf{x}_N entre le trou de piquage (C_h) et le point de contact (C_{mh}) sur le fil de piquage peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\mathbf{x}_N = \mathbf{x}_h - \mathbf{x}_{mh} \quad (4.1)$$

De plus, à partir du vecteur normal \mathbf{x}_N , on obtient :

$$g_N = \|\mathbf{x}_N\| \quad (4.2)$$

Le vecteur normal doit d'être perpendiculaire au fil de piquage et satisfaire la condition orthogonale suivante :

$$\mathbf{x}_N \cdot \mathbf{x}_{N,m} = 0 \quad (4.3)$$

La méthode de pénalité est appliquée pour calculer la force de contact normal :

$$\|\mathbf{F}_N\| = k_N g_N \quad (4.4)$$

D'où k_N est la rigidité de pénalité du contact normal.

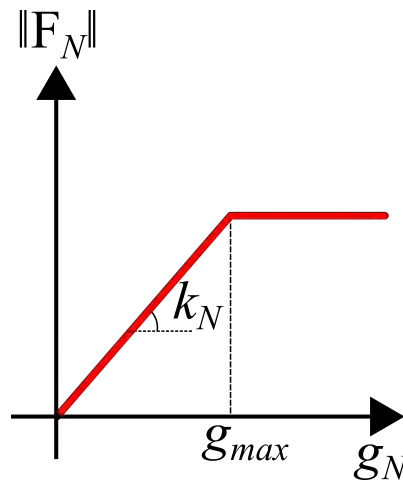


FIGURE 4.9 – Régulation de la rigidité de contact

L'adaptation locale de la rigidité de contact (k_N) a été proposée dans [CHA 04] et utilisé dans [DUR 12] pour stabiliser le calcul de la force de contact normal. Une régulation de la rigidité de contact (Figure 4.9) est développée pour les modèles du piquage, car le fil de piquage est assez souple et ceci conduirait à une instabilité si la rigidité de contact reste constant. Cela est basée sur l'écart maximal souhaité (g_{max}). Lorsque l'écart actuel est au-delà de l'écart maximal, la rigidité de contact va être modifiée par l'algorithme de régulation afin d'éviter une force de contact normal trop importante.

La relation entre l'écart maximal et la force normale peut s'écrire de façon suivante :

$$\begin{cases} \text{si } 0 < g_N \leq g_{max}, \|\mathbf{F}_N\| = k_N g_N \\ \text{si } g_N > g_{max}, \|\mathbf{F}_N\| = k_N g_{max} \end{cases} \quad (4.5)$$

4.3.1.2 Contact tangentiel : modèle de frottement

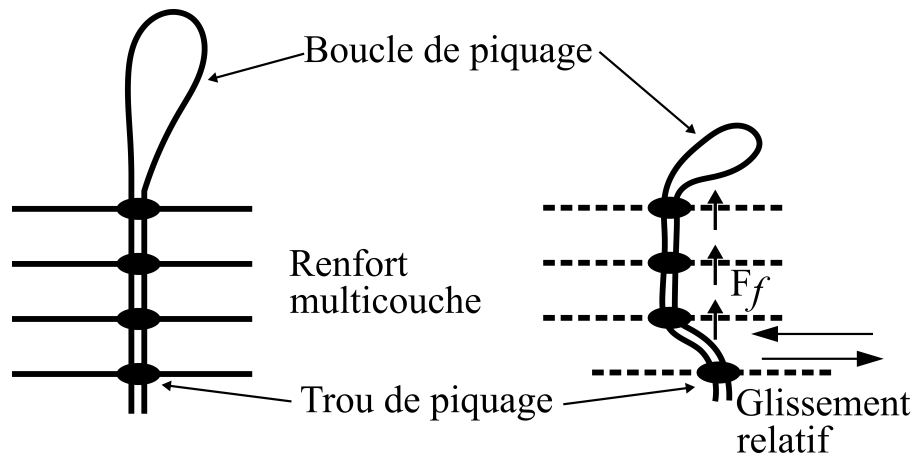


FIGURE 4.10 – Schématisation du frottement d'une boucle de piquage : l'état initial (gauche) et l'état déformé (droit)

Une autre interaction importante du piquage est l'interaction par frottement (Figure 4.10). Du fait que la position du piquage dans un renfort peut être différente (Figure 4.7), ceci conduit à une répartition hétérogène du frottement pour les points de piquage sur un renfort. De plus, les facteurs comme la déformation du renfort, le chargement du serre-flan et l'interaction entre la boucle de piquage et le trou ont également d'une influence.

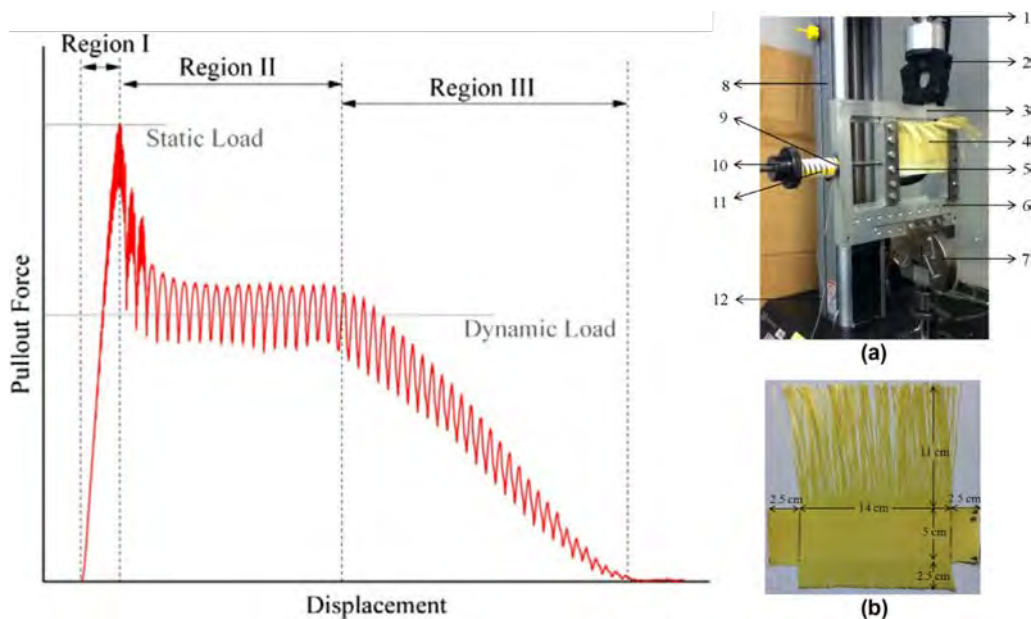


FIGURE 4.11 – Courbe de charge-déplacement lors d'un essai "pull-out" d'une mèche [NIL 13]

Afin de faciliter la gestion du frottement pour le piquage, le comportement du frottement d'une mèche du renfort lors de son glissement (Figure 4.11) [ZHU 11, NIL 13] est appliqué dans le modèle du piquage. La force de frottement du chaque point d'interaction sur un fil de piquage est considérée comme une force constante lorsqu'il y a glissement. Bien que le frottement du piquage soit constant dans le modèle, sa valeur permet de représenter le niveau de l'interaction entre le trou et la boucle de piquage.

Le modèle de frottement du piquage peut s'exprimer de façon adhérent-glissant ("stick-slip" en anglais) :

$$\begin{cases} \text{si } \|\mathbf{F}_T\| - \|\mathbf{F}_f\| < 0, \text{ alors } v_T = 0 \\ \text{si } \|\mathbf{F}_T\| - \|\mathbf{F}_f\| = 0, \text{ alors } v_T \geq 0 \end{cases} \quad (4.6)$$

Où v_T est la vitesse de glissement du piquage, \mathbf{F}_T et \mathbf{F}_f sont respectivement la force de contact tangentielle et le frottement seuil du piquage. La première condition est une condition d'adhérence. La seconde indique la condition de glissement où la vitesse est colinéaire à la force tangentielle. Le frottement seuil entre chaque fil et trou de piquage (\mathbf{F}_f) lors de son glissement est constant :

$$\|\mathbf{F}_f\| = \text{constant} \quad (4.7)$$

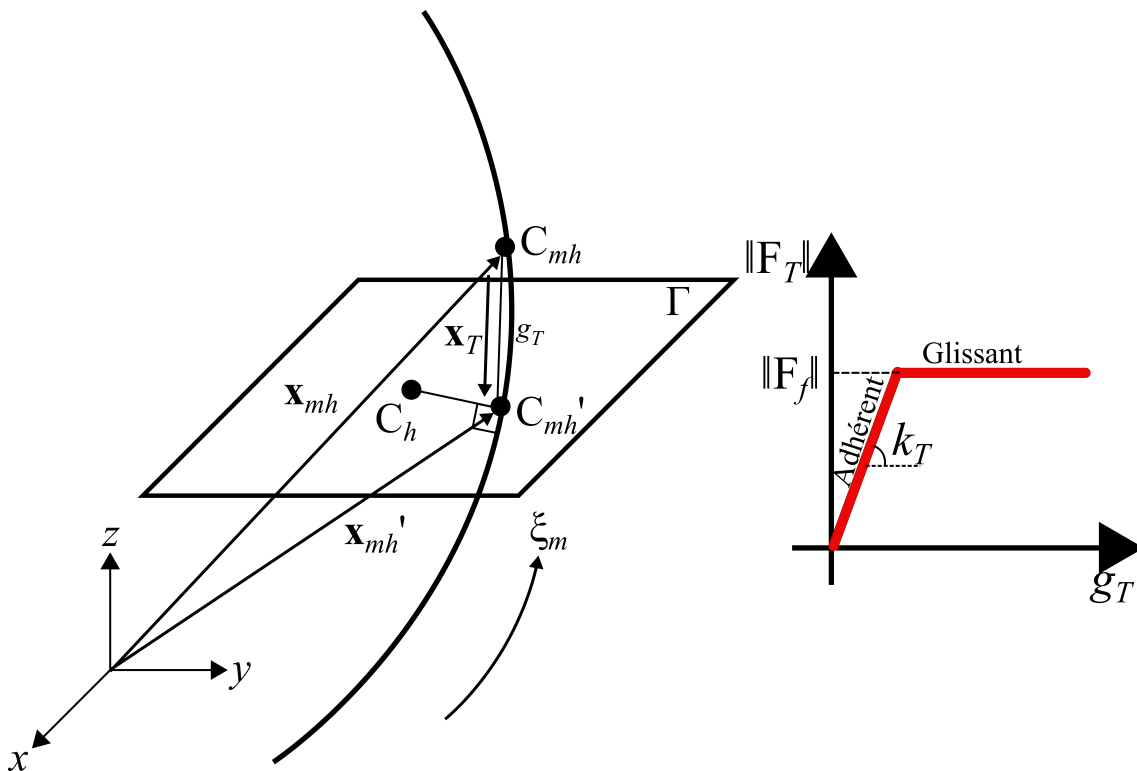


FIGURE 4.12 – Schématisation du modèle de frottement pour le piquage

Les valeurs réelles de la force de contact tangentielle dépendent de l'état de frottement actuel, c'est-à-dire de l'adhérence ou du glissement. Dans le cas d'adhérence, lorsque le critère d'adhérence (Équation 4.6) est rempli, la force de contact tangentielle (\mathbf{F}_T) peut être représentée, dans le cadre de la méthode de pénalité, par la rigidité de pénalité du contact tangentielle (k_T) et l'écart du glissement du piquage (g_T) :

$$\|\mathbf{F}_T\| = k_T g_T \quad (4.8)$$

Où g_T est le glissement du piquage entre les points de contact sur le fil de piquage dans la configuration précédente (C_{mh}) et dans la configuration actuelle (C_{mh}'), comme le montre la figure 4.12. Il est la norme du vecteur du glissement entre la configuration actuelle et précédente :

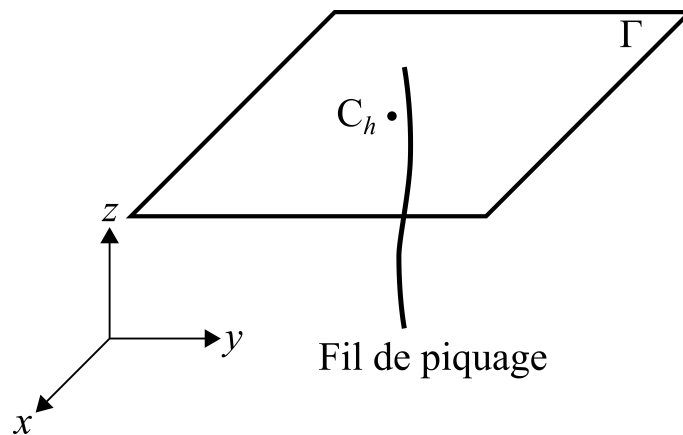
$$g_T = \|\mathbf{x}_T\| = \|\mathbf{x}_{mh}' - \mathbf{x}_{mh}\| \quad (4.9)$$

Dans le cas de glissement, lorsque le critère de glissement est satisfait (Équation 4.6), la force de contact tangentielle (\mathbf{F}_T) doivent être mis à jour :

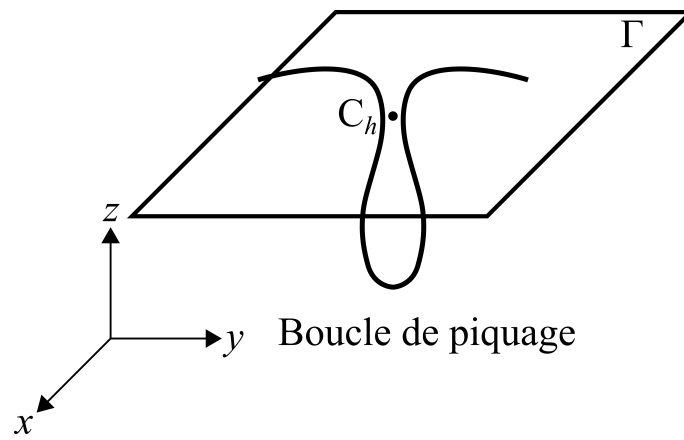
$$\|\mathbf{F}_T\| = \|\mathbf{F}_f\| \quad (4.10)$$

L'identification du frottement seuil (\mathbf{F}_f) sera effectuée à l'aide d'une approche inverse et sera présentée dans le prochain chapitre.

4.3.1.3 Modèle du piquage 1 et modèle du piquage 2



(a) Modèle du piquage 1



(b) Modèle du piquage 2

FIGURE 4.13 – Schématisation des deux modèles du piquage

Deux modèles du piquage sont proposés, comme le montre la figure 4.13. Le modèle du piquage 1 (Figure 4.13a) est un modèle simple qui représente seulement le fil de piquage dans la direction de l'épaisseur.

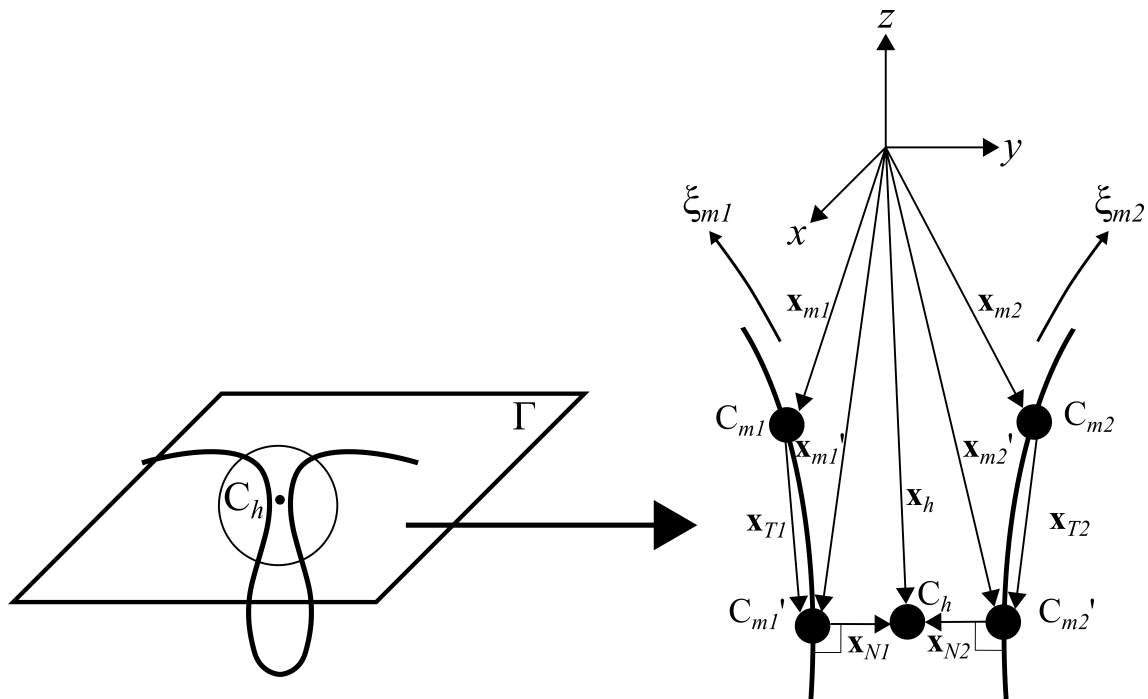


FIGURE 4.14 – Schématisation du modèle du piquage 2

Le modèle du piquage 2 concerne la structure complète de la boucle de piquage et le fil de piquage dans le plan (Figure 4.13). La déformation de la boucle de piquage et le comportement du fil qui relie des points de piquage peuvent donc être obtenus dans la simulation.

En terme de la gestion des contacts, la figure 4.14 présente l'algorithme de contact du modèle du piquage 2. Au lieu de calculer le contact pour un seul fil, la force de contact normal et tangentiel sont obtenues séparément sur les deux côtés des fils, ceux qui forment une boucle de piquage. Un inconvénient de ce modèle est que le temps de calcul est augmenté par rapport au modèle du piquage 1. Donc, il faut bien sélectionner un des deux modèles pour répondre à chaque besoin.

4.3.2 Construction du trou et du fil de piquage

4.3.2.1 Construction du trou de piquage

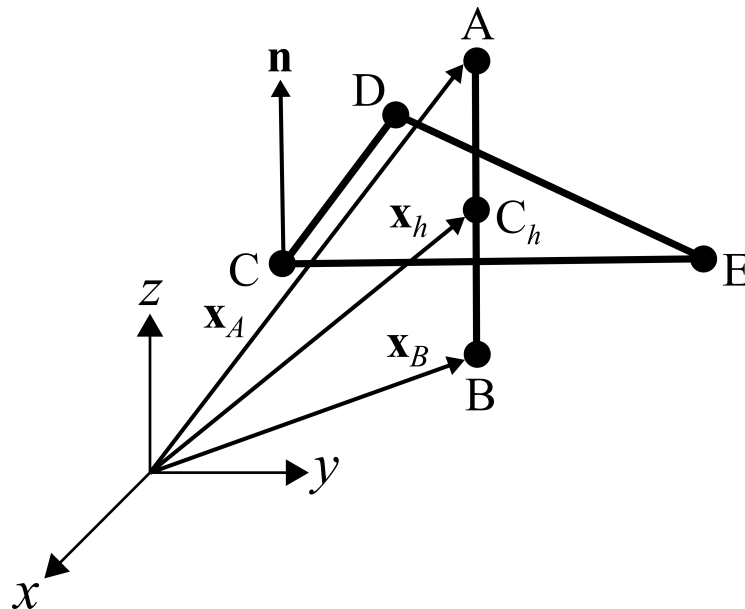


FIGURE 4.15 – Schématisation du trou de piquage

Le trou de piquage dans les modèles du piquage n'est pas une véritable structure semblable à un trou. Le trou de piquage est représenté par un point virtuel qui est le point d'intersection entre l'élément barre et l'élément coque triangulaire (Figure 4.15). La détermination du trou de piquage dépend de la position relative entre la barre et la coque.

Le vecteur qui représente un élément barre peut s'écrire de façon suivante :

$$\mathbf{v} = \mathbf{x}_A - \mathbf{x}_B \quad (4.11)$$

Où \mathbf{x}_A (A_1, A_2, A_3) et \mathbf{x}_B (B_1, B_2, B_3) sont les deux vecteurs qui représentent les nœuds d'un élément barre.

Le produit scalaire entre le vecteur d'élément barre et le vecteur normal d'élément coque est :

$$v_{pt} = \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} \quad (4.12)$$

Où $\mathbf{n} (n_1, n_2, n_3)$ est le vecteur normal dans le plan de l'élément coque triangulaire.

En injectant ce produit scalaire et les vecteurs utilisés dans les équations précédentes, une composante des coordonnées polaires peut être écrite de la méthode suivante :

$$t = \frac{\mathbf{n} \cdot (\mathbf{p} - \mathbf{x}_A)}{vpt} \quad (4.13)$$

Où $\mathbf{p} (p_1, p_2, p_3)$ est un point aléatoire sur le plan de l'élément triangulaire.

La position du point d'intersection entre la barre et la coque dans les coordonnées globales est la suivante :

$$C_h = \mathbf{v} \cdot t + \mathbf{x}_A \quad (4.14)$$

Où $C_h (C_{h1}, C_{h2}, C_{h3})$ est la position du trou de piquage calculée (Figure 4.15).

Le trou de piquage déterminé par cette méthode peut se placer n'importe où dans le renfort. Une fois les éléments coques trouve les éléments barres, le calcul de la position d'intersection sera effectué automatiquement.

4.3.2.2 Construction du fil de piquage

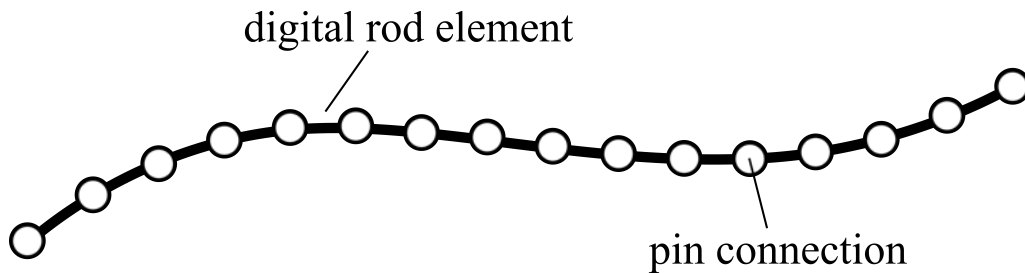
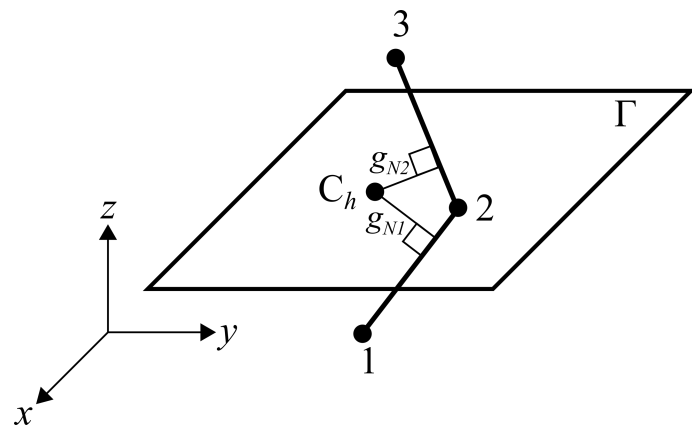


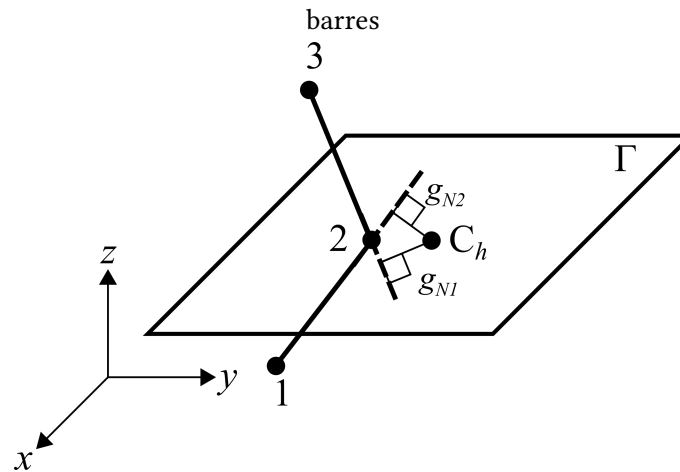
FIGURE 4.16 – Discrétisation d'un fil avec des éléments barres [GER 19]

Une chaîne d'éléments barres, appelée "digital rod element" a été développée et mise en œuvre pour la simulation des fibres [WAN 01] et est appliquée dans de nombreux cas différents [ZHO 04, MIA 08, WAN 10, WAN 16]. Dans les modèles du piquage, le fil de piquage va être représenté également par une chaîne d'éléments barres (Figure 4.16).

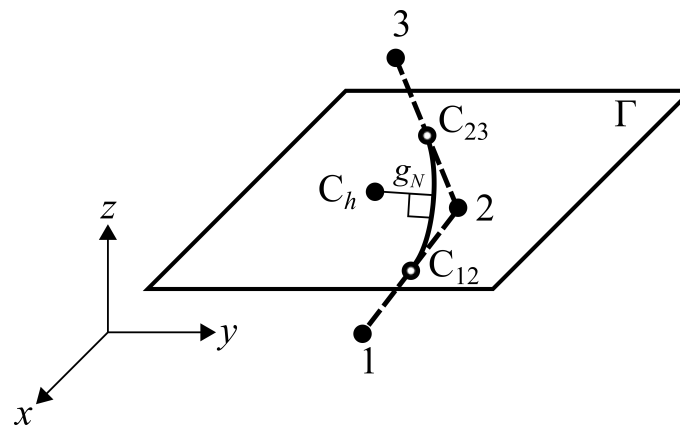
Une forte combinaison entre le piquage et le renfort est nécessaire pour les modèles du piquage. Dans ce cas, le fil de piquage doit être maintenu par le trou de piquage. Pour répondre à cette demande, bien qu'une chaîne d'éléments barres ait naturellement une continuité C_0 , elle est insuffisante pour que le fil de piquage puisse se déplacer en douceur dans le trou.



(a) Intérieur de la zone de contact commune entre les barres



(b) Extérieur de la zone de contact commune entre les barres



(c) Zone de contact lisse

FIGURE 4.17 – Comparaison entre la zone de contact non-lisse et lisse

Les figures 4.17a et 4.17b montrent que les problèmes possibles peuvent survenir dans la simulation si la chaîne des barres a une continuité C_0 . Lorsque le trou de piquage est

face à une zone de transition des deux segments, il devient complexe de sélectionner le segment le plus approprié pour la projection orthogonale :

- Si le trou est à l’intérieur de la zone de contact commune (Figure 4.17a), deux solutions sur les barres existent. Même si un algorithme de la comparaison g_{N1} et g_{N2} proposé par [ZAV 09] pourra être utilisé pour choisir celui qui est le plus proche du trou de piquage, une oscillation des nœuds sera générée et la simulation sera finalement divergente ;
- Si le trou est à l’extérieur de la zone de contact commune (Figure 4.17b), les deux solutions sont en dehors des barres. Dans ce cas, la distribution de la force de contact normal sur les deux nœuds de la barre sera non-réelle, en plus, elle va conduire à une divergence de calcul.

Par conséquent, une continuité d’ordre supérieur de la zone de contact est nécessaire pour relier deux segments adjacents, comme le montre la figure 4.17c. Cette zone de contact lisse va permettre d’obtenir une solution unique, que le trou de piquage soit à l’intérieur ou à l’extérieur.

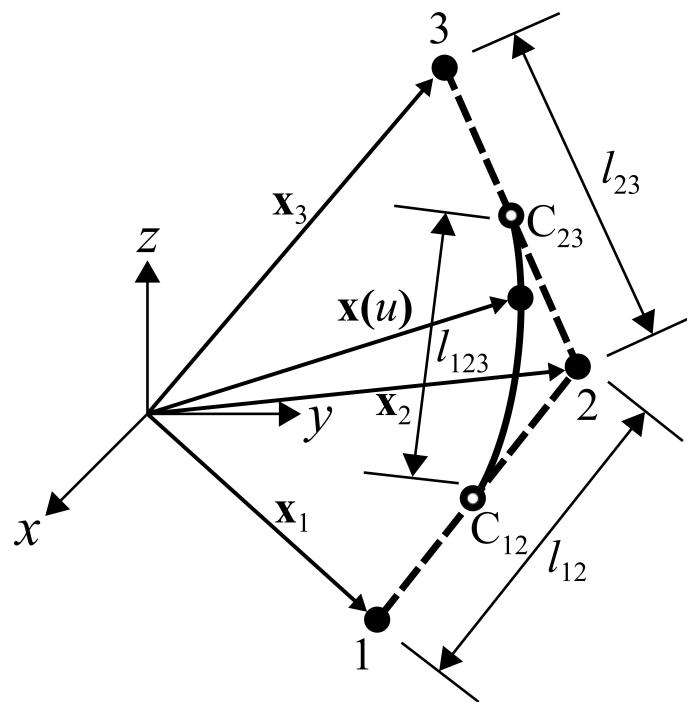


FIGURE 4.18 – Schématisation de l’interpolation d’Hermite en 3D

Des travaux [WRI 01, LIT 07, PFE 08] ont déjà proposé une courbe d’Hermite entre deux éléments barres ou poutres pour stabiliser le calcul. Le présent travail utilise également une courbe de l’interpolation d’Hermite en 3D avec une continuité de C_1 pour les modèles du piquage (Figure 4.18). Elle garantit le déplacement en douceur du fil de piquage à partir du trou de piquage, sans aucune discontinuité.

Un polynôme d'Hermite peut être défini par une fonction de son vecteur de position suivante :

$$\mathbf{x}(u) = [u^3 \quad u^2 \quad u \quad 1] \begin{bmatrix} 2 & -2 & 1 & 1 \\ -3 & 3 & -2 & -1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} C_{12} \\ C_{23} \\ dC_{12} \\ dC_{23} \end{bmatrix}, u \in [0, 1] \quad (4.15)$$

Le C_{12} et le C_{23} sont les points centraux des deux segments, dC_{12} et dC_{23} sont leur dérivé. Ils peuvent s'écrire de façon suivante :

$$C_{12} = \frac{\mathbf{x}_1 + \mathbf{x}_2}{2} \quad (4.16)$$

$$C_{23} = \frac{\mathbf{x}_2 + \mathbf{x}_3}{2} \quad (4.17)$$

$$dC_{12} = \frac{\mathbf{x}_2 - \mathbf{x}_1}{2l_{12}} l_{123} \quad (4.18)$$

$$dC_{23} = \frac{\mathbf{x}_3 - \mathbf{x}_2}{2l_{23}} l_{123} \quad (4.19)$$

La longueur des segments dans les équations 4.18 et 4.19 peut être écrite de la forme suivante :

$$l_{12} = \|\mathbf{x}_2 - \mathbf{x}_1\| \quad (4.20)$$

$$l_{23} = \|\mathbf{x}_3 - \mathbf{x}_2\| \quad (4.21)$$

$$l_{123} = \left\| \frac{\mathbf{x}_1 + \mathbf{x}_2}{2} - \frac{\mathbf{x}_2 + \mathbf{x}_3}{2} \right\| \quad (4.22)$$

La position du point de contact normal (C_{mh}) doivent remplir les conditions d'orthogonalité le trou de piquage et la courbe de l'interpolation d'Hermite, comme le montre la figure 4.19). En modifiant l'équation 4.3, on obtient la condition d'orthogonalité adaptée pour la zone de contact lissée sous forme suivante :

$$\mathbf{x}_N \cdot \frac{\partial \mathbf{x}(u)}{\partial u} = 0 \quad (4.23)$$

Afin de pallier ce problème qui est non-linéaire, un algorithme de Newton-Raphson est utilisé pour résoudre l'équation 4.23 et obtenir la position du point de contact normal (C_{mh}).

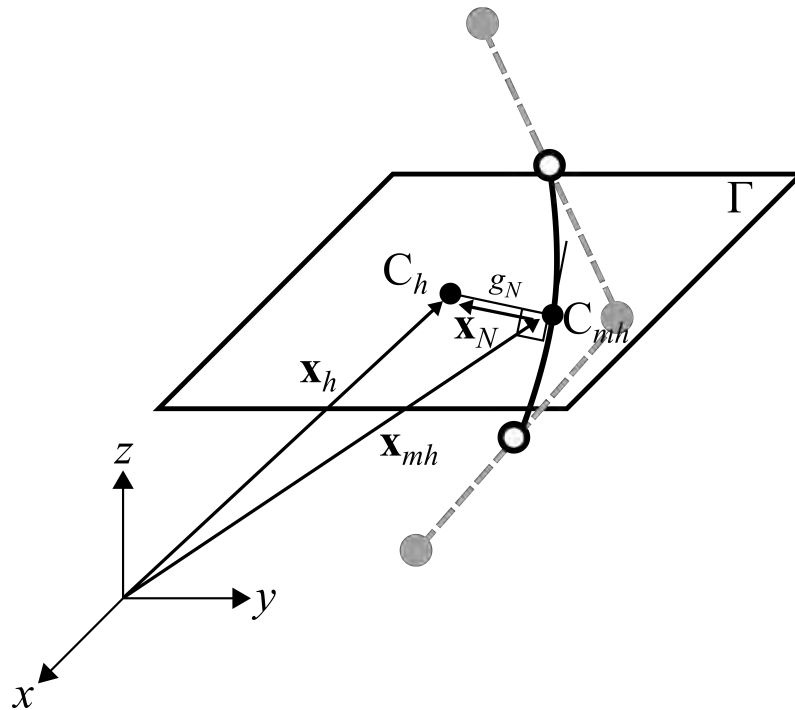
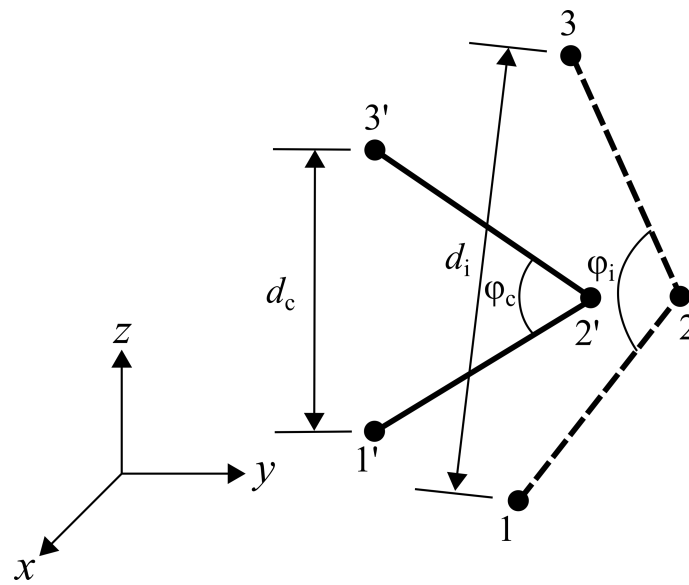


FIGURE 4.19 – Schématisation du contact normal sur l’interpolation d’Hermite entre les barres

4.3.2.3 Flexion du fil de piquage



(a) Configuration initiale et actuelle des éléments barres adjacents

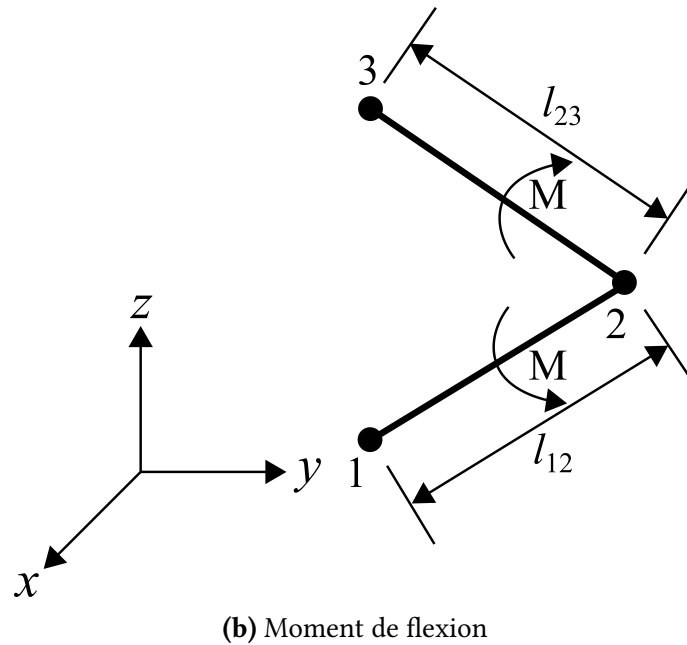


FIGURE 4.20 – Schématisation de la flexion du fil de piquage

Pour un fil de piquage contenant des milliers de fibres [TEI 20], la rigidité en flexion du fil de piquage peut avoir un rôle non négligeable. En raison de la grande déformation et de la non-linéarité du fil de piquage, un modèle de flexion sans rotation (“rotation-free” en anglais) efficace pour le calcul de la flexion [SMO 18] est utilisé dans les modèles du piquage.

Compte tenu de l’expression mathématique de la courbure en trois points (Menger curvature [BLA 11]), la courbure initiale des éléments barres adjacents peut être calculée selon la formule suivante :

$$\chi_i = 2 \frac{\sin \varphi_i}{d_i} \text{ [SMO 18]} \quad (4.24)$$

Où φ_i est l’angle initial entre les segments de barre et d_i est la distance initiale entre le nœud 1 et le nœud 3 de la figure 4.20a. La courbure dans la configuration actuelle est obtenue par l’équation suivante :

$$\chi_c = 2 \frac{\sin \varphi_c}{d_c} \quad (4.25)$$

Où φ_c et d_c sont respectivement l’angle actuel et la distance entre deux segments adjacents. La variation de la courbure $\Delta\chi$ entre les deux configurations est obtenue comme :

$$\Delta\chi = \chi_c - \chi_i \quad (4.26)$$

Le moment de flexion (Figure 4.20b) est appliqué sur les barres adjacentes. La relation moment-courbure pour le fil de piquage est considérée comme linéaire :

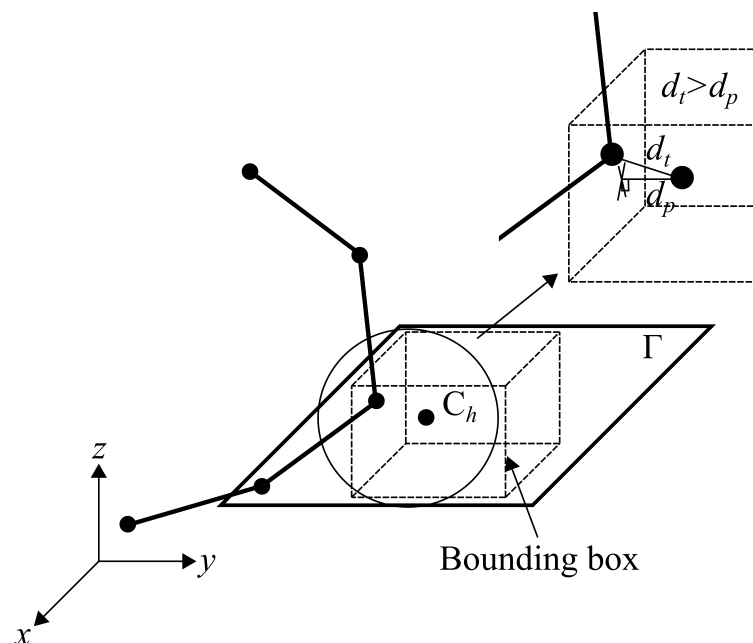
$$M = G\Delta\chi \quad (4.27)$$

Où G est la rigidité de flexion du fil de piquage.

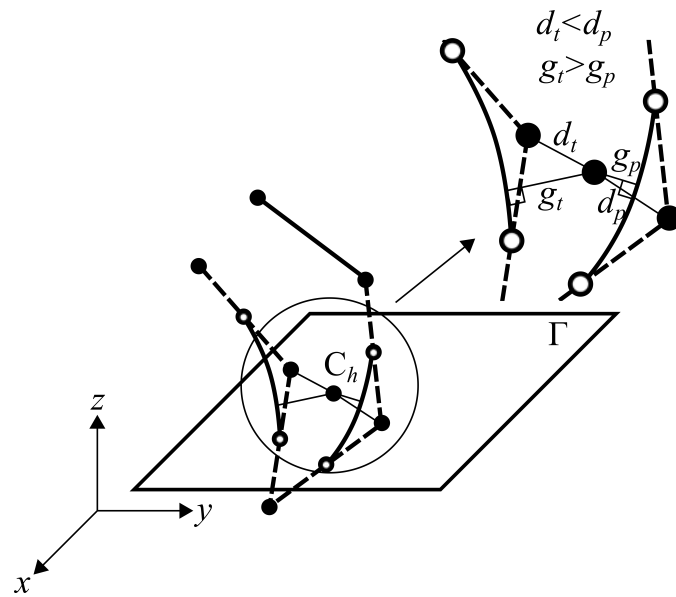
4.3.3 Détection des contacts

La localisation des points de contact est une étape indispensable de la gestion de contact. De plus, c'est l'un des principaux coûts de calcul, tant dans les calculs explicites que dans les calculs implicites. Une détection des contacts rapide et précise n'est pas une tâche facile et doit être étudiée en détail. Nous présenterons dans cette section une méthode de détection des contacts adaptée pour les modèles du piquage.

Les algorithmes existants pour la détection des contacts, comme ceux dans les travaux [PFE 08, DUR 12], doivent rechercher et comparer un grand nombre de candidats pour le contact, et la majorité d'entre eux ne seront finalement pas utilisées. Ainsi, ce type d'algorithmes coûte toujours beaucoup de temps de calcul pour trouver les paires de contacts. Dans les modèles du piquage, l'algorithme de détection des contacts aura une forte influence sur la stabilité et l'efficacité de la simulation du glissement du fil de piquage. Par conséquent, un algorithme de détection des contacts est développé et appliqué pour que les modèles du piquage soient stables et robustes.



(a) Cas spécifique 1 : en dehors de la “bounding box”



(b) Cas spécifique 2 : faux nœud détecté par la “bounding box”

FIGURE 4.21 – Cas spécifiques de la méthode de “bounding box”

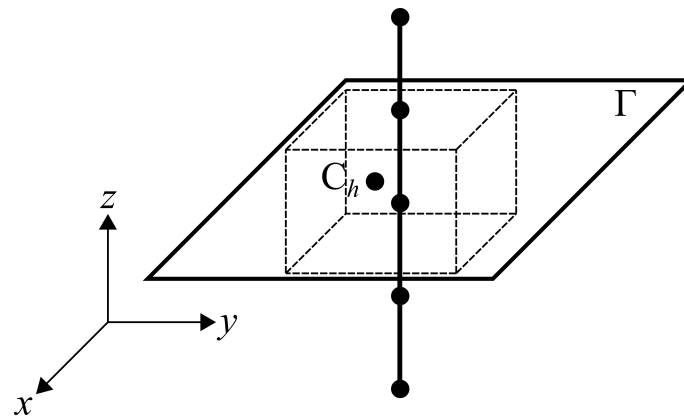
L’objectif de la détection des contacts est de toujours trouver le bon nœud actif sur chaque pas de temps. Ce nœud actif doit être le plus proche du trou de piquage (C_h). Il existe de nombreuses façons d’atteindre cet objectif, par exemple, une “bounding box”, qui est souvent utilisée dans le domaine de la mécanique des contacts [YAS 13], peut être appliquée autour du trou de piquage. Cette méthode fonctionnera, mais ce n’est pas la meilleure solution pour les modèles du piquage. En utilisant uniquement la “bounding box”, les cas spécifiques qui entraîneront une divergence de calcul sont les suivants :

- *Cas spécifique 1* : Lorsque le glissement du fil de piquage, le nœud actif pourra bouger en dehors de la “bounding box” (Figure 4.21a). Dans ce cas, la “bounding box” qui est autour du trou de piquage (C_h) ne peut pas trouver le nœud actif sur le fil de piquage ;
- *Cas spécifique 2* : Une grande déformation du fil de piquage va apparaître dans la simulation à cause de sa souplesse, et elle donnera une courbure du fil très importante. Le cas spécifique montré par la figure 4.21b est à l’origine de cette grande déformation. Dans ce cas, le fil de piquage semble être plié. Bien que la “bounding box” puisse trouver tous les nœuds qui sont dedans, le nœud qui a une distance minimale par rapport au trou de piquage peut ne pas être celui qui possède une distance projetée minimale sur l’interpolation d’Hermite. Par conséquent, la force de contact normal obtenue par la fausse distance projetée sera appliquée sur le nœud actif, et le calcul divergera due à cette force non-réelle.

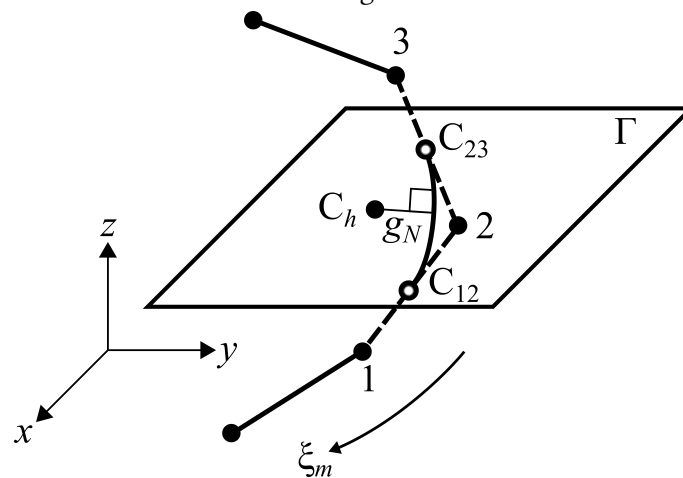
Afin de réduire le temps de calcul, ainsi que d’éviter les cas spécifiques, un algorithme, qui combine une recherche de la “bounding box” et une recherche des nœuds voisins,

est développé (Figure 4.22). Cet algorithme est constitué d'étapes suivantes :

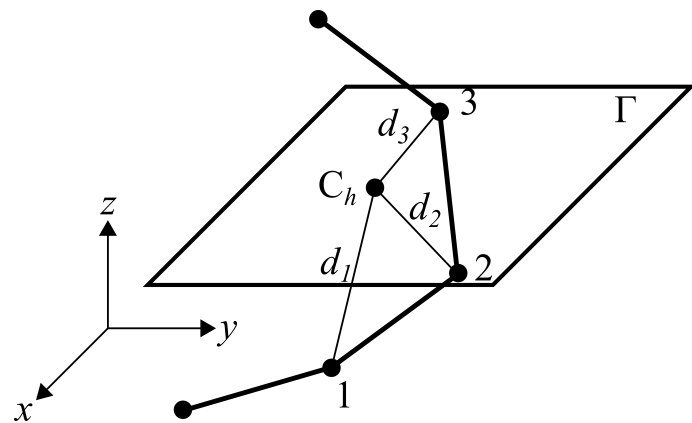
- *Recherche du nœud initial* : À l'état initial t_0 , le premier nœud actif est trouvé par une recherche de la "bounding box" (Figure 4.22a). Ensuite, ce nœud va être renouvelé et stocké par le programme pour que l'état suivant puisse le rappeler ;
- *Recherche des nœuds voisins* : Lorsque l'état passe de t_n (Figure 4.22b) à t_{n+1} (Figure 4.22d), le nœud actif pour le calcul des contacts doit être mis à jour. Grâce au stockage du nœud actif à l'état t_n , une recherche de ses nœuds voisins est appliquée pour détecter le nouveau nœud actif. L'algorithme va calculer et comparer les distances d_1 , d_2 et d_3 (Figure 4.22c), une fois que la distance minimale est trouvée, le nœud correspondant va être considéré comme le nouveau nœud actif et va être stocké par le programme.



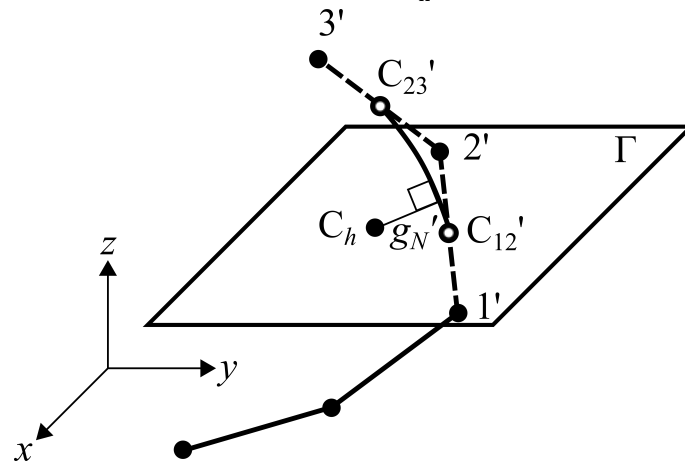
(a) État initial t_0 : recherche du nœud actif initial par la "bounding box"



(b) État t_n : stockage du nœud actif (nœud 2)



(c) État entre t_n et t_{n+1} : recherche des nœuds voisins du nœud actif à t_n



(d) État t_{n+1} : le nouveau nœud actif (nœud 2') est trouvé et stocké

FIGURE 4.22 – Algorithme développé pour la détection des contacts

En utilisant cette méthode, le processus de détection des contacts est devenu plus simple et efficace. La recherche des candidats pour le contact a été réduite de 100 nœuds à seulement 3 (nœud actif et ses deux nœuds voisins) sur chaque pas de temps. Le stockage du nœud actif à chaque état permet de toujours trouver le bon nœud actif et d'éviter les cas spécifiques.

4.3.4 Continuité du fil pendant le glissement

Le fil de piquage est représenté par une chaîne d'éléments barres (Section 4.3.2.2). Malgré l'établissement d'une interpolation d'Hermite et le développement d'un algorithme de détection des contacts, la gestion de la transition des segments d'Hermite lors du glissement du fil de piquage reste indispensable.

Dans cette section, une méthode pour gérer la transition des segments, ainsi que une

méthode pour gérer la sortie du fil de piquage sont proposées. Le but est de laisser le fil de piquage glisser à travers le trou sans générer le problème de discontinuité.

4.3.4.1 Transition des segments d'Hermite

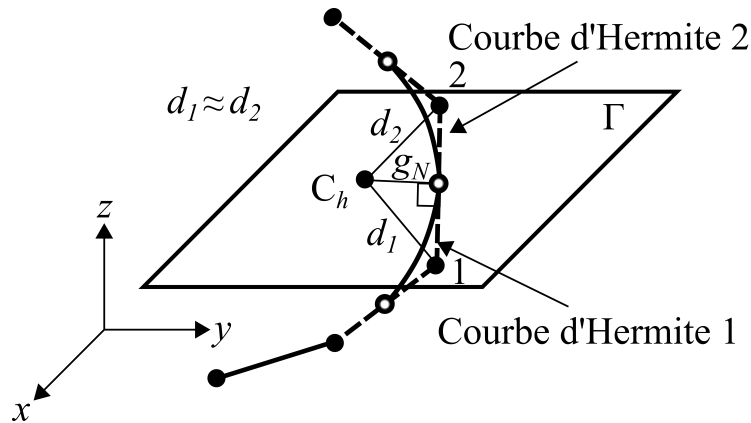


FIGURE 4.23 – Schématisation de la transition entre les segments d'Hermite adjacents

La figure 4.23 montre le cas où le nœud actif et le segment d'Hermite actif doivent être changés durant le glissement du fil de piquage. Dans ce cas, la distance d_1 et d_2 sont très petites (à l'ordre 10^{-4}). Cependant, la solution orthogonale est unique, soit sur le segment d'Hermite 1, soit sur le 2. Il est donc nécessaire de trouver une façon pour que ce changement soit correct et stable.

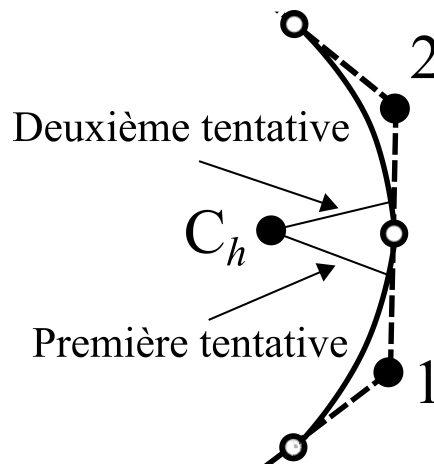


FIGURE 4.24 – Double tentative pour la zone de transition

Une double tentative est utilisée lorsque le trou C_h se trouve face à la zone de transition du fil de piquage, comme le montre la figure 4.24. Si il n'existe pas de solution dans la première tentative, l'algorithme va passer le nœud actif du nœud 1 au nœud 2 et ensuite

faire la deuxième tentative sur le segment d'Hermite 2. Enfin, la solution qui répond à la condition orthogonale (Équation 4.3) sera certainement trouvée grâce à la continuité C_1 de l'interpolation d'Hermite.

4.3.4.2 Sortie du fil de piquage



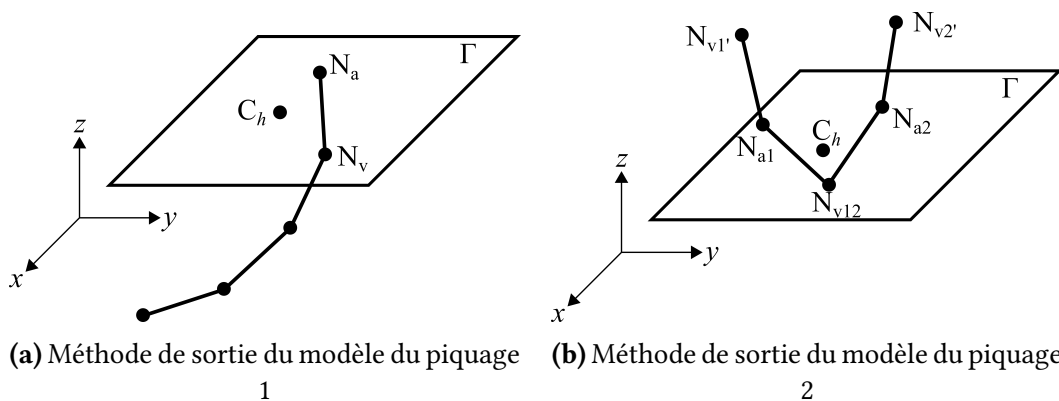
(a) Sortie partielle du piquage



(b) Sortie totale du piquage

FIGURE 4.25 – Différents niveaux de la sortie du piquage

La figure 4.25 présente l'état final de piquage après une mise en forme. Le fil de piquage glisse à travers le trou à cause du mouvement relatif entre les couches de renfort tissé. Deux niveaux de sortie du piquage sont présents expérimentalement : la sortie partielle (Figure 4.25a) et totale (Figure 4.25b). Donc, les modèles du piquage doivent pouvoir permettre au fil de piquage de sortir entièrement le trou de piquage.



(a) Méthode de sortie du modèle du piquage 1

(b) Méthode de sortie du modèle du piquage 2

FIGURE 4.26 – Méthodes de sortie pour les deux modèles du piquage

Les méthodes de sortie du piquage pour chaque modèle sont les suivantes :

- *Modèle du piquage 1* : Lorsque l'algorithme de détection des contacts vérifie que le nœud N_a (Figure 4.26a) qu'il a trouvé à l'état actuel ne possède qu'un seul nœud

voisin N_v , le programme considèrera que le fil de piquage a atteint la fin. Sous cette condition, le calcul des contacts s'arrête ;

- *Modèle du piquage 2* : La fin d'une boucle n'est pas semblable à la fin d'un fil, elle gardera sa forme jusqu'à qu'il se retire entièrement (Figure 4.25a). La figure 4.26b montre la gestion numérique de sa sortie, si l'algorithme a détecté le nœud commun N_{v12} , celui qui est le nœud voisin des nœuds actifs sur les deux côtés de la boucle de piquage (N_{a1} et N_{a2}), il va considérer que la boucle a atteint la fin.

La sortie du piquage signifie que l'interaction entre le renfort et le piquage n'existe plus. Après de la détection de la fin d'un fil ou d'une boucle de piquage, le calcul des contacts de ce point de piquage va s'arrêter, qui permet de simuler numériquement les effets de la sortie du piquage.

4.4 Application à la simulation du glissement du piquage

Les tests élémentaires sont choisis pour illustrer et vérifier le modèle du piquage 1 et le modèle du piquage 2 qui sont développés dans ce chapitre. Le piquage est représenté par une chaîne d'éléments barres, ainsi que le renfort tissé est quant à lui représenté par des éléments coques triangulaires. Dans ces tests, les déplacements sont imposés aux renforts, ensuite le piquage glisse lors du mouvement du renfort. Le glissement de piquage ne dépend pas des forces externes, il est réalisé uniquement grâce à la force de contact normal et tangentiel entre le piquage et le renfort.

4.4.1 Test 1 : un fil de piquage avec une couche de renfort

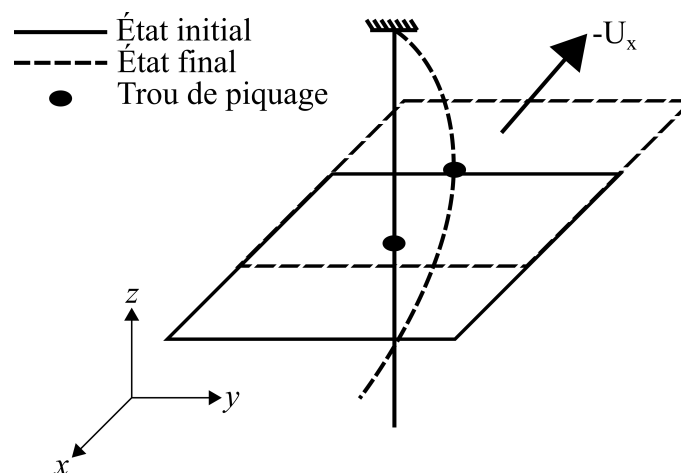
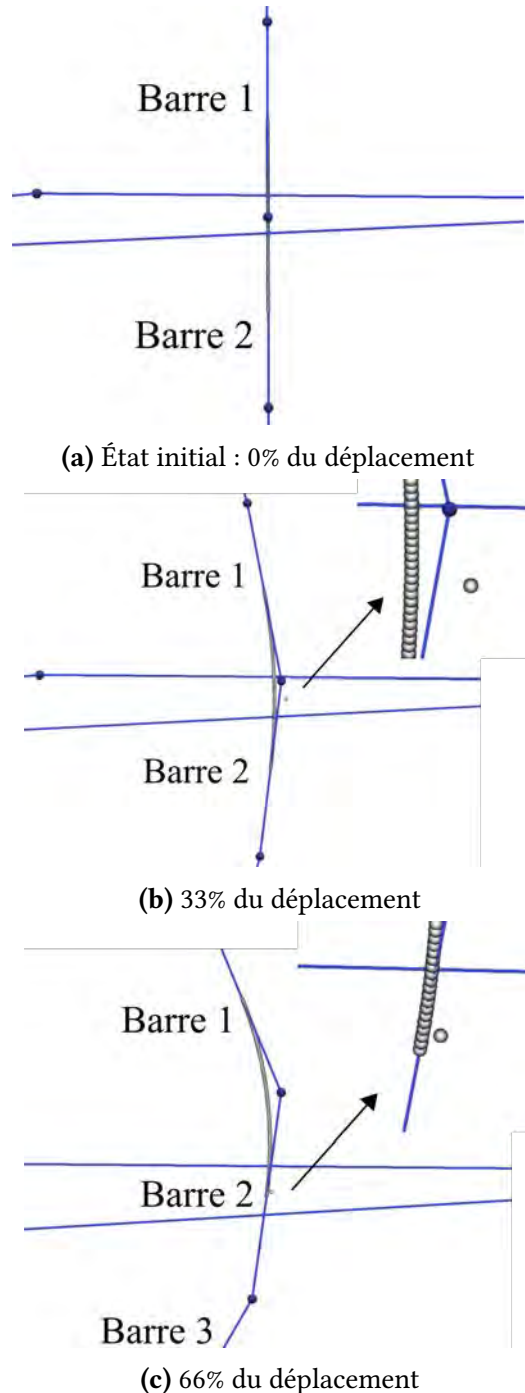


FIGURE 4.27 – Condition limite du test 1

Un déplacement selon l'axe x est imposé au renfort, et l'extrémité en haut du fil de piquage est encastrée (Figure 4.27). Afin de présenter le processus de gestion des contacts, le trou virtuel de piquage et la courbe de l'interpolation d'Hermite active sont tracés et affichés pendant la simulation. Le piquage est composé de dix éléments barres et le renfort est représenté par un élément coque triangulaire.



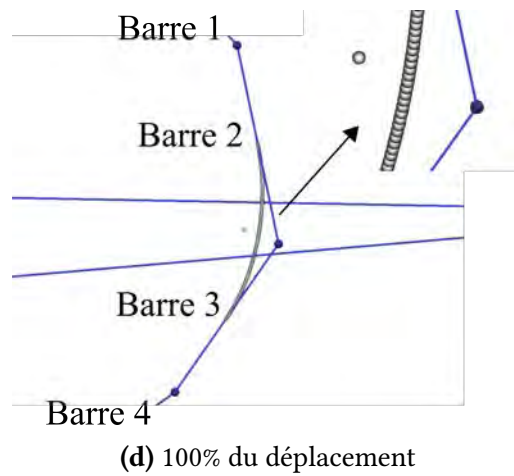


FIGURE 4.28 – Simulation d’un fil de piquage avec une couche de renfort

La figure 4.28 montre comment le fil de piquage glisse à travers le point d’intersection lorsque le renfort se déplace. Grâce à l’interpolation d’Hermite, le fil de piquage glisse doucement dans le trou, et l’algorithme de détection des contacts identifie avec précision le nœud actif malgré le glissement du fil dans la zone de transition (Figure 4.28c).

4.4.2 Test 2 : un fil de piquage avec quatre couches de renfort

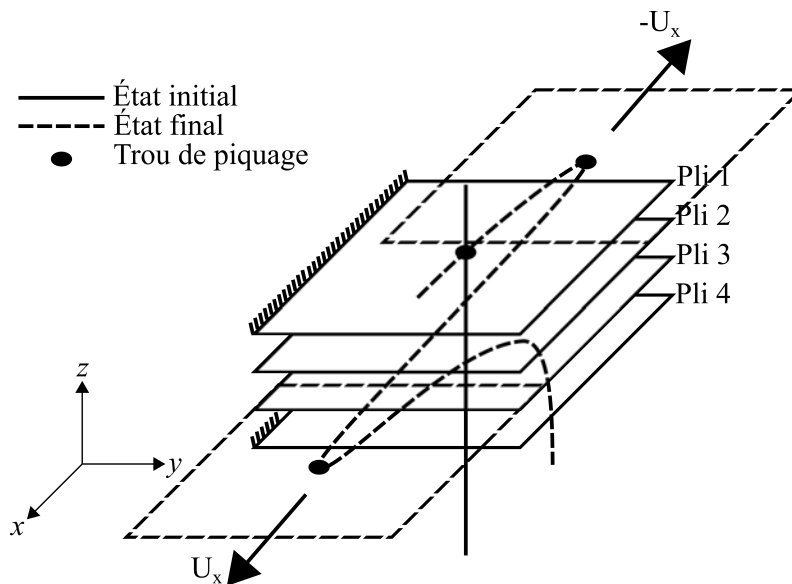


FIGURE 4.29 – Condition limite du test 2

Deux déplacements opposés selon l’axe x sont imposés à la deuxième et la troisième couche de renfort (Figure 4.29). Le piquage est composé de 200 éléments barres et les quatre couches de renfort sont représentées par quatre éléments coques triangulaires.

Afin de vérifier la stabilité du modèle lorsque le glissement du piquage, la longueur du fil de piquage dans ce test est de 20 mm qui est une valeur supérieure de la longueur du piquage dans l'expérience [HUI 19], donc 0.1 mm pour chaque élément barre. L'épaisseur du renfort est de 0.135 mm, en respectant le même ordre de grandeur de l'épaisseur d'une couche de renfort.

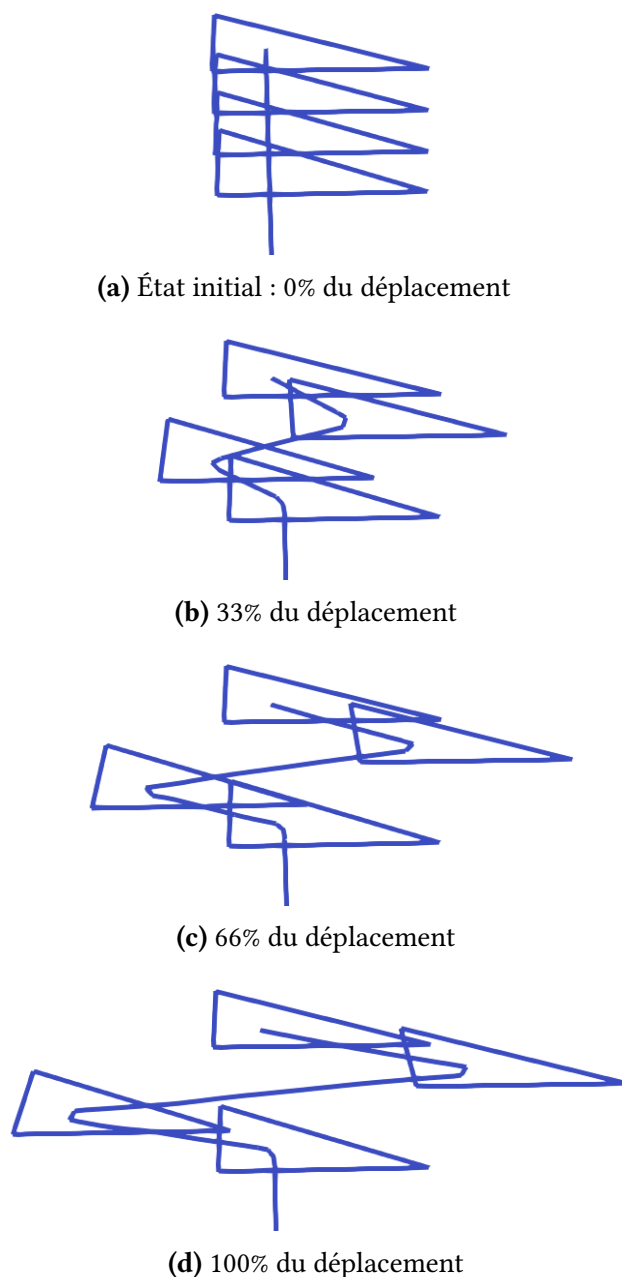


FIGURE 4.30 – Simulation d'un fil de piquage avec quatre couches de renfort

La figure 4.30 présente la déformation et le glissement du piquage en fonction du mou-

vement relatif entre les couches. Le résultat de la simulation a bien vérifié la stabilité et l'efficacité du modèle du piquage 1, surtout lorsque l'angle entre le piquage et le renfort est important (Figure 4.30d).

4.4.3 Test 3 : deux boucles de piquage avec quatre couches de renfort

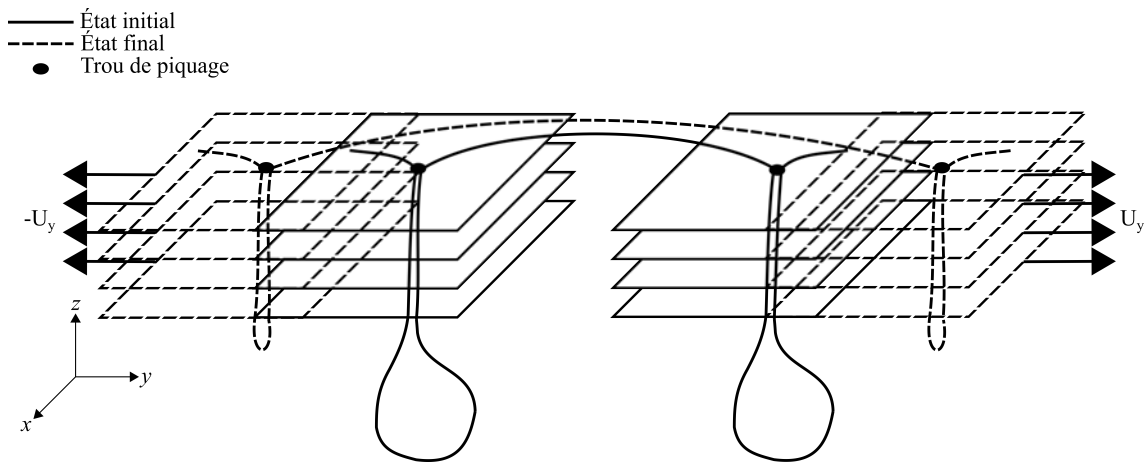
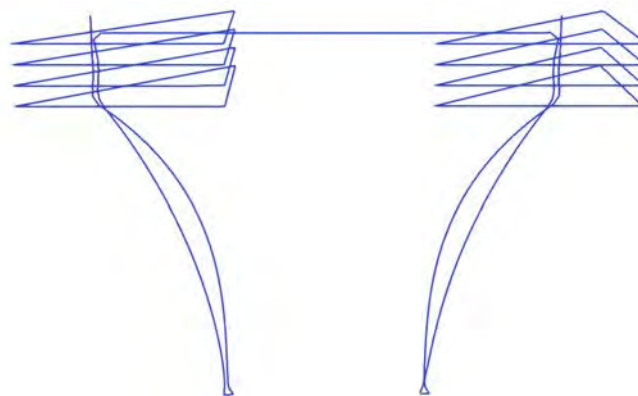
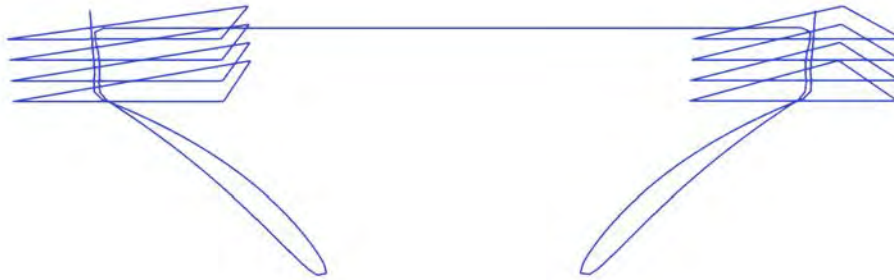


FIGURE 4.31 – Condition limite du test 3

L'objectif de ce test est de vérifier le modèle du piquage 2. Deux déplacements opposés selon l'axe y sont imposés à l'ensemble des quatre couches de renfort sur les deux côtés (Figure 4.31). Le piquage est complètement modélisé avec sa boucle et son fil dans le plan. Pour former une boucle de piquage, il faut utiliser deux fois plus d'éléments barres par rapport au modèle du piquage 1. Cependant, toute la structure de piquage à l'échelle mésoscopique permet d'être représentée.



(a) 50% du déplacement



(b) 100% du déplacement

FIGURE 4.32 – Simulation de deux boucles de piquage avec quatre couches de renfort

La longueur de la boucle de piquage diminue lorsque les deux côtés des éléments coques triangulaires s'éloignent (Figure 4.32). Le modèle du piquage 2 est donc capable de prendre en compte les effets du fil de piquage dans le plan. En utilisant ce modèle, le piquage peut répondre à tous les types de déformation (dans le plan et hors plan) des renforts multicouches, mais la modélisation devient plus complexe.

4.5 Bilan - Chapitre 4

Au travers de ce chapitre nous avons développé les modèles du piquage dans l'objectif de pouvoir simuler la mise en forme des renforts liés par piquage. Pour cela, deux modèles du piquage ont été proposés :

- Le piquage est utilisé pour renforcer les propriétés mécaniques hors plan pour les renforts en multicouches. Un modèle simple, le modèle du piquage 1, qui permet d'intégrer le piquage dans l'épaisseur, est développé. Dans le modèle du piquage 1, un fil composé par des éléments barres représente numériquement le piquage. Un nouvel algorithme de contact pour gérer l'interaction entre le piquage et le renfort est développé et appliqué dans ce modèle. Le comportement du piquage dans l'épaisseur peut être simulé par ce modèle. Cependant, ce modèle ne permet pas de décrire le comportement du piquage dans le plan. C'est pourquoi un deuxième modèle a été ensuite proposé ;
- Le modèle du piquage 2 est basé sur l'algorithme de contact du modèle du piquage 1. Le piquage est entièrement modélisé par des éléments barres. Avec le fil de piquage dans le plan, l'étude de l'influence du piquage sur les propriétés mécaniques dans le plan des renforts est devenu possible.

Les deux modèles du piquage sont dans un premier temps validés par des tests élémentaires. Dans le chapitre suivant, nous allons utiliser ces deux modèles pour simuler la mise en forme des renforts liés par piquage.

Chapitre 5

Simulation de la mise en forme des renforts fibreux liés par piquage

Sommaire

5.1 Emboutissage hémisphérique	120
5.1.1 Description des outils	120
5.1.2 Prétraitement de simulation	120
5.1.3 Expérience et analyse numérique	123
5.1.3.1 Propriétés mécaniques du tissu et du piquage	123
5.1.3.2 Influence du frottement entre le piquage et le renfort	123
5.1.3.3 Identification du paramètre de frottement	126
5.1.3.4 Phénomène de plissements	127
5.2 Emboutissage de la boîte carrée	129
5.2.1 Description des outils	129
5.2.2 Expérience et analyse numérique	130
5.2.2.1 Phénomène de plissements	130
5.2.2.2 Influence de la localisation de piquage	131
5.2.2.3 Influence de la densité de piquage	133
5.3 Simulation des renforts piqués avec le piquage dans le plan	134
5.3.1 Prétraitement de simulation	134
5.3.2 Bias extension test	135
5.3.3 Emboutissage hémisphérique	137
5.4 Bilan - Chapitre 5	139

5.1 Emboutissage hémisphérique

Dans cette section, l'expérience d'emboutissage hémisphérique réalisée par l'ENSAIT Roubaix [LIU 15] sera choisie pour vérifier et valider le modèle du piquage 1. L'avantage de cet essai est que les propriétés mécaniques du tissu et du piquage utilisés ont été bien caractérisées et permettent d'être rentrées dans la simulation.

5.1.1 Description des outils

La figure 5.1 présente les dimensions du dispositif expérimental d'emboutissage hémisphérique [LIU 15]. Le poinçon utilisé dans l'expérience est un poinçon avec une géométrie hémisphérique d'un diamètre de 150 mm. Le déplacement total du poinçon est de 65 mm, et la vitesse d'emboutissage est de 45 mm/s. La pression de serre-flan est de 0.05 MPa.

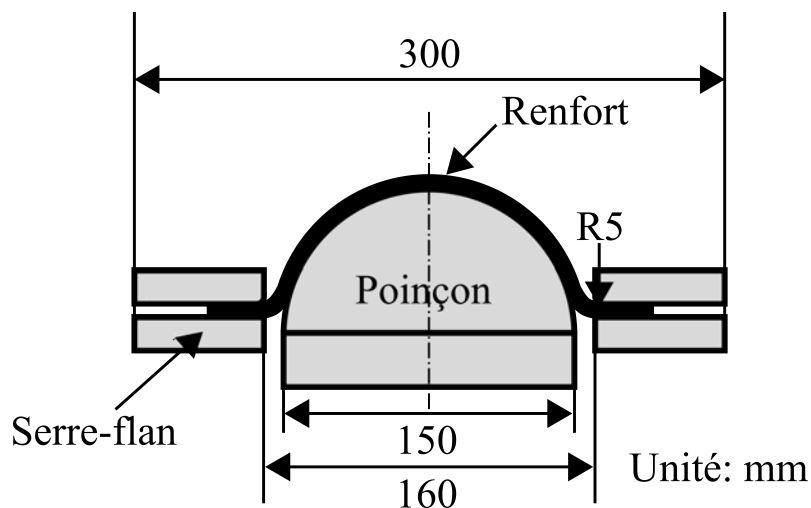
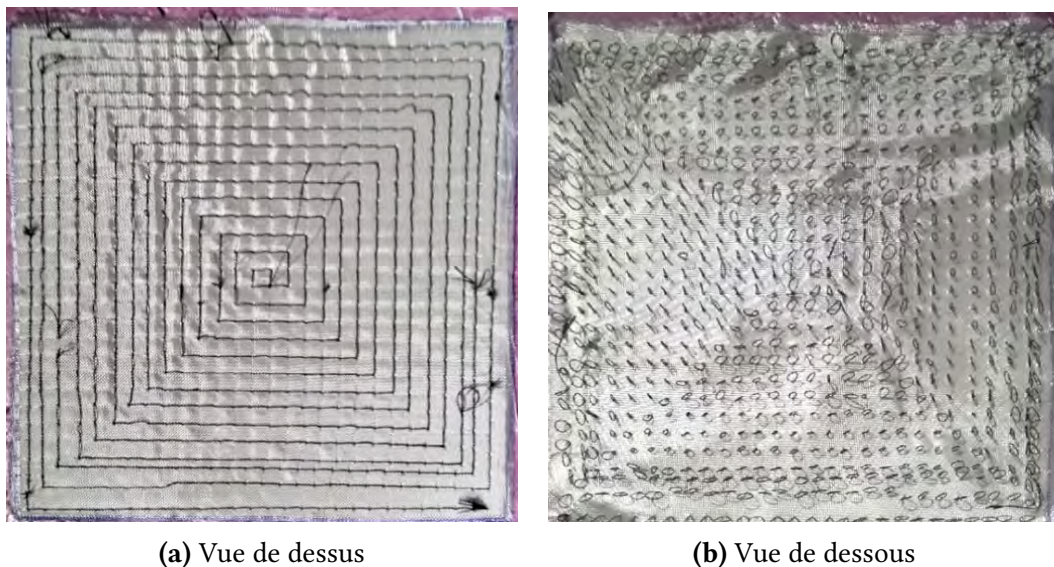


FIGURE 5.1 – Dispositif expérimental de l'emboutissage hémisphérique

5.1.2 Prétraitement de simulation

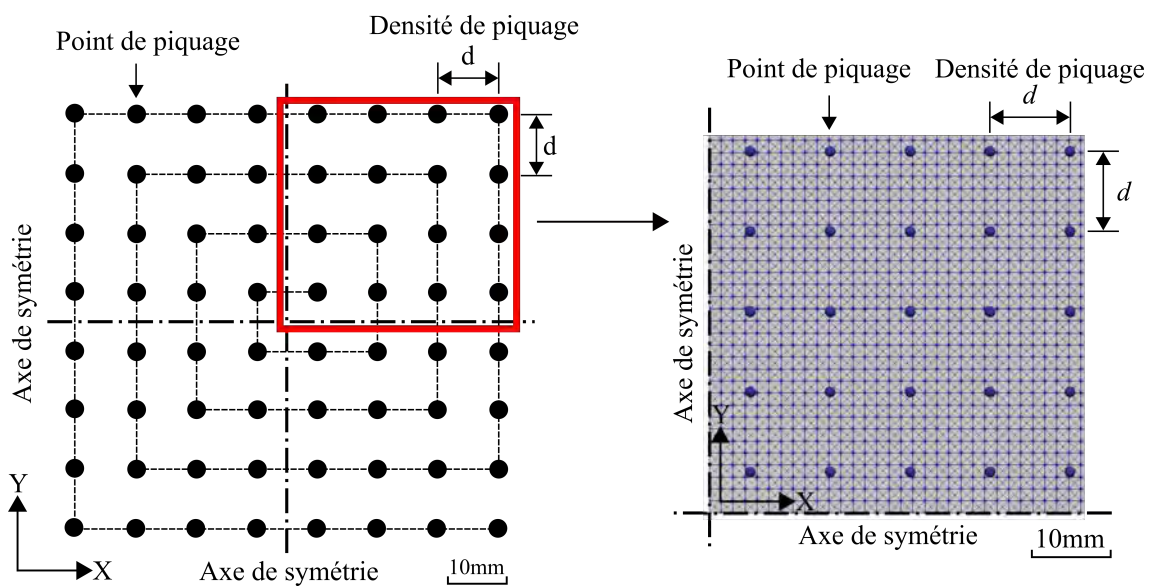
Les fils de piquage sont insérés dans les renforts à une certaine distance entre eux. Cette distance est la densité de piquage ("tufting density" en anglais). Plus la densité de piquage est petite, plus le nombre de piquage par unité de surface est élevé. Le fil du piquage est construit par des éléments barres et une grande partie du fil de piquage est en dehors des renforts.

Les tissus sont représentés par des éléments coques de type stress resultant. La théorie concernant cet élément a été bien expliquée dans le chapitre 2 et le chapitre 3. Il donne une bonne base pour pouvoir ajouter des fils de piquage et étudier leur influence sur la mise en forme.

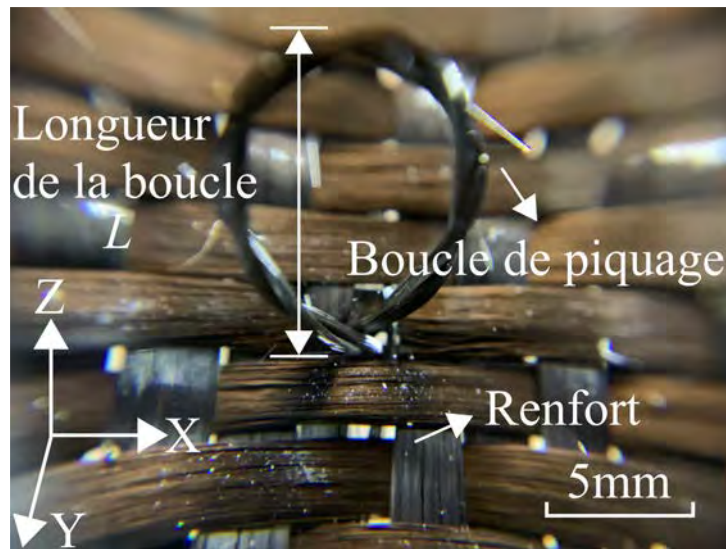


(a) Vue de dessus

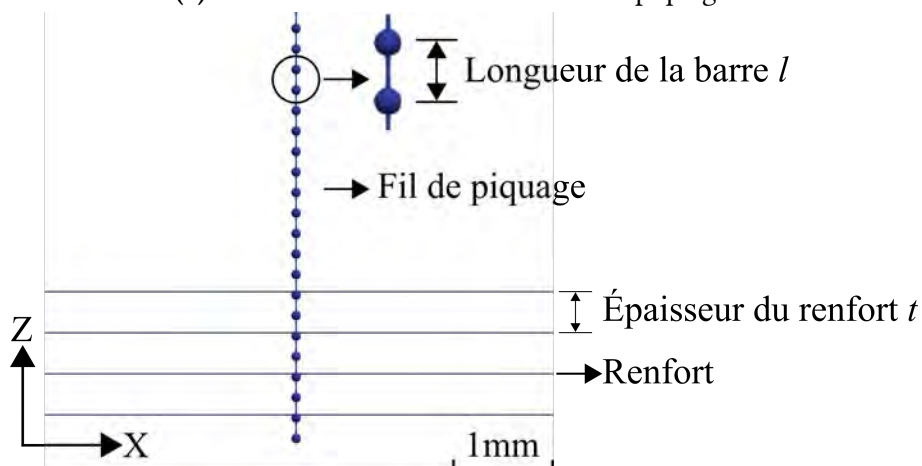
(b) Vue de dessous

FIGURE 5.2 – Préforme piquée avec une densité de piquage de 10 mm [LIU 15]

FIGURE 5.3 – Représentation du motif de piquage dans la simulation

Les dimensions de la préforme (Figure 5.2) sont de $280 \times 280 \times 1\text{mm}^3$. Elle contient un nombre considérable de piquage : environ 730 points de piquage. L'effet de la partie du piquage dans le plan peut être négligé en utilisant le modèle du piquage 1. De plus, la géométrie de la préforme piquée devient symétrique (Figure 5.3). La symétrie de la géométrie permet de réduire la taille du modèle et d'accélérer le calcul.



(a) Micro-observation d'une boucle de piquage



(b) Fil de piquage dans la simulation

FIGURE 5.4 – Représentation du piquage dans la simulation

Une micro-observation d'une boucle de piquage est présentée à la figure 5.4a, cette boucle joue un rôle essentiel car son interaction avec le renfort pendant la mise en forme empêchera le glissement relatif entre les couches de renfort. Donc, la longueur de la boucle doit être entièrement modélisée lors du prétraitement. Comme le montre la figure 5.4b, afin de garantir la stabilité du calcul, la longueur de chaque élément barre doit être inférieure à l'épaisseur d'une seule couche de renfort. Le tableau 5.1 montre des paramètres clés du prétraitement, un rapport élevé entre la longueur d'une boucle entière L et la longueur d'un élément barre l est présent, ce qui signifie qu'il faut au moins de 200 éléments barres pour représenter un fil de piquage unique de pleine longueur. Afin d'améliorer les performances du prétraitement, un code script écrit en Python permet d'une génération automatique des fils de piquage.

Paramètres principaux	Valeurs (mm)
Densité de piquage	10
Longueur de la boucle L	20
Épaisseur de renfort t	0.135
Longueur d'un élément barre l	0.1

Tableau 5.1 – Paramètres principaux de prétraitement

5.1.3 Expérience et analyse numérique

5.1.3.1 Propriétés mécaniques du tissu et du piquage

Le tissu de taffetas de verre E-glass avec une densité de surface $157 \pm 5 \text{g/m}^2$ et le piquage de type TENAX[®] en carbone ont été utilisés dans les expériences de Liu et al. [LIU 15]. Leurs propriétés mécaniques sont présentées dans les tableaux 5.2 et 5.3.

Propriétés mécaniques	Valeurs
Rigidité de tension : $T^{\alpha\alpha} = K_{\alpha}\varepsilon_{\alpha\alpha}$	$K_{\alpha} = 1000 \text{ N/yarn } (\alpha = 1, 2)$
Rigidité de cisaillement dans le plan : $M_s(\gamma) = K_1\gamma + K_2\gamma^3 + K_3\gamma^5$	$k_1 = 0.371 \text{ N mm}$ $k_3 = -0.841 \text{ N mm}$ $k_5 = 1.013 \text{ N mm}$
Rigidité de flexion : $M^{\alpha\alpha} = B_{\alpha}\chi_{\alpha\alpha}$	$B_{\alpha} = 0.1 \text{ N mm } (\alpha = 1, 2)$
Coefficient de frottement entre les couches :	$\mu = 0.21$

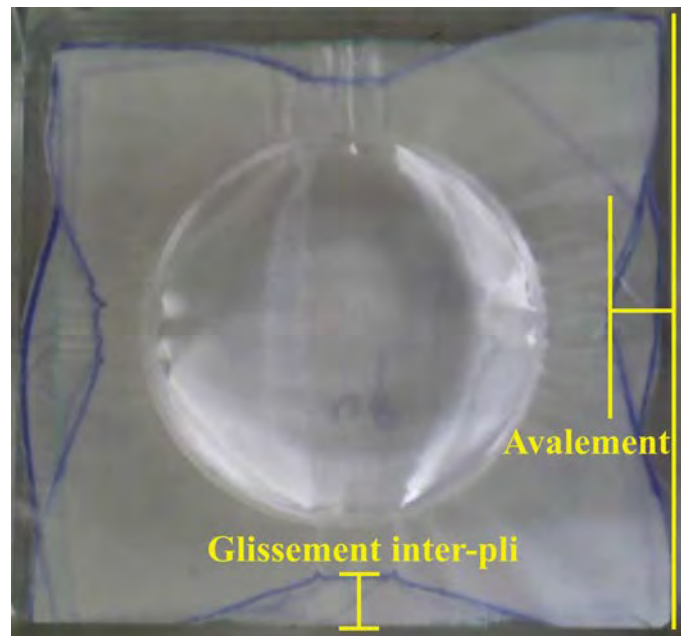
Tableau 5.2 – Propriétés mécaniques du tissu de taffetas de verre

Propriétés mécaniques	Valeurs
La rigidité de tension C : $T = C\varepsilon$ [HUI 19]	$C = 11666 \text{ N/yarn}$
La rigidité de flexion G : $M = G\chi$ [TEI 20]	$G = 0.056 \text{ N mm}^2$

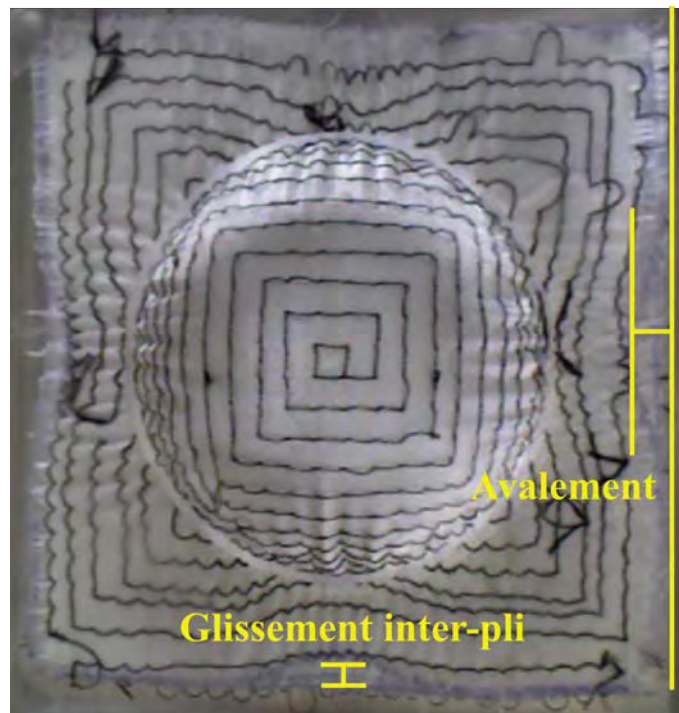
Tableau 5.3 – Propriétés mécaniques du piquage

5.1.3.2 Influence du frottement entre le piquage et le renfort

L'influence du frottement de piquage sur la déformation de la préforme multicouche sera étudiée dans cette section. Afin de quantifier cette influence, deux facteurs sont pris en compte : l'avalement ("draw-in" en anglais) des renforts multicouches et le glissement inter-ply.



(a) Préforme non-piquée



(b) Préforme piquée avec une densité de piquage 10 mm

FIGURE 5.5 – Comparaison de l’avalement des renforts et du glissement inter-pli pour la préforme piquée et non-piquée [LIU 15]

Expériences	Avalement maximal (mm)	Glissement inter-ply maximal (mm)
Non-piquée (Figure 5.5a)	19.7	19.7
Piquée (Figure 5.5b)	9.7	4.7

Tableau 5.4 – L’avalement des renforts maximal et le glissement inter-ply maximal de la préforme non-piquée et piquée [LIU 15]

La figure 5.5 montre les résultats expérimentaux de la préforme non-piquée et piquée après l’emboutissage hémisphérique. Une grande distance de glissement entre les couches de renfort peut être observée sur la préforme non-piquée (Figure 5.5a). En raison de la présence de piquage, la déformation de la préforme piquée, qui est présenté sur la figure 5.5b, différent beaucoup. D’après le tableau 5.4, le piquage a fortement modifié l’avalement des renforts et le glissement inter-ply. Il a également homogénéisé la déformation des quatre couches de renfort tissé, qui étaient initialement orientées à $[\pm 45^\circ, 0^\circ/90^\circ]_2$.

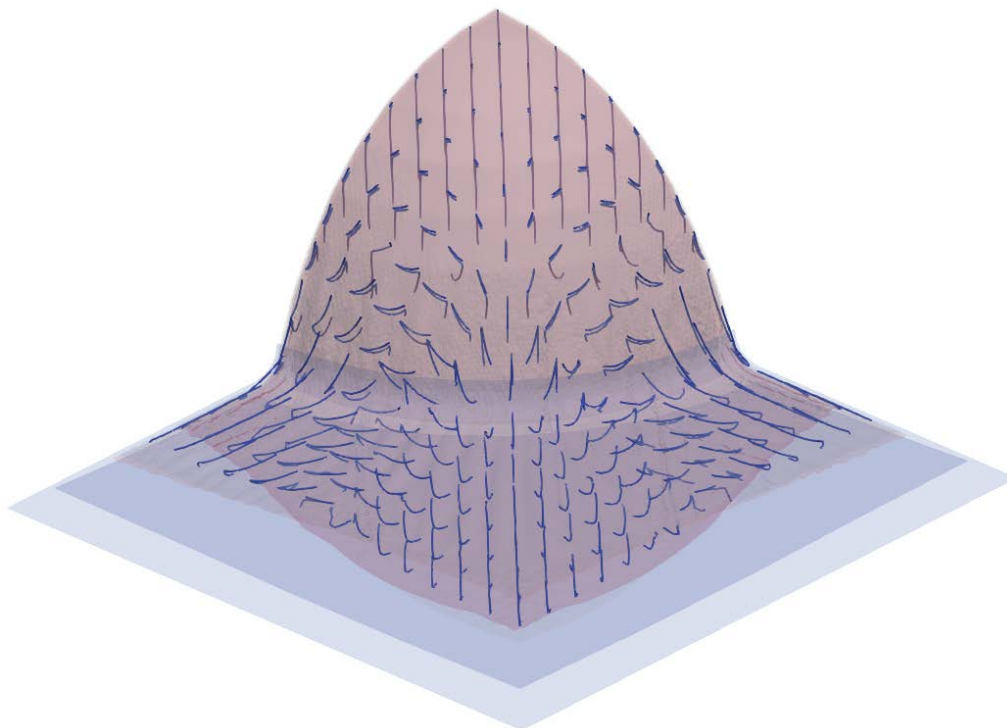


FIGURE 5.6 – Comportement des fils de piquage pendant la simulation de l’emboutissage hémisphérique lors de $F_f = 0$ N

Une simulation est faite dans un premier temps avec un frottement seuil nul. On peut observer sur la figure 5.6 que le glissement inter-ply est important, comme il y n’a pas de piquage. Néanmoins, la réussite de cette simulation démontre que le fil de piquage

est capable de glisser à travers le renfort sans aucun problème numérique. Le modèle du piquage 1 est donc suffisamment stable et robuste. Le piquage peut se déformer librement dans le trou au fur et à mesure le glissement entre les couches.

5.1.3.3 Identification du paramètre de frottement

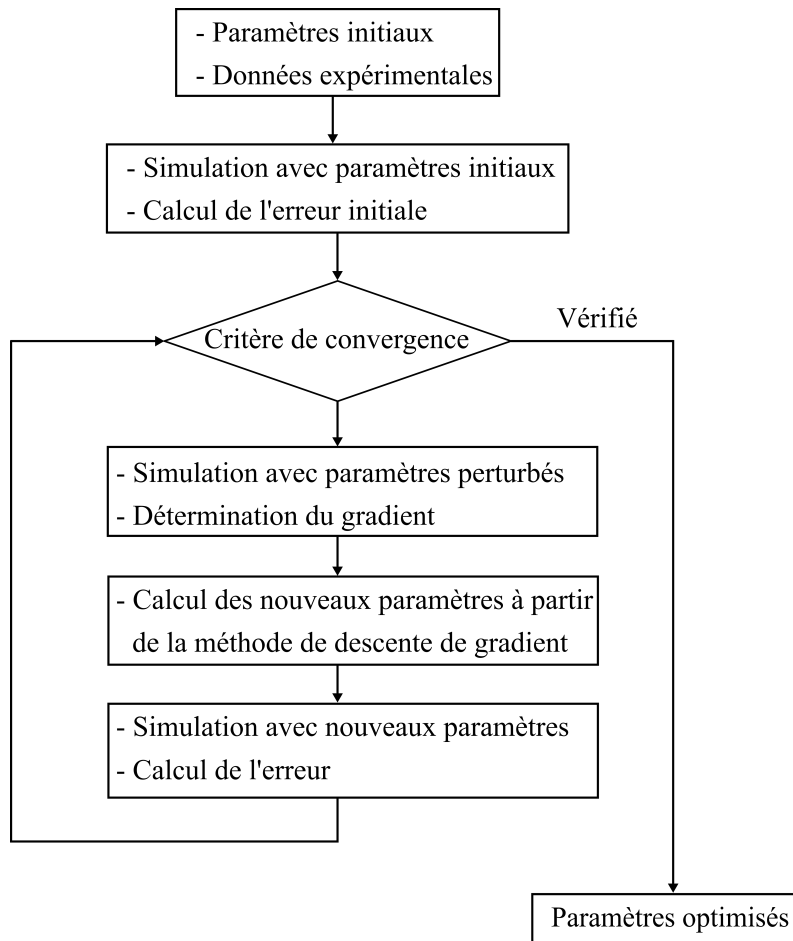


FIGURE 5.7 – Algorithme d’optimisation des paramètres par approche inverse

L’influence du frottement entre le renfort et le piquage est évident. Du fait que le glissement inter-ply maximal est affecté par le frottement, il peut être utilisé comme un paramètre clé pour caractériser le frottement seuil du piquage. Nous utilisons une approche inverse par algorithme d’optimisation de descente de gradient pour la détermination du frottement seuil (F_f). L’optimisation est faite par comparaison entre le glissement inter-ply maximal obtenu par l’expérience et par la simulation. Le schéma général de l’algorithme codé sous Matlab est visible sur la figure 5.7. Par conséquent, un frottement seuil optimisé est obtenu :

$$F_f = 0.87 \text{ N} \quad (5.1)$$

La figure 5.8 et le tableau 5.5 montrent un bon accord expérimentation-simulation en appliquant le frottement seuil déterminé. Cela montre également que l'hypothèse selon laquelle le frottement seuil est constant peut être appliquée au modèle et permet de simuler avec précision les résultats expérimentaux.

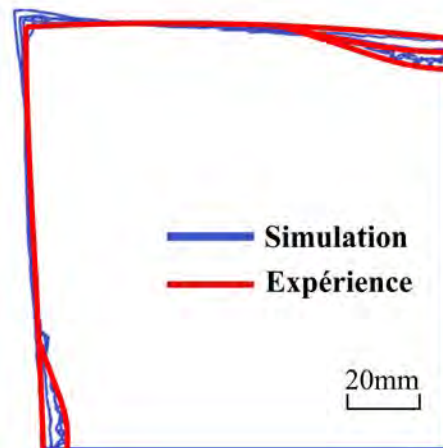


FIGURE 5.8 – Comparaison expérimentation-simulation de la préforme déformée avec le frottement seuil déterminé

	Avalement maximal (mm)	Glissement inter-pli maximal (mm)
Expérience [LIU 15]	9.7	4.7
Simulation	9.2	4.5
Erreur	5.2%	4.3%

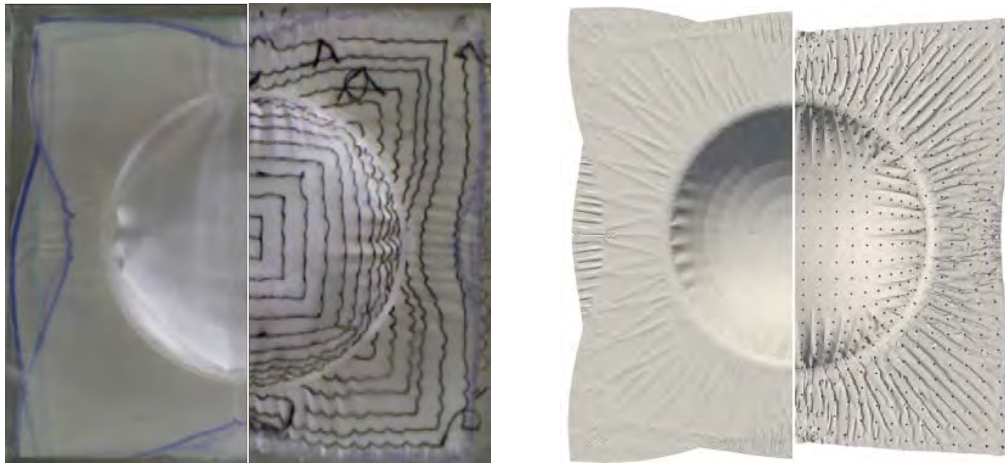
Tableau 5.5 – Comparaison expérimentation-simulation de l'avalement maximal et du glissement inter-pli maximal avec le frottement seuil déterminé

5.1.3.4 Phénomène de plissements

Le plissement est un défaut majeur qui apparaît sur les renforts composites pendant le processus de la mise en forme. Bien qu'il faille éviter autant que possible les plissements, les travaux de recherche [LIU 15] ont montré que les plissements des renforts peuvent être seulement modifiés par le piquage. Cependant, le plissement est un phénomène qui peut être utilisé pour vérifier et valider le modèle du piquage.

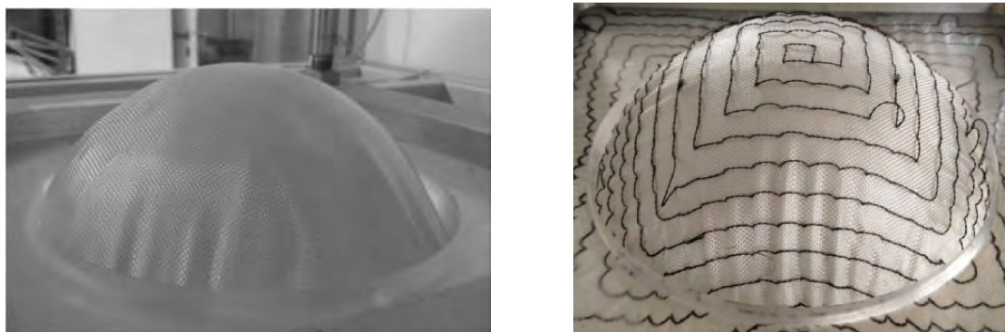
Le frottement seuil utilisé dans la simulation a été caractérisé dans la section précédente par une approche inverse. La figure 5.9 montre une comparaison globale entre les expériences et les simulations. Une modification du comportement des renforts multicouches faite par le piquage est prédite correctement par la simulation (Figure 5.9b). Il s'agit d'une homogénéisation de l'ensemble de la déformation des renforts multicouches.

5. Simulation de la mise en forme des renforts fibreux liés par piquage

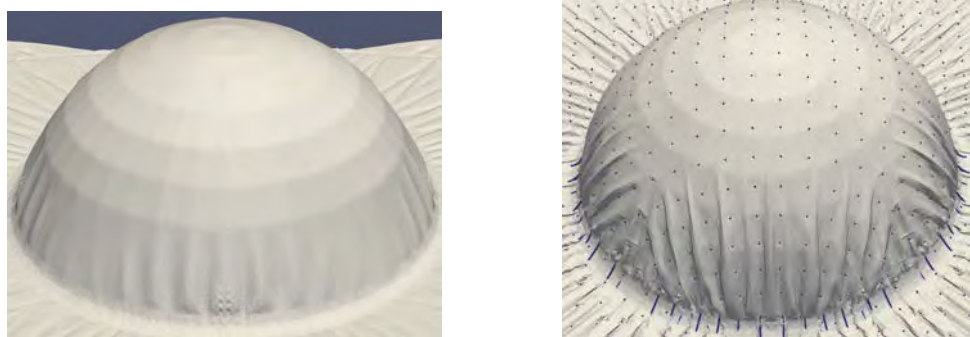


(a) Expériences de la préforme piquée et non-piquée [LIU 15] (b) Simulations de la préforme piquée et non-piquée

FIGURE 5.9 – Comparaison expérimentation-simulation de l'emboutissage hémisphérique piqué et non-piqué



(a) Expérience de la préforme non-piquée [GUZ 19] (b) Expérience de la préforme piquée [LIU 15]



(c) Simulation de la préforme non-piquée (d) Simulation de la préforme piquée

FIGURE 5.10 – Comparaison expérimentation-simulation des plissements après l'emboutissage hémisphérique

Les figures 5.10a et 5.10b montrent que les plissements sont plus régulièrement répartis dans la préforme piquée que dans la préforme non-piquée, et que les plissements apparaissent généralement entre les points de piquage. Le blocage de la propagation des plissements généré par le piquage a été correctement simulé. Les simulations présentées dans les figures 5.10c et 5.10d donnent un bon accord avec les expériences.

5.2 Emboutissage de la boîte carrée

Les expériences d'emboutissage de la boîte carrée faites par l'ENSAIT Roubaix [SHE 19a, SHE 19b] sont également simulées par le modèle du piquage 1. Grâce au même matériau du tissu et du piquage qu'il a utilisé, le frottement seuil déterminé par emboutissage hémisphérique dans la section précédente peut donc être appliqué dans les simulations d'emboutissage de la boîte carrée.

5.2.1 Description des outils

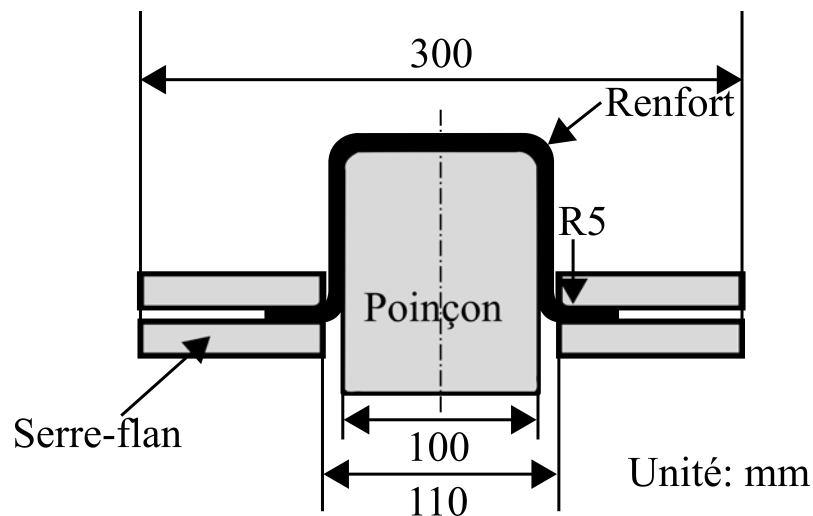


FIGURE 5.11 – Dispositif expérimental de l'emboutissage de la boîte carrée

La figure 5.11 présente les dimensions du dispositif expérimental d'emboutissage de la boîte carrée [SHE 19a, SHE 19b]. Le poinçon utilisé dans l'expérience est un poinçon avec une géométrie de la boîte carrée de largeur de 100 mm. Le déplacement total du poinçon est de 85 mm, et la vitesse d'emboutissage est de 45 mm/s. Les dimensions des tissus de verre sont de $280 \times 280 \times 1\text{mm}^3$ avec une orientation de $[\pm 45^\circ, 0^\circ/90^\circ]_2$. Ils sont soumis par une pression de serre-flan de 0.05 MPa. La densité de piquage est de 10 mm.

5.2.2 Expérience et analyse numérique

5.2.2.1 Phénomène de plissements

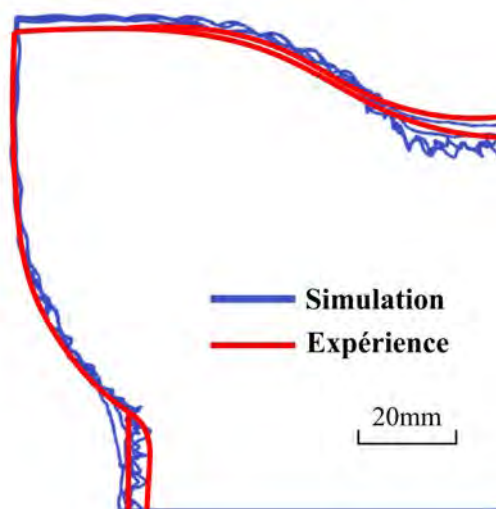


FIGURE 5.12 – Comparaison expérimentation-simulation de la préforme déformée

	Avalement maximal (mm)	Glissement inter-pli maximal (mm)
Expérience [SHE 19b]	28.0	8.1
Simulation	26.8	7.8
Erreur	4.3%	3.7%

Tableau 5.6 – Comparaison expérimentation-simulation de l’avalement maximal et du glissement inter-pli maximal

En utilisant le frottement seuil déterminé par l’emboutissage hémisphérique, le résultat numérique de l’emboutissage de la boîte carrée (densité de piquage de 10mm) est cohérent avec l’expérience (Figure 5.12 et tableau 5.6).

Un phénomène de plissements similaire à celui trouvé dans l’emboutissage hémisphérique est obtenu à partir d’une mise en forme de la boîte carrée. Les plissements, apparaissant principalement entre les points de piquage, peuvent être observés expérimentalement (Figure 5.13b) et numériquement (Figure 5.13d). Par conséquent, le modèle du piquage 1 est validé par l’emboutissage hémisphérique et de la boîte carrée.

(a) Expérience de la préforme non-piquée
[SHE 19b](b) Expérience de la préforme piquée
[SHE 19b]

(c) Simulation de la préforme non-piquée



(d) Simulation de la préforme piquée

FIGURE 5.13 – Comparaison expérimentation-simulation des plissements après l'emboutissage hémisphérique

5.2.2.2 Influence de la localisation de piquage

Shen et al. [SHE 19a] a étudié l'influence des piquages locaux sur la mise en forme des renforts composites. Trois types de motifs de piquage différents sont sélectionnés dans la présente étude pour simuler l'effet des piquages locaux sur le préformage. La comparaison entre le motif de piquage de type SCT (Figure 5.14) et de type SPT (Figure 5.15) montre que si les renforts multicouches ne sont pas piqués dans la zone de préformage non-effective, le glissement entre les couches dans la zone non-effective augmentera de manière significative. Les expériences et les simulations concordent bien. Cependant, si la zone de préformage non-effective où le glissement inter-ply est relativement important est piquée, le glissement inter-ply sera fortement limité par le piquage (Figure 5.16).

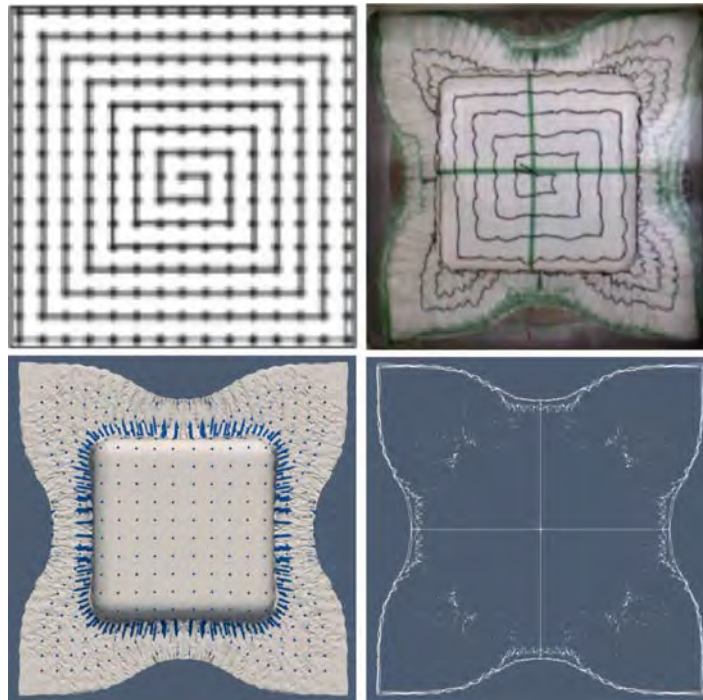


FIGURE 5.14 – Comparaison expérimentation (haut)-simulation (bas) du motif de piquage SCT

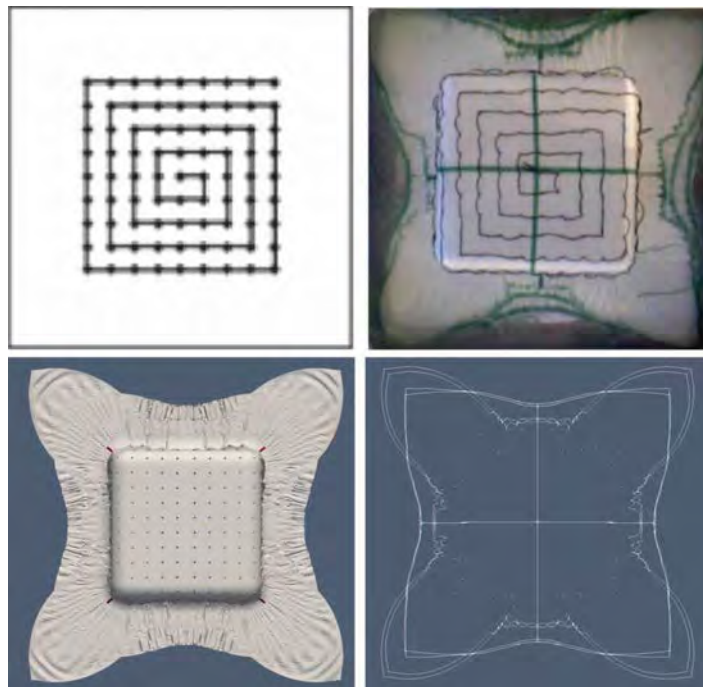


FIGURE 5.15 – Comparaison expérimentation (haut)-simulation (bas) du motif de piquage SPT

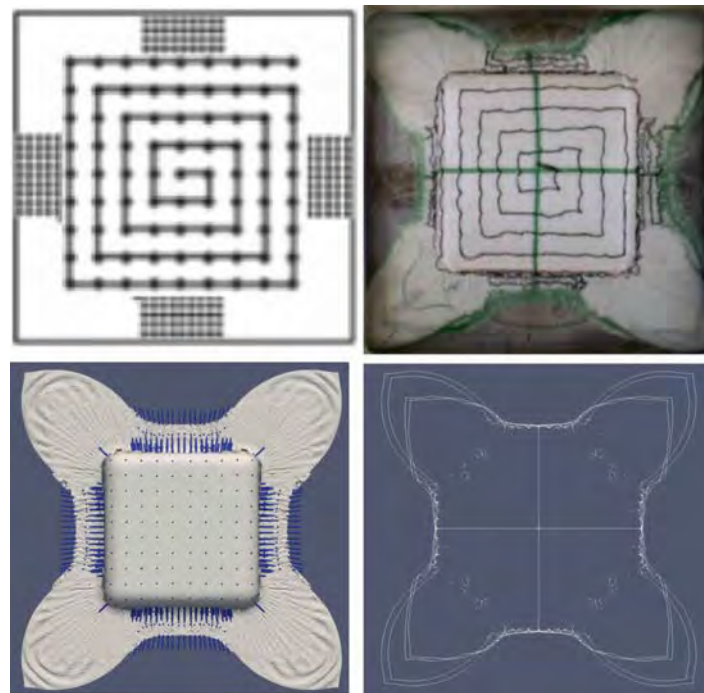


FIGURE 5.16 – Comparaison expérimentation (haut)-simulation (bas) du motif de piquage SAT

5.2.2.3 Influence de la densité de piquage

L'influence de la densité de piquage sur la formation des plissements après la mise en forme a été étudiée dans les travaux [LIU 15, SHE 19b]. La figure 5.17 montre que les plissements sont devenus plus fins en raison de la diminution du pas de piquage. De plus, lorsque la densité est de 10 mm (Figure 5.17b), les plissements après la mise en forme sont le plus modifiés. Enfin, au moment où la densité de piquage est de 5 mm (5.17c), il existe des plissements à la fois petits et grands. Les simulations présentées sur la figure 5.18 montre un bon accord avec les expériences.

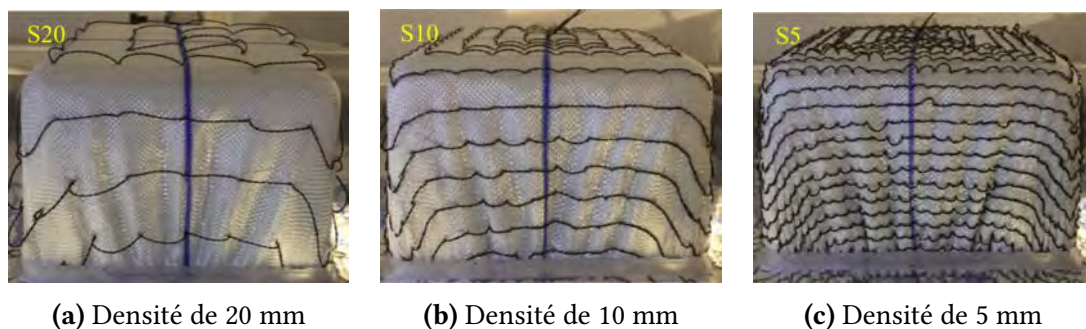


FIGURE 5.17 – Comparaison des plissements des préformes piquées avec différente densité de piquage [SHE 19b]

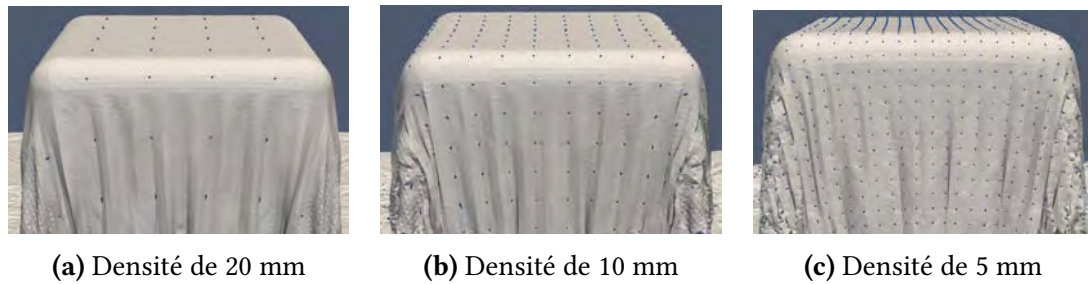


FIGURE 5.18 – Comparaison des plissements des préformes piquées avec différente densité de piquage dans les simulations

5.3 Simulation des renforts piqués avec le piquage dans le plan

Bien que les résultats obtenus par les expériences soient bien simulés en utilisant le modèle du piquage sans prise en compte des fils de piquage dans le plan, l'étude de l'influence de la partie du piquage dans le plan est nécessaire. Le modèle du piquage 2, développé dans le chapitre précédent, est appliqué dans cette section pour simuler le bias extension test et la mise en forme des renforts liés par piquage. Les propriétés mécaniques du tissu et du piquage utilisées dans les simulations sont de même type par rapport aux sections précédentes.

5.3.1 Prétraitement de simulation

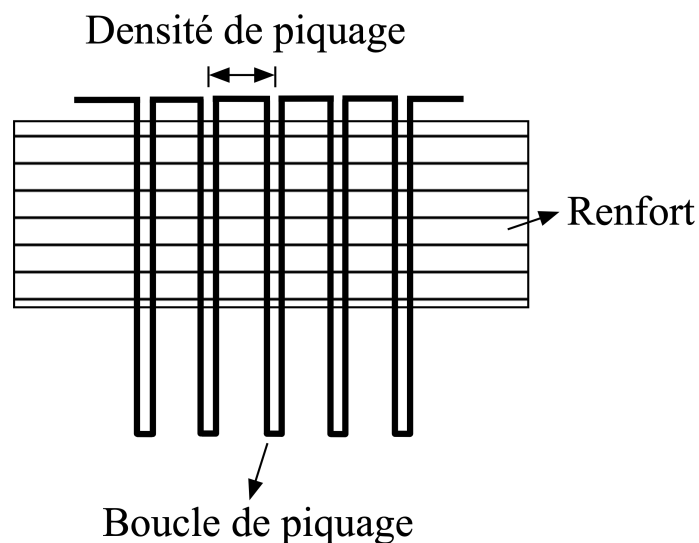


FIGURE 5.19 – Vue globale de la modélisation du piquage

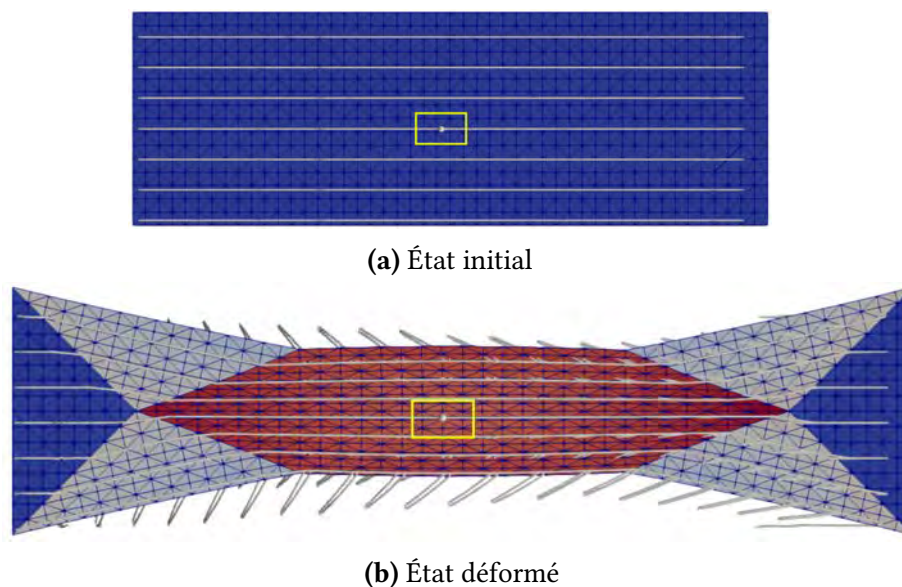
Le modèle du piquage 2 est plus complexe par rapport au modèle du piquage 1. Deux fois plus d'éléments sont utilisés pour modéliser la boucle entière hors plan et le fil de piquage dans le plan. Une vue globale du modèle du piquage 2 est présentée dans la figures 5.19. Ce modèle restaure à 100% la structure de piquage, dans ce cas, la déformation de l'ensemble du piquage hors plan et dans le plan pourra être prédite par simulation.

5.3.2 Bias extension test



FIGURE 5.20 – Schématisation du Bias extension test avec le piquage de densité de 10 mm

L'impact de la partie du piquage dans le plan sera étudié par le bias extension test dans cette section. Cet essai est l'un des plus utilisés pour la caractérisation du comportement en cisaillement plan pour les renforts tissés. Il consiste à réaliser un test de traction sur un tissu dont l'orientation initiale du renfort est inclinée à 45° par rapport à la direction de traction. La figure 5.20 illustre le type de motif de piquage choisi pour la simulation du bias extension test : les fils de piquage sont tous orientés selon la direction de sollicitation.



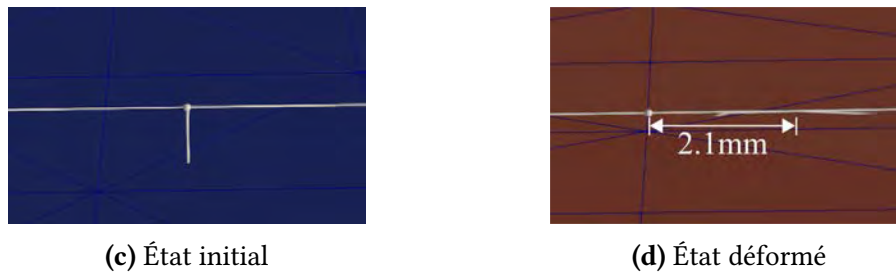


FIGURE 5.21 – Comparaison de la distance du glissement d'un point du piquage entre l'état initial et l'état déformé

En raison de l'inextensibilité du fil de piquage, l'éloignement des points de piquage provoqué par le cisaillement dans le plan du renfort peut faire glisser le fil de piquage. Plus la zone est cisailée (zone rouge sur la figure 5.21b), plus le glissement du fil de piquage est important. Une distance de glissement d'un point du piquage observé (point blanc sur les figures 5.21c et 5.21d) de 2.1 mm est obtenue dans la simulation.

Le piquage a une influence sur les efforts de cisaillement dans le plan : une rigidification de la rigidité de cisaillement du renfort piqué est montré sur la figure 5.22. Cette rigidification provient principalement de l'interaction entre le piquage et le renfort. La présence du piquage rend le cisaillement plus difficile lorsque l'orientation du piquage est dans la même direction de traction.

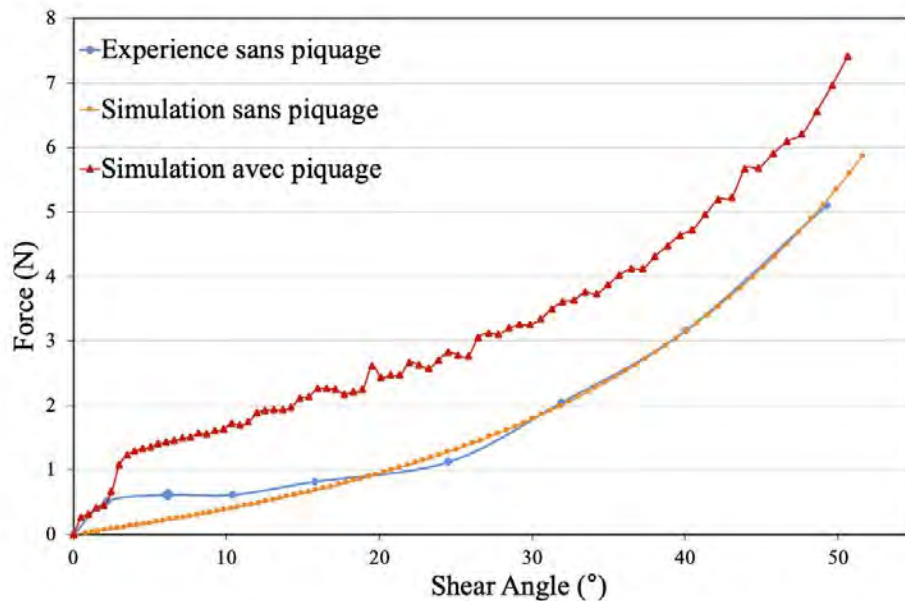
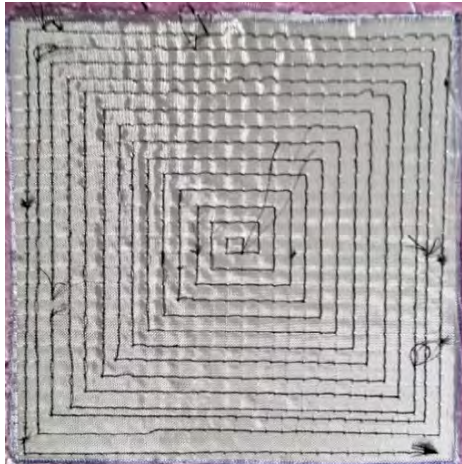
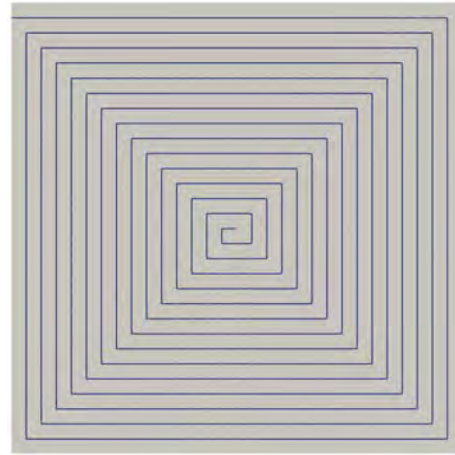


FIGURE 5.22 – Courbe force/déplacement de cisaillement dans le plan de l'éprouvette piquée et non-piquée

5.3.3 Emboutissage hémisphérique



(a) Expérience [LIU 15]



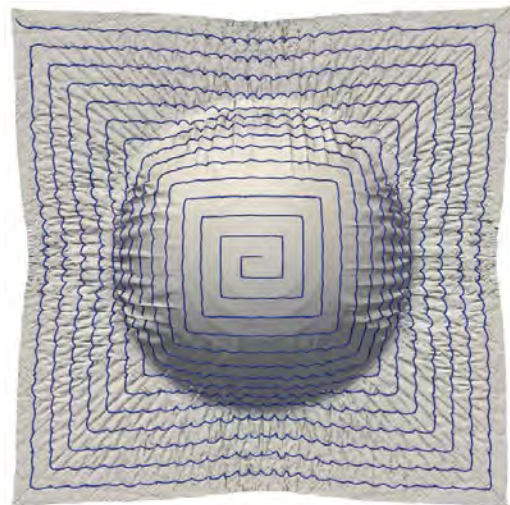
(b) Simulation

FIGURE 5.23 – Motif de la préforme piquée avec une densité de piquage de 10 mm

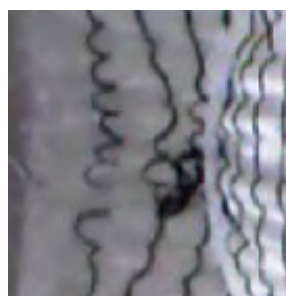
L'utilisation du modèle du piquage 2 permet de modéliser entièrement le motif de piquage (Figure 5.23). Le fil de piquage est continu et tous les points du piquage sont reliés ensemble à la fois dans l'expérience et dans la simulation. La condition de symétrie pour la simplification de modélisation ne peut pas être appliquée ici car le motif de piquage n'est pas symétrique. Ainsi, le nombre d'éléments dans la simulation est quatre fois plus par rapport au modèle du piquage 1. L'inconvénient de ce modèle est qu'il augmente considérablement le temps de calcul. Cependant, les comportements du piquage dans le plan et hors plan peuvent être simulés simultanément par ce modèle.



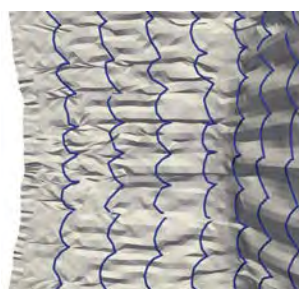
(a) Expérience [LIU 15]



(b) Simulation



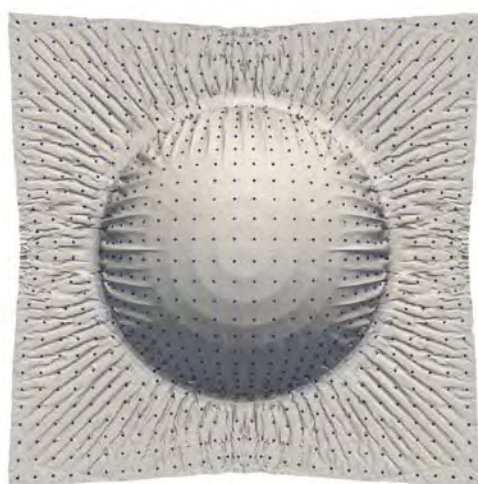
(c) Expérience : vue détaillée



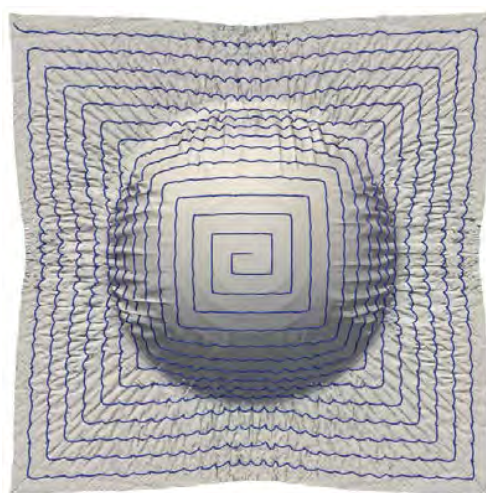
(d) Simulation : vue détaillée

FIGURE 5.24 – Comparaison expérimentation-simulation d’emboutissage hémisphérique avec le piquage

La simulation d’emboutissage hémisphérique de quatre couches du tissu de verre orientées à $[\pm 45^\circ, 0^\circ/90^\circ]_2$ avec le piquage est faite et comparée à l’expérience (Figure 5.24). Les figures 5.24a et 5.24b montrent que la préforme déformée et le phénomène de plissements sont correctement simulés. En outre, la déformation du fil de piquage dans le plan est capable d’être obtenue dans la simulation grâce à la prise en compte du contact entre le fil de piquage et le serre-flan. Le fil de piquage est tiré par le serre-flan pendant le processus de la mise en forme. Un bon accord est obtenu entre expérience et simulation, comme le montrent les figures 5.24c et 5.24d.



(a) Modèle du piquage 1



(b) Modèle du piquage 2

FIGURE 5.25 – Comparaison des deux modèles du piquage

La différence entre les deux modèles de piquage développés dans ce travail n’est pas importante (Figure 5.25). Quant à la formation des plissements, les deux modèles sont capables de simuler l’apparition des plissements lors de la mise en forme, ceux qui sont principalement situés entre les points de piquage.

5.4 Bilan - Chapitre 5

Dans ce chapitre, les deux modèles du piquage sont validés par comparaison expérimentation-simulation. Le modèle du piquage 1 est utilisé pour étudier l'influence du frottement sur l'avalement des renforts et le glissement inter-ply dans la mise en forme d'un hémisphère. Le frottement seuil du piquage est déterminé par approche inverse en appliquant le glissement inter-ply maximal comme un critère. Ensuite, l'étude de l'influence des piquages locaux et de la densité de piquage sur la déformation de la préforme piquée sont faites en utilisant le poinçon de la boîte carrée. Toutes les simulations sont en un bon accord avec les expériences. Cependant, on remarque que le piquage ne peut pas éliminer l'apparition des plissements lors de la mise en forme, mais une modification des plissements par le piquage peut être obtenue à la fois dans les expériences et dans les simulations.

Le modèle du piquage 2 est ensuite appliqué dans la simulation du bias extension test et de la mise en forme d'un hémisphère. Dans la simulation du bias extension test, un glissement du fil de piquage dans le plan et une rigidification des efforts de cisaillement du renfort sont observés. Dans la simulation de la mise en forme, le comportement du piquage dans le plan a été bien prédit. De plus, peu de différence entre le modèle du piquage 1 et le modèle du piquage 2 peut être trouvé dans la simulation de la mise en forme.

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale

Durant ces trois années de thèse, plusieurs études ont été réalisées autour du thème des plissements de renforts multicouches, de la compréhension du mécanisme de formation des plissements aux méthodes et techniques pour les éliminer ou les réduire :

- Nous avons étudié dans un premier temps la formation des plissements due à la flexion. Lorsqu'un empilement des renforts multicouches est soumis à une flexion, l'orientation relative de chaîne et de trame des couches de renfort tissé et le chargement exercé sur l'empilement peuvent entraîner des plissements. Ces plissements changeront également de dimension et de quantité en fonction de la manière et de l'ordre de charge. Deux méthodes se sont avérées efficaces pour éliminer les plissements causés par la flexion. La première consiste à empiler des couches à $\pm 45^\circ$, la seconde consiste à maintenir l'empilement libre aux points d'extrémité pour leur permettre de créer un biseau. De plus, les simulations utilisées les éléments coques de type stress resultant peuvent décrire correctement les plissements dans les essais de flexion ;
- Nous avons également étudié l'influence des différents motifs de tissage (taffetas et satin) sur la formation des plissements pendant la mise en forme des renforts multicouches. Nous avons utilisé des poinçons à hémisphère et à boîte carrée pour draper le taffetas et le satin en multicouche. Nous avons constaté que le satin a une meilleure drapabilité que le taffetas car il ne se développe pas les plissements ni dans l'hémisphère ni dans la boîte carrée. En mesurant le cisaillement et la flexion des deux matériaux, la rigidité à la flexion du satin est 30 fois supérieure à celle du taffetas, ce qui est la principale raison des meilleures performances de la mise en forme du satin. En même temps, nous démontrons également cette conclusion par la simulation ;
- Le piquage (Tufting) est une nouvelle technique de TTR (Through-the-Thickness Reinforcement) conçu pour augmenter la performance des renforts multicouches dans l'épaisseur. Deux modèles du piquage ont été développés et validés par la comparaison expérimentation-simulation. Bien que le piquage puisse relier les couches ensemble, il ne peut pas éliminer les plissements mais seulement les rendre plus petits et plus réguliers.

Grâce aux études sur les plissements, nous avons pu acquérir une meilleure compréhens-

sion du mécanisme de formation des plissements, ainsi que utiliser les outils de simulation afin d'optimiser le processus de la mise en forme. Les modèles du piquage permet, pour la première fois, de simuler le comportement du piquage et leur effets lors de la mise en forme de la préforme piquée.

Perspectives

- Malgré la formation des plissements pendant la mise en forme sont très étudiés, le moyen d'éliminer les plissements est toujours un point de recherche très intéressant. Aujourd'hui, les approches numériques pour simuler les renforts multicouches sont principalement modélisées couche par couche, dont le temps de calcul est assez long. L'optimisation de la gestion de contact et de l'efficacité de calcul en parallèle seront nécessaires ;
- La force de frottement pour les deux modèles du piquage proposés dans cette thèse est considérée comme une force constante. La force de frottement, en réalité, dépend de beaucoup de facteurs, tels que la position du point de piquage sur le renfort tissé ou l'angle de cisaillement du renfort autour du point de piquage. Il serait intéressant de pouvoir compléter et enrichir le modèle de frottement pour le piquage.

Bibliographie

- [ABD 18] ABDUL-GHAFOUR T.
Analyse des irréversibilités lors de la mise en forme des renforts de composites. Thèse de doctorat, Université de Lyon - INSA de Lyon, 2018.
- [ADU 11] ADUMITROAIE A., BARBERO E. J.
Beyond plain weave fabrics–I. Geometrical model. *Composite Structures*, vol. 93, n° 5, 2011, p. 1424–1432.
- [AIR 05] AIRBUS S.
Aircraft characteristics airport and maintenance planning. *Google Scholar*, , 2005.
- [AKK 15] AKKERMAN R., HAANAPPEL S.
Thermoplastic composites manufacturing by thermoforming. *Advances in Composites Manufacturing and Process Design*, p. 111–129 2015.
- [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 14] ALLAOUI S., HIVET G., SOULAT D., WENDLING A., OUAGNE P., CHATEL S.
Experimental preforming of highly double curved shapes with a case corner using an interlock reinforcement. *International Journal of Material Forming*, vol. 7, n° 2, 2014, p. 155–165.
- [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.
- [ALS 17] ALSHAHRANI H., HOJJATI M.
Experimental and numerical investigations on formability of out-of-autoclave thermoset prepreg using a double diaphragm process. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 101, 2017, p. 199–214.
- [ALS 20] ALSHAHRANI H.
Characterization and finite element modeling of coupled properties during polymer composites forming processes. *Mechanics of Materials*, vol. 144, 2020, page 103370.

- [ANO 01] ANON L.
Z-pins strengthen the Super Hornet, save weight and cost. *The integrator*, vol. 3, 2001, p. 1–2.
- [ARI 19] ARIDHI A., ARFAOUI M., MABROUKI T., NAOUAR N., DENIS Y., ZARROUG M., BOISSE P.
Textile composite structural analysis taking into account the forming process. *Composites Part B : Engineering*, vol. 166, 2019, p. 773–784.
- [ARU 19] ARUNKUMAR R., CHANDRAMOHAN G.
Forming of hemispherical and hemi-ellipsoidal parts of low carbon steel sheet by mandrel free metal spinning process. *International Journal of Material Forming*, vol. 12, n° 5, 2019, p. 801–814.
- [AST 02] ASTM D.-D.
Standard test method for stiffness of fabrics. rapport, 2002, ASTM.
- [AST 08] ASTM A.
C1557, Standard Test Method for Tensile Strength and Young’s Modulus of Fibers. *West Conshohocken, PA, USA : American Society for Testing and Materials*, , 2008.
- [AZE 17] AZEHAF I.
Modélisation du comportement mécanique et de la perméabilité des renforts tissés. Thèse de doctorat, Université de Lyon - INSA de Lyon, 2017.
- [BAD 08a] BADEL P.
Analyse mésoscopique du comportement mécanique des renforts tissés de composites utilisant la tomographie aux rayons X. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2008.
- [BAD 08b] BADEL P., VIDAL-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.
- [BAR 18] BARDL G., NOCKE A., HÜBNER M., GEREKE T., POOCH M., SCHULZE M., HEUER H., SCHILLER M., KUPKE R., KLEIN M. et al.
Analysis of the 3D draping behavior of carbon fiber non-crimp fabrics with eddy current technique. *Composites Part B : Engineering*, vol. 132, 2018, p. 49–60.
- [BEE 09] BEE X L., PEERLINGS R.
An experimental and computational study of laminated paperboard creasing and folding. *International Journal of Solids and Structures*, vol. 46, n° 24, 2009, p. 4192–4207.
- [BEE 12] BEE X L. A., PEERLINGS R. H.
On the influence of delamination on laminated paperboard creasing and folding. *Philosophical Transactions of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 370, n° 1965, 2012, p. 1912–1924.
- [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*, vol. 43, 2012, p. 2269-2277.

- [BEL 16] BELNOUE J.-H., NIXON-PEARSON O. J., IVANOV D., HALLETT S. R.
A novel hyper-viscoelastic model for consolidation of toughened prepregs under processing conditions. *Mechanics of Materials*, vol. 97, 2016, p. 118–134.
- [BEL 18] BELNOUE J.-H., NIXON-PEARSON O., THOMPSON A., IVANOV D., POTTER K., HALLETT S.
Consolidation-driven defect generation in thick composite parts. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 140, n° 7, 2018.
- [BER 06] BERTAILS F., AUDOLY B., CANI M.-P., QUERLEUX B., LEROY F., LÉVÊQUE J.-L.
Super-helices for predicting the dynamics of natural hair. *ACM Transactions on Graphics (TOG)*, vol. 25, n° 3, 2006, p. 1180–1187.
- [BER 08a] BERGOU M., WARDETSKY M., ROBINSON S., AUDOLY B., GRINSPUN E.
Discrete elastic rods. *ACM SIGGRAPH 2008 papers*, p. 1–12 2008.
- [BER 08b] BERTHEREAU A., DALLIES E.
Fibres de verre de renforcement. *Techniques de l'ingénieur. Plastiques et composites*, n° AM5132, 2008, Techniques de l'ingénieur.
- [BIC 97] BICKERTON S., SIMACEK P., GUGLIELMI S. E., ADVANI S. G.
Investigation of draping and its effects on the mold filling process during manufacturing of a compound curved composite part. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 28, n° 9-10, 1997, p. 801-816.
- [BIL 08] DE BILBAO E., SOULAT D., HIVET G., LAUNAY J., GASSER A.
Bending test of composite reinforcements. *International Journal of Material Forming*, vol. 1, n° 4, 2008, p. 835-838.
- [BIL 09] DE BILBAO E., SOULAT D., HIVET G., GASSER A.
Experimental Study of Bending Behaviour of Reinforcements. *Experimental Mechanics*, vol. 50, n° 3, 2009, p. 333–351.
- [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.
- [BLA 11] BLATT S.
A note on integral Menger curvature for curves. *space*, vol. 2, 2011, page 2.
- [BLA 17] BLAIS M., MOULIN N., LIOTIER P.-J., DRAPIER S.
Resin infusion-based processes simulation : coupled Stokes-Darcy flows in orthotropic preforms undergoing finite strain. *International Journal of Material Forming*, vol. 10, n° 1, 2017, p. 43–54.
- [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.
- [BOI 01] BOISSE P., BUET K., GASSER A., LAUNAY J.
Meso/macro-mechanical behaviour of textile reinforcements for thin composites. *Composites Science and Technology*, vol. 61, 2001, p. 395-401.

- [BOI 04] BOISSE P.
Mise en forme des renforts fibreux de composites. *Techniques de l'ingénieur*, vol. TIB474DUO, n° am3734, 2004.
- [BOI 07] BOISSE P.
Composite forming technologies, Chapitre Finite element analysis of composite forming, p. 46-79. Woodhead Publishing, 2007.
- [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 17a] BOISSE P., HAMILA N., GUZMAN-MALDONADO E., MADEO A., HIVET G., DELLISOLA F.
The bias-extension test for the analysis of in-plane shear properties of textile composite reinforcements and prepregs : a review. *International Journal of Materials Forming*, vol. 10, n° 4, 2017, p. 473–492.
- [BOI 17b] BOISSE P., HAMILA N., MADEO A.
Analysis of defect developments in composite forming. *The Structural Integrity of Carbon Fiber Composites*, p. 319–337 2017.
- [BOI 18] BOISSE P., COLMARS J., HAMILA N., NAOUAR N., STEER Q.
Bending and wrinkling of composite fiber preforms and prepregs. A review and new developments in the draping simulations. *Composites Part B : Engineering*, vol. 141, 2018, p. 234–249.
- [BOR 02] BOROUCHE 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] BOROUCHE 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, n° 4, 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.
- [BUE 98] BUET-GAUTIER K.
Analyse et simulation du comportement mécanique des renforts composites tissés. Thèse de doctorat, Université d'Orléans, 1998.
- [BUE 01] BUET-GAUTIER K., BOISSE P.
Experimental analysis and modeling of biaxial mechanical behavior of woven composite reinforcements. *Experimental Mechanics*, vol. 41, n° 3, 2001, p. 260-269.

- [BUS 18] BUSSETTA P., CORREIA N.
Numerical forming of continuous fibre reinforced composite material : A review. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 113, 2018, p. 12–31.
- [CAO 03] CAO J., XUE P., PENG X., KRISHNAN N.
An approach in modeling the temperature effect in thermo-stamping of woven composites. *Composite Structures*, vol. 61, n° 4, 2003, p. 413–420.
- [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.
- [CAR 06] CARTIÉ D. D., DELL'ANNO G., POULIN E., PARTRIDGE I. K.
3D reinforcement of stiffener-to-skin T-joints by Z-pinning and tufting. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 73, n° 16, 2006, p. 2532–2540.
- [CAR 08] CARVELLI V., CORAZZA C., POGGI C.
Mechanical modelling of monofilament technical textiles. *Computational Materials Science*, vol. 42, n° 4, 2008, p. 679–691.
- [CHA 03] CHANG S., SHARMA S., SUTCLIFFE M.
Microscopic investigation of tow geometry of a dry satin weave fabric during deformation. *Composites Science and Technology*, vol. 63, n° 1, 2003, p. 99–111.
- [CHA 04] CHAMORET D., SAILLARD P., RASSINEUX A., BERGHEAU J.-M.
New smoothing procedures in contact mechanics. *Journal of Computational and applied Mathematics*, vol. 168, n° 1-2, 2004, p. 107–116.
- [CHA 11a] CHARMETANT A., VIDAL-SALLÉ E., BOISSE P.
Hyperelastic modelling for mesoscopic analyses of composite reinforcements. *Composites Science and Technology*, vol. 71, n° 14, 2011, p. 1623–1631.
- [CHA 11b] 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.
- [CHE 01] CHEROUAT A., BILLOËT J. L.
Mechanical and numerical modelling of composite manufacturing processes deep-drawing and laying-up of thin pre-impregnated woven fabrics. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 118, n° 1-3, 2001, p. 460-471.
- [CHE 03] CHEN F.-K., HUANG T.-B., CHANG C.-K.
Deep drawing of square cups with magnesium alloy AZ31 sheets. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, n° 15, 2003, p. 1553–1559.

- [CHU 50] CHU C. C., CUMMINGS C. L., TEIXEIRA N. A.
Mechanics of elastic performance of textile materials : Part V : A study of the factors affecting the drape of fabrics-the development of a drape meter. *Textile Research Journal*, vol. 20, n° 8, 1950, p. 539–548.
- [COF 17] COFFIN D. W., NYGÅRDS M.
Creasing and folding. *Proceedings of the 16th Fundamental Research Symposium, Oxford, UK*, 2017, p. 3–8.
- [COG 17] COGUN F., DARENDELILER H.
Comparison of different yield criteria in various deep drawn cups. *International Journal of Material Forming*, vol. 10, n° 1, 2017, p. 85–98.
- [COR 05] CORREIA N., ROBITAILLE F., LONG A., RUDD C., ŠIMÁČEK P., ADVANI S.
Analysis of the vacuum infusion moulding process : I. Analytical formulation. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 36, n° 12, 2005, p. 1645–1656.
- [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.
- [DAE 16] DAELEMANS L., FAES J., ALLAOUI S., HIVET G., DIERICK M., VAN HOOREBEKE L., VAN PAEPEGEM W.
Finite element simulation of the woven geometry and mechanical behaviour of a 3D woven dry fabric under tensile and shear loading using the digital element method. *Composites Science and Technology*, vol. 137, 2016, p. 177–187.
- [DAN 95] DANCKERT J.
Experimental investigation of a square-cup deep-drawing process. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 50, n° 1-4, 1995, p. 375–384.
- [DAN 15] DANGORA L. M., MITCHELL C. J., SHERWOOD J. A.
Predictive model for the detection of out-of-plane defects formed during textile-composite manufacture. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 78, 2015, p. 102 - 112.
- [DAW 16] DAWEI W.
Mesoscopic modeling and simulation on the forming process of textile composites. Thèse de doctorat, Université de Lyon - INSA de Lyon, 2016.
- [DEL 98] DE LUCA P., LEFÉBURE P., PICKETT A.
Numerical and experimental investigation of some press forming parameters of two fibre reinforced thermoplastics : APC2-AS4 and PEI-CETEX. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 29, n° 1-2, 1998, p. 101–110.
- [DEL 11] DELÉGLISE M., LE GROGNEC P., BINETRUY C., KRAWCZAK P., CLAUDE B.
Modeling of high speed RTM injection with highly reactive resin with on-line mixing. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, n° 10, 2011, p. 1390–1397.

- [DEL 16] DELL'ANNO G., TREIBER J., PARTRIDGE I.
Manufacturing of composite parts reinforced through-thickness by tufting. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 37, 2016, p. 262–272.
- [DEN 19] DENIS Y.
Modélisation en grandes déformations du comportement hystérétique des renforts de composites : application à l'estampage incrémental. Thèse de doctorat, Université de Lyon - INSA de Lyon, 2019.
- [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.
- [DÖB 14] DÖBRICH O., GEREKE T., DIESTEL O., KRZYWINSKI S., CHERIF C.
Decoupling the bending behavior and the membrane properties of finite shell elements for a correct description of the mechanical behavior of textiles with a laminate formulation. *Journal of Industrial Textiles*, vol. 44, n° 1, 2014, p. 70–84.
- [DOD 14] DODWELL T., BUTLER R., HUNT G.
Out-of-plane ply wrinkling defects during consolidation over an external radius. *Composites Science and Technology*, vol. 105, 2014, p. 151–159.
- [DOD 15] DODWELL T.
Internal wrinkling instabilities in layered media. *Philosophical Magazine*, vol. 95, n° 28-30, 2015, p. 3225–3243.
- [DON 01] DONG L., LEKAKOU C., BADER M.
Processing of composites : simulations of the draping of fabrics with updated material behaviour law. *Journal of composite materials*, vol. 35, n° 2, 2001, p. 138–163.
- [DÖR 18] DÖRR D., HENNING F., KÄRGER L.
Nonlinear hyperviscoelastic modelling of intra-ply deformation behaviour in finite element forming simulation of continuously fibre-reinforced thermoplastics. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 109, 2018, p. 585–596.
- [DÖR 19] DÖRR D., JOPPICH T., KUGELE D., HENNING F., KÄRGER L.
A coupled thermomechanical approach for finite element forming simulation of continuously fiber-reinforced semi-crystalline thermoplastics. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 125, 2019, page 105508.
- [DOW 97] DOW M. B., DEXTER H. B.
Development of stitched, braided and woven composite structures in the ACT program and at Langley Research Center. , 1997.
- [DRA 94] DRANSFIELD K., BAILLIE C., MAI Y.-W.
Improving the delamination resistance of CFRP by stitching-a review. *Composites Science and Technology*, vol. 50, n° 3, 1994, p. 305–317.
- [DRI 10] DRIDI S.
Essais de caractérisation des structure tissées. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2010.

- [DUH 11] DUHOVIC M., MITSCHANG P., BHATTACHARYYA D.
Modelling approach for the prediction of stitch influence during woven fabric draping. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, n° 8, 2011, p. 968 - 978.
- [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. base documentaire : TIB625., 2008, Editions T.I.
- [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.
- [DUR 12] DURVILLE D.
Contact-friction modeling within elastic beam assemblies : an application to knot tightening. *Computational Mechanics*, vol. 49, n° 6, 2012, p. 687-707.
- [EFR 09] EFRATI E., SHARON E., KUPFERMAN R.
Elastic theory of unconstrained non-Euclidean plates. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 57, n° 4, 2009, p. 762-775.
- [ELS 16] EL SAID B., IVANOV D., LONG A. C., HALLETT S. R.
Multi-scale modelling of strongly heterogeneous 3D composite structures using spatial Voronoi tessellation. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 88, 2016, p. 50-71.
- [FAR 17] FARNAND K., ZOBEIRY N., POURSARTIP A., FERNLUND G.
Micro-level mechanisms of fiber waviness and wrinkling during hot drape forming of unidirectional prepreg composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 103, 2017, p. 168-177.
- [FID 13] FIDELIS M. E. A., PEREIRA T. V. C., GOMES O. D. F. M., DE ANDRADE SILVA F., TOLEDO FILHO R. D.
The effect of fiber morphology on the tensile strength of natural fibers. *Journal of Materials Research and Technology*, vol. 2, n° 2, 2013, p. 149-157.
- [FLO 13] FLORIMOND C., RAMEZANI-DANA H., VIDAL-SALLÉ E.
Identification of fibre degradation due to friction during the weaving process. *Key Engineering Materials*, vol. 554-557, 2013, p. 416-422.
- [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] GATOULLAT 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, n° 0, 2013, p. 135 - 144.

- [GAV 07] GAVAS M., IZCILER M.
Effect of blank holder gap on deep drawing of square cups. *Materials & design*, vol. 28, n° 5, 2007, p. 1641–1646.
- [GER 13] GEREKE T., DÖBRICH O., HÜBNER M., CHERIF C.
Experimental and computational composite textile reinforcement forming : A review. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 46, n° 1, 2013, p. 1–10.
- [GER 19] GEREKE T., CHERIF C.
A review of numerical models for 3D woven composite reinforcements. *Composite Structures*, vol. 209, 2019, p. 60–66.
- [GHE 15] GHERISSI A., ABBASSI F., AMMAR A., ZGHAL A.
Numerical and Experimental Investigations on Deep Drawing of G1151 Carbon Fiber Woven Composites. *Applied Composite Materials*, vol. 23, n° 3, 2015, p. 461–476.
- [GHN 16] GHNATIOS C., ABISSET-CHAVANNE E., BINETRUY C., CHINESTA F., ADVANI S.
3D modeling of squeeze flow of multiaxial laminates. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, vol. 234, 2016, p. 188–200.
- [GIO 18] GIORGIO I., HARRISON P., DELL’ISOLA F., ALSAYEDNOOR J., TURCO E.
Wrinkling in engineering fabrics : a comparison between two different comprehensive modelling approaches. *Proceedings of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 474, n° 2216, 2018, page 20180063.
- [GNA 17] GNABA I., LEGRAND X., WANG P., SOULAT D.
Literature review of tufted reinforcement for composite structures. *IOP Conf Ser Mater Sci Eng*, vol. 254, 2017.
- [GRI 14] GRIGOROVA M.
Towards Realistic Hair Animation Using Discrete Elastic Rods. , 2014.
- [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.
- [GUI 10] GUIRAUD O., DUMONT P. J., ORGÉAS L., VASSAL J.-P., LE T.-H., FAVIER D.
Towards the simulation of mould filling with polymer composites reinforced with mineral fillers and short fibres. *International journal of material forming*, vol. 3, n° 2, 2010, p. 1313–1326.
- [GUZ 15] GUZMAN-MALDONADO E., HAMILA N., BOISSE P., BIKARD J.
Thermomechanical analysis, modelling and simulation of the forming of pre-impregnated thermoplastics composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 78, 2015, p. 211–222.
- [GUZ 16] GUZMAN-MALDONADO E.
Modélisation et simulation de la mise en forme des matériaux composites préimprégnés à matrice thermoplastique et à fibres continues. Thèse de doctorat, Université de Lyon - INSA de Lyon, 2016.

- [GUZ 19] GUZMAN-MALDONADO E., WANG P., HAMILA N., BOISSE P.
Experimental and numerical analysis of wrinkling during forming of multi-layered textile composites. *Composite Structures*, vol. 208, 2019, p. 213–223.
- [HAL 13] HALLANDER P., AKERMO M., MATTEI C., PETERSSON M., NYMAN T.
An experimental study of mechanisms behind wrinkle development during forming of composite laminates. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 50, 2013, p. 54–64.
- [HAL 15] HALLANDER P., SJÖLANDER J., ÅKERMO M.
Forming induced wrinkling of composite laminates with mixed ply material properties; an experimental study. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 78, 2015, p. 234–245.
- [HAM 07a] HAMILA N., BOISSE P.
A meso–macro three node finite element for draping of textile composite preforms. *Applied composite materials*, vol. 14, n° 4, 2007, p. 235–250.
- [HAM 07b] HAMILA N.
Simulation de la mise en forme des renforts composites mono et multi plis. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2007.
- [HAM 08] HAMILA N., BOISSE P.
Simulations of textile composite reinforcement draping using a new semi-discrete three node finite element. *Composites Part B : Engineering*, vol. 39, n° 6, 2008, p. 999–1010.
- [HAM 09] HAMILA N., BOISSE P., SABOURIN F., BRUNET M.
A semi-discrete shell finite element for textile composite reinforcement forming simulation. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 79, n° 12, 2009, p. 1443–1466.
- [HAN 06] HANCOCK S., POTTER K.
The use of kinematic drape modelling to inform the hand lay-up of complex composite components using woven reinforcements. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, n° 3, 2006, p. 413 - 422.
- [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.
- [HAR 11] HARRISON P., YU W. R., LONG A. C.
Rate dependent modelling of the forming behaviour of viscous textile composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, n° 11, 2011, p. 1719–1726.
- [HEN 19] HENNING F., KÄRGER L., DÖRR D., SCHIRMAIER F. J., SEUFFERT J., BERNATH A.
Fast processing and continuous simulation of automotive structural composite components. *Composites Science and Technology*, vol. 171, 2019, p. 261–279.

- [HER 80] HERMAN G. T.
Image Reconstruction from Projections : The Fundamentals of Computerized Tomography. Academic Press, New York, 1980.
- [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.
- [HIV 10] HIVET G., DUONG A.
A contribution to the analysis of the intrinsic shear behavior of fabrics. *Journal of Composite Materials*, vol. 45, n° 6, 2010, p. 695–716.
- [HÖR 19] HÖRBERG E., NYMAN T., ÅKERMO M., HALLSTRÖM S.
Thickness effect on spring-in of prepreg composite L-profiles–An experimental study. *Composite structures*, vol. 209, 2019, p. 499–507.
- [HOS 18] HOSSEINI A., KASHANI M. H., SASSANI F., MILANI A., KO F.
Identifying the distinct shear wrinkling behavior of woven composite preforms under bias extension and picture frame tests. *Composite Structures*, vol. 185, 2018, p. 764–773.
- [HSI 09] HSIEH J.
Computed tomography : principles, design, artifacts, and recent advances. SPIE Press, 2009.
- [HUB 99] HUBERT P., VAZIRI R., POURSAITIP A.
A two-dimensional flow model for the process simulation of complex shape composite laminates. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 44, n° 1, 1999, p. 1–26.
- [HUB 01] HUBERT P., POURSAITIP A.
Aspects of the compaction of composite angle laminates : an experimental investigation. *Journal of Composite Materials*, vol. 35, n° 1, 2001, p. 2–26.
- [HUE 12] HUEBNER M., DIESTEL O., SENNEWALD C., GEREKE T., CHERIF C.
Simulation of the drapability of textile semi-finished products with gradient-drapability characteristics by varying the fabric weave. *Fibres & Textiles in Eastern Europe*, n° 5 (94), 2012, p. 88–93.
- [HUI 19] HUI C., WANG P., LEGRAND X.
Improvement of tufting mechanism during the advanced 3-dimensional tufted composites manufacturing : To the optimisation of tufting threads degradation. *Composite Structures*, vol. 220, 2019, p. 423–430.
- [HUN 12] HUNT G., BUTLER R., BUDD C.
. « Geometry and mechanics of layered structures and materials », 2012.
- [ITO 05] ITOOL E.
. « ITOOL : Integrated tool for simulation of textile composites. », 2005. <https://cordis.europa.eu/project/id/516146/fr> (consulté le 12 mai 2020).

- [IWA 19] IWATA A., INOUE T., NAOUAR N., BOISSE P., LOMOV S. V.
Coupled meso-macro simulation of woven fabric local deformation during draping. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 118, 2019, p. 267–280.
- [KAE 18] KAERGER L., GALKIN S., ZIMMERLING C., DÖRR D., LINDEN J., OECKERATH A., WOLF K.
Forming optimisation embedded in a CAE chain to assess and enhance the structural performance of composite components. *Composite Structures*, vol. 192, 2018, p. 143–152.
- [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.
- [KAP 13] KAPPEL E., STEFANIAK D., HÜHNE C.
Process distortions in prepreg manufacturing—an experimental study on CFRP L-profiles. *Composite Structures*, vol. 106, 2013, p. 615–625.
- [KAS 16] KASHANI M. H., RASHIDI A., CRAWFORD B., MILANI A.
Analysis of a two-way tension-shear coupling in woven fabrics under combined loading tests : Global to local transformation of non-orthogonal normalized forces and displacements. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 88, 2016, p. 272–285.
- [KAW 73] KAWABATA S., NIWA M., KAWAI H.
Finite-deformation theory of plain-weave fabrics - 3. The shear-deformation theory. *Journal of the textile institute*, vol. 64, n° 2, 1973, p. 62–85.
- [KAW 80] KAWABATA S.
The Standardization and Analysis of Hand Evaluation. Textile Machinery Society of Japan, 1980.
- [KAW 89] KAWABATA S., NIWA M.
Fabric performance in clothing and clothing manufacture. *Journal of the Textile Institute*, vol. 80, n° 1, 1989, p. 19–50.
- [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, n° 0, 2014, p. 297 – 304.
- [KHA 15] KHAN M. A., REYNOLDS N., WILLIAMS G., KENDALL K.
Processing of thermoset prepregs for high-volume applications and their numerical analysis using superimposed finite elements. *Composite Structures*, vol. 131, 2015, p. 917–926.

- [KHA 16] KHAN M. A., SALEEM W., ASAD M., IJAZ H.
A parametric sensitivity study on preforming simulations of woven composites using a hypoelastic computational model. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 35, n° 3, 2016, p. 243–257.
- [KRA 15] KRASNOBRIZHA A.
Modélisation des mécanismes d’hystérésis des composites tissés à l’aide d’un modèle collaboratif élasto-plastique endommageable à dérivées fractionnaires. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 2015.
- [KRU 12] KRUCKENBERG T., PATON R.
Resin transfer moulding for aerospace structures. Springer Science and Business Media, 2012.
- [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.
- [LEB 03] LEBRUN G., BUREAU M. N., DENAULT J.
Evaluation of bias-extension and picture-frame test methods for the measurement of intraply shear properties of PP/glass commingled fabrics. *Composite Structures*, vol. 61, n° 4, 2003, p. 341–352.
- [LEE 14] LEE C., SALIT M. S., HASSAN M.
A review of the flammability factors of kenaf and allied fibre reinforced polymer composites. *Advances in Materials Science and Engineering*, vol. 2014, 2014.
- [LEU 16] LEUTZ D., VERMILYEA M., BEL S., HINTERHÖLZL R.
Forming simulation of thick AFP laminates and comparison with live CT imaging. *Applied Composite Materials*, vol. 23, n° 4, 2016, p. 583–600.
- [LIA 17] LIANG B., COLMARS J., BOISSE P.
A shell formulation for fibrous reinforcement forming simulations. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 100, 2017, p. 81–96.
- [LIG 13a] LIGHTFOOT J. S., WISNOM M. R., POTTER K.
Defects in woven preforms : Formation mechanisms and the effects of laminate design and layup protocol. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 51, 2013, p. 99–107.
- [LIG 13b] LIGHTFOOT J. S., WISNOM M. R., POTTER K.
A new mechanism for the formation of ply wrinkles due to shear between plies. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 49, 2013, p. 139–147.

- [LIN 07] LIN H., WANG J., LONG A. C., CLIFFORD M. J., HARRISON P.
Predictive modelling for optimization of textile composite forming. *Composites Science and Technology*, vol. 67, n^o 15-16, 2007, p. 3242–3252.
- [LIT 07] LITEWKA P.
Hermite polynomial smoothing in beam-to-beam frictional contact. *Computational Mechanics*, vol. 40, n^o 5, 2007, p. 815–826.
- [LIU 15] LIU L., ZHANG T., WANG P., LEGRAND X., SOULAT D.
Influence of the tufting yarns on formability of tufted 3-Dimensional composite reinforcement. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 78, 2015, p. 403–411.
- [LIU 19] LIU K., ZHANG B., XU X., YE J.
Experimental characterization and analysis of fiber orientations in hemispherical thermostamping for unidirectional thermoplastic composites. *International Journal of Material Forming*, vol. 12, n^o 1, 2019, p. 97–111.
- [LIV 64] LIVESSEY R., OWEN J.
Cloth stiffness and hysteresis in bending. *Journal of the Textile Institute Transactions*, vol. 55, 1964, p. 516-530.
- [LOJ 07] LOJEN D. Z., JEVSNIK S.
Some aspects of fabric drape. *Fibres and Textiles in Eastern Europe*, vol. 15, n^o 4, 2007, page 39.
- [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^o 11, 2000, p. 2083-2095.
- [LOM 03] LOMOV S., VERPOEST I.
Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms. Part 2. KES-F characterisation of the deformability of the preforms at low loads. *Composites : Part A*, vol. 34, 2003, p. 359-370.
- [LOM 05] LOMOV S., VERPOEST I., ROBITAILLE F.
1 - Manufacturing and internal geometry of textiles. LONG A., Ed., *Design and Manufacture of Textile Composites*, Woodhead Publishing Series in Textiles, p. 1 - 61 Woodhead Publishing, 2005.
- [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^o 7-8, 2006, p. 919-933.
- [LUK 11] LUKASZEWICZ D.-J., POTTER K.
The internal structure and conformation of prepreg with respect to reliable automated processing. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, n^o 3, 2011, p. 283–292.

- [LUY 09] DE LUYCKER E.
Simulation et expérimentation en mise en forme de renforts composites 3D interlocks.
Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2009.
- [MAD 15] MADEO A., FERRETTI M., DELL'ISOLA F., BOISSE P.
Thick fibrous composite reinforcements behave as special second-gradient materials :
three-point bending of 3D interlocks. *Zeitschrift für angewandte Mathematik und
Physik*, vol. 66, n° 4, 2015, p. 2041–2060.
- [MAJ 93] MAJLESSI S., LEE D.
Deep drawing of square-shaped sheet metal parts, part 1 : finite element analysis. ,
1993.
- [MAL 10] MALLICK P. K.
Materials, Design and Manufacturing for Lightweight Vehicles. Woodhead Publishing,
2010.
- [MAL 17] MALLACH A., HÄRTEL F., HEIECK F., FUHR J.-P., MIDDENDORF P., GUDE M.
Experimental comparison of a macroscopic draping simulation for dry non-crimp
fabric preforming on a complex geometry by means of optical measurement. *Journal
of Composite Materials*, vol. 51, n° 16, 2017, p. 2363–2375.
- [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 py-
rolyse des interlocks CMC. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2014.
- [MER 06] MERHI D., MICHAUD V., COMTE E., MÅNSON J.-A. E.
Predicting sizing dependent bending rigidity of glass fibre bundles in sheet moulding
compounds. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, n° 10,
2006, p. 1773 - 1786.
- [MIA 08] MIAO Y., ZHOU E., WANG Y., CHEESEMAN B. A.
Mechanics of textile composites : Micro-geometry. *Composites Science and Technology*,
vol. 68, n° 7-8, 2008, p. 1671–1678.
- [MIT 16] MITCHELL C., DANGORA L., BIELMEIER C., SHERWOOD J.
Investigation into the changes in bending stiffness of a textile reinforced composite
due to in-plane fabric shear : Part 2–Numerical analysis. *Composites Part A : Applied
Science and Manufacturing*, vol. 85, 2016, p. 138–147.
- [M'M 16] M'MEMBE B., GANNON S., YASAE M., HALLETT S. R., PARTRIDGE I. K.
Mode II delamination resistance of composites reinforced with inclined Z-pins. *Ma-
terials & Design*, vol. 94, 2016, p. 565–572.
- [MOU 99] MOURITZ A. P., BANNISTER M. K., FALZON P., LEONG K.
Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composites. *Com-
posites Part A : applied science and manufacturing*, vol. 30, n° 12, 1999, p. 1445–1461.

- [MOU 00] MOURITZ A. P., COX B.
A mechanistic approach to the properties of stitched laminates. *Composites part A : applied science and manufacturing*, vol. 31, n° 1, 2000, p. 1–27.
- [MOU 07] MOURITZ A.
Review of z-pinned composite laminates. *Composites Part A : applied science and manufacturing*, vol. 38, n° 12, 2007, p. 2383–2397.
- [MOU 10] MOURITZ A., COX B.
A mechanistic interpretation of the comparative in-plane mechanical properties of 3D woven, stitched and pinned composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 41, n° 6, 2010, p. 709–728.
- [MUL 12] MULLINEUX G., HICKS B. J., BERRY C.
Numerical optimization approach to modelling delamination and buckling of geometrically constrained structures. *Philosophical Transactions of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 370, n° 1965, 2012, p. 1925–1941.
- [NAC 04] NACEUR H., DELAMEZIERE A., BATOZ J., GUO Y., KNOPF-LENOIR C.
Some improvements on the optimum process design in deep drawing using the inverse approach. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 146, n° 2, 2004, p. 250–262.
- [NAG 03] NAGASAWA S., FUKUZAWA Y., YAMAGUCHI T., TSUKATANI S., KATAYAMA I.
Effect of crease depth and crease deviation on folding deformation characteristics of coated paperboard. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 140, n° 1-3, 2003, p. 157–162.
- [NAO 14] NAOUAR N., VIDAL-SALLE E., SCHNEIDER J., MAIRE E., BOISSE P.
Meso-scale FE analyses of textile composite reinforcement deformation based on X-Ray computed tomography. *Composite Structures*, vol. 116, n° 0, 2014, p. 165 - 176.
- [NAO 15] NAOUAR N., VIDAL-SALLE E., SCHNEIDER J., MAIRE E., BOISSE P.
3D composite reinforcement meso FE analyses based on X-ray computed tomography. *Composite Structures*, vol. 132, 2015, p. 1094–1104.
- [NEZ 16] NEZAMI F. N., GEREKE T., CHERIF C.
Analyses of interaction mechanisms during forming of multilayer carbon woven fabrics for composite applications. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 84, 2016, p. 406–416.
- [NGU 13] NGUYEN Q., VIDAL-SALLE E., BOISSE P., PARK C., SAOUAB A., BREARD J., HIVET G.
Mesoscopic scale analyses of textile composite reinforcement compaction. *Composites Part B : Engineering*, vol. 44, n° 1, 2013, p. 231 - 241.
- [NIL 13] NILAKANTAN G., GILLESPIE JR J. W.
Yarn pull-out behavior of plain woven Kevlar fabrics : Effect of yarn sizing, pullout rate, and fabric pre-tension. *Composite Structures*, vol. 101, 2013, p. 215–224.

- [NOS 14] NOSRAT-NEZAMI F., GEREKE T., EBERDT C., CHERIF C.
Characterisation of the shear–tension coupling of carbon-fibre fabric under controlled membrane tensions for precise simulative predictions of industrial preforming processes. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 67, 2014, p. 131–139.
- [OGI 16] OGIN S., POTLURI P.
1 - Textile-reinforced composite materials. HORROCKS A. R., ANAND S. C., Eds., *Handbook of Technical Textiles (Second Edition)*, p. 1 - 26 Woodhead Publishing, second edition édition, 2016.
- [OKS 01] OKSMAN K.
High quality flax fibre composites manufactured by the resin transfer moulding process. *ournal of reinforced plastics and composites*, vol. 20, n^o 7, 2001, p. 621-627.
- [ONA 00] ONATE E., ZARATE F.
Rotation-free triangular plate and shell elements. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 47, 2000, p. 557-603.
- [OSM 16] OSMIANI C., MOHAMED G., TREIBER J., ALLEGRI G., PARTRIDGE I. K.
Exploring the influence of micro-structure on the mechanical properties and crack bridging mechanisms of fibrous tufts. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 91, 2016, p. 409–419.
- [OUA 11] OUAGNE P., SOULAT D., HIVET G., ALLAOUI S., DURIATTI D.
Analysis of defects during the preforming of a woven flax reinforcement. *Advanced composites letters*, vol. 20, n^o 4, 2011, page 096369351102000403.
- [OUA 13] OUAGNE P., SOULAT D., MOOTHOO J., CAPELLE E., GUERET S.
Complex shape forming of a flax woven fabric; analysis of the tow buckling and misalignment defect. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 51, 2013, p. 1–10.
- [PAP 17] PAPPAS G., JONCAS S., MICHAUD V., BOTSIS J.
The influence of through-thickness reinforcement geometry and pattern on delamination of fiber-reinforced composites : Part II–Modeling. *Composite Structures*, vol. 181, 2017, p. 379–390.
- [PAR 05] PARTRIDGE I. K., CARTIÉ D. D.
Delamination resistant laminates by Z-Fiber® pinning : Part I manufacture and fracture performance. *Composites Part A : applied science and manufacturing*, vol. 36, n^o 1, 2005, p. 55–64.
- [PAR 11] PARK C. H., LEBEL A., SAOUAB A., BREARD J., LEE W. I.
Modeling and simulation of voids and saturation in liquid composite molding processes. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, n^o 6, 2011, p. 658–668.
- [PAZ 15] PAZMINO J., MATHIEU S., CARVELLI V., BOISSE P., LOMOV S. V.
Numerical modelling of forming of a non-crimp 3D orthogonal weave E-glass com-

- posite reinforcement. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 72, 2015, p. 207–218.
- [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.
- [PEN 11] PENG X., DING F.
Validation of a non-orthogonal constitutive model for woven composite fabrics via hemispherical stamping simulation. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, n° 4, 2011, p. 400–407.
- [PFE 08] PFEIFFER I. F., WRIGGERS P.
Lecture notes in applied and computational mechanics. *Springer*, vol. 40, 2008.
- [POT 01] POTLURI P., SHARMA S., RAMGULAM R.
Comprehensive drape modelling for moulding 3D textile preforms. *Composites Part A : Applied science and manufacturing*, vol. 32, n° 10, 2001, p. 1415–1424.
- [POT 02] POTTER K.
Bias extension measurements on cross-plyed unidirectional prepreg. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 33, n° 1, 2002, p. 63–73.
- [POT 08] POTTER K., KHAN B., WISNOM M., BELL T., STEVENS J.
Variability, fibre waviness and misalignment in the determination of the properties of composite materials and structures. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 39, n° 9, 2008, p. 1343–1354.
- [POT 12] POTTER K.
Resin transfer moulding. Springer Science and Business Media, 2012.
- [PRÉ 11] PRÉAU M., TREIBER J., PARTRIDGE I.
Comportement et endommagement d'un raidisseur Ω carbone/époxy renforcé par tufting. 2011.
- [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.
- [ROC 14] ROCHER J.-E.
Caractérisation expérimentale et modélisation à l'échelle mésoscopique du comportement de tissus 3D de mèches comelées. Thèse de doctorat, 2014.

- [ROZ 00] ROZANT O., BOURBAN P.-E., MÅN SON J.-A.
Drapability of dry textile fabrics for stampable thermoplastic preforms. *Composites Part A : applied science and manufacturing*, vol. 31, n° 11, 2000, p. 1167–1177.
- [RUD 97] RUDD C., LONG A., KENDALL K., MANGIN C.
Liquid molding technologies : Resin transfer moulding, structural reaction injection moulding and related processing techniques. Woodhead Publishing Limited, 1997.
- [RUI 11] RUIZ E., TROCHU F.
Flow modeling in composite reinforcements. *Composite reinforcements for optimum performance*, p. 588–615 Elsevier, 2011.
- [RUT 93] RUTTER E. H.
Experimental rock deformation : techniques, results and applications to tectonics. *Geology Today*, vol. 9, n° 2, 1993, p. 61–65.
- [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.
- [SAC 17] SACHS U., AKKERMAN R.
Viscoelastic bending model for continuous fiber-reinforced thermoplastic composites in melt. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 100, 2017, p. 333-341.
- [SAL 19] SALEM M. M., DE LUYCKER E., FAZZINI M., OUAGNE P.
Experimental, analytical and numerical investigation to prevent the tow buckling defect during fabric forming. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 125, 2019, page 105567.
- [SCH 10] SCHMID D. W., SCHMALHOLZ S. M., MANCKTELOW N. S., FLETCHER R. C.
Comment on 'Folding with thermal-mechanical feedback'. *Journal of Structural Geology*, vol. 32, n° 1, 2010, p. 127–130.
- [SCH 19] SCHUG A., RINKER D., HINTERHOELZL R., DRECHSLER K.
Evaluating the potential of forming spot-welded layups out of fibre reinforced thermoplastic tape without previous consolidation. *International Journal of Material Forming*, vol. 12, n° 2, 2019, p. 279–293.
- [SCO 18] SCOTT M., DELL'ANNO G., CLEGG H.
Effect of process parameters on the geometry of composite parts reinforced by through-the-thickness tufting. *Applied composite materials*, vol. 25, n° 4, 2018, p. 785–796.
- [SHA 03] SHARMA S., SUTCLIFFE M., CHANG S.
Characterisation of material properties for draping of dry woven composite material. *Composites Part A : applied science and manufacturing*, vol. 34, n° 12, 2003, p. 1167–1175.
- [SHA 04] SHARMA S. B., SUTCLIFFE M. P. F.
A simplified finite element model for draping of woven material. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 35, n° 6, 2004, p. 637–643.

- [SHE 07] SHERBURN M.
Geometric and mechanical modelling of textiles. Thèse de doctorat, Université de Nottingham, 2007.
- [SHE 19a] SHEN H., WANG P., LEGRAND X., LIU L.
Characterisation and optimisation of wrinkling during the forming of tufted three-dimensional composite preforms. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 127, 2019, page 105651.
- [SHE 19b] SHEN H., WANG P., LEGRAND X., LIU L., SOULAT D.
Influence of the tufting pattern on the formability of tufted multi-layered preforms. *Composite Structures*, vol. 228, 2019, page 111356.
- [SJÖ 16] SJÖLANDER J., HALLANDER P., ÅKERMO M.
Forming induced wrinkling of composite laminates : a numerical study on wrinkling mechanisms. *Composites Part A : applied science and manufacturing*, vol. 81, 2016, p. 41–51.
- [SKO 07] SKORDOS A. A., MONROY ACEVES C., SUTCLIFFE M. P. F.
A simplified rate dependent model of forming and wrinkling of pre-impregnated woven composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 38, n° 5, 2007, p. 1318–1330.
- [SMO 18] SMOLJANOVIĆ H., UZELAC I., TROGRLIĆ B., ŽIVALJIĆ N., MUNJIZA A.
A computationally efficient numerical model for a dynamic analysis of beam type structures based on the combined finite-discrete element method : Ein recheneffizientes numerisches Modell für eine dynamische Analyse von Balkentypstrukturen basierend auf der kombinierten Methode der Finiten-Diskreten-Elemente. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 49, n° 5, 2018, p. 651–665.
- [SOZ 12] SOZER E., SIMACEK P., ADVANI S.
9 - Resin transfer molding (RTM) in polymer matrix composites. ADVANI S. G., HSIAO K.-T., Eds., *Manufacturing Techniques for Polymer Matrix Composites (PMCs)*, Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering, p. 245 - 309 Woodhead Publishing, 2012.
- [SPE 72] SPENCER A.
Deformations of Fibre Reinforced Materials. Oxford University Press, London, 1972.
- [SZA 03] SZABLEWSKI P., KOBZA W.
Numerical Analysis of Peirce's Cantilever and Test for the Bending Rigidity of Textiles. *FIBRES & TEXTILES in Eastern Europe*, vol. 11, 2003, p. 54-57.
- [SZE 05] SZE K. Y., LIU X. H.
A new skeletal model for fabric drapes. *International Journal of Mechanics and Materials in Design*, vol. 2, n° 3-4, 2005, p. 225-243.
- [TAK 17] TAKAGAKI K., MINAKUCHI S., TAKEDA N.
Process-induced strain and distortion in curved composites. Part II : Parametric study and application. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 103, 2017, p. 219–229.

- [TEI 20] TEIJIN
. « Tenax[®] Filament yarn Product Data Sheet (EU) ». <https://www.tejincarbon.com/products/tenaxr-carbon-fiber/tenaxr-filament-yarn?r=1>. (Page consultée le 10 juin 2020), 2 2020.
- [TEN 07] TEN THIJE R., AKKERMAN R., HUÉTINK J.
Large deformation simulation of anisotropic material using an updated Lagrangian finite element method. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, vol. 196, n° 33-34, 2007, p. 3141–3150.
- [TEN 09] TEN THIJE R., AKKERMAN R.
A multi-layer triangular membrane finite element for the forming simulation of laminated composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 40, n° 6-7, 2009, p. 739–753.
- [THI 07] TEN THIJE R. H. W., AKKERMAN R., HUÉTINK J.
Large deformation simulation of anisotropic material using an updated Lagrangian finite element method. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 196, n° 33-34, 2007, p. 3141–3150.
- [THO 18] THOMPSON A. J., EL SAID B., BELNOUE J. P., HALLETT S. R.
Modelling process induced deformations in 0/90 non-crimp fabrics at the meso-scale. *Composites Science and Technology*, vol. 168, 2018, p. 104–110.
- [TRE 11] TREIBER J. W.
Performance of tufted carbin fibre/epoxy composites. , 2011, Cranfield University.
- [VAN 91] VAN DER WEEËN F.
Algorithms for draping fabrics on doubly-curved surfaces. *International journal for numerical methods in engineering*, vol. 31, n° 7, 1991, p. 1415–1426.
- [VAN 09] VANCLOOSTER K., LOMOV S. V., VERPOEST I.
On the formability of multi-layered fabric composites. *Proc 17th Int Conf Compos Mater*, 2009, p. 1–10.
- [VAN 10] VANCLOOSTER K., LOMOV S. V., VERPOEST I.
Simulation of multi-layered composites forming. *International Journal of Material Forming*, vol. 3, n° 1, 2010, p. 695–698.
- [VER 06] VERREY J., WAKEMAN M., MICHAUD V., MÅNSON J.-A.
Manufacturing cost comparison of thermoplastic and thermoset RTM for an automotive floor pan. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, n° 1, 2006, p. 9–22.
- [WAL 12] WALBRAN W., VERLEYE B., BICKERTON S., KELLY P.
Prediction and experimental verification of normal stress distributions on mould tools during Liquid Composite Moulding. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 43, n° 1, 2012, p. 138–149.
- [WAN 98] WANG J., PAGE J. R., PATON R.
Experimental investigation of the draping properties of reinforcement fabrics. *Composites Science and Technology*, vol. 58, 1998, p. 229–237.

- [WAN 99] WANG J., PATON R., PAGE J. R.
The draping of woven fabric preforms and prepregs for production of polymer composite components. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 30, n° 6, 1999, p. 757-765.
- [WAN 01] WANG Y., SUN X.
Digital-element simulation of textile processes. *Composites science and technology*, vol. 61, n° 2, 2001, p. 311-319.
- [WAN 10] WANG Y., MIAO Y., SWENSON D., CHEESEMAN B. A., YEN C.-F., LAMATTINA B.
Digital element approach for simulating impact and penetration of textiles. *International Journal of Impact Engineering*, vol. 37, n° 5, 2010, p. 552-560.
- [WAN 15] WANG P., LEGRAND X., BOISSE P., HAMILA N., SOULAT D.
Experimental and numerical analyses of manufacturing process of a composite square box part : Comparison between textile reinforcement forming and surface 3D weaving. *Composites Part B : Engineering*, vol. 78, 2015, p. 26-34.
- [WAN 16] WANG Y., MIAO Y., HUANG L., SWENSON D., YEN C.-F., YU J., ZHENG J. Q.
Effect of the inter-fiber friction on fiber damage propagation and ballistic limit of 2-D woven fabrics under a fully confined boundary condition. *International Journal of Impact Engineering*, vol. 97, 2016, p. 66-78.
- [WAN 20] WANG J., WANG P., HAMILA N., BOISSE P.
Mesoscopic analyses of the draping of 3D woven composite reinforcements based on macroscopic simulations. *Composite Structures*, vol. 250, 2020, page 112602.
- [WEN 15] WENDLING A., DANIEL J. L., HIVET G., VIDAL-SALLÉ E., BOISSE P.
Meshing Preprocessor for the Mesoscopic 3D Finite Element Simulation of 2D and Interlock Fabric Deformation. *Applied Composite Materials*, vol. 22, n° 6, 2015, p. 869-886.
- [WHI 97] WHITING A., HUNT G. W.
Evolution of nonperiodic forms in geological folds. *Mathematical geology*, vol. 29, n° 5, 1997, p. 705-723.
- [WIE 98] WIERSMA H., PEETERS L., AKKERMAN R.
Prediction of springforward in continuous-fibre/polymer L-shaped parts. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 29, n° 11, 1998, p. 1333-1342.
- [WIJ 19] WIJAYA W., ALI M., UMER R., KHAN K., KELLY P., BICKERTON S.
An automatic methodology to CT-scans of 2D woven textile fabrics to structured finite element and voxel meshes. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 125, 2019, page 105561.
- [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.
- [WRI 01] WRIGGERS P., KRSTULOVIC-OPARA L., KORELC J.
Smooth C1-interpolations for two-dimensional frictional contact problems. *Interna-*

- tional Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 51, n° 12, 2001, p. 1469–1495.
- [XIO 19] XIONG H., HAMILA N., BOISSE P.
Consolidation modeling during thermoforming of thermoplastic composite prepregs. *Materials*, vol. 12, n° 18, 2019, page 2853.
- [YAO 19] YAO Y., PENG X., GONG Y.
Influence of tension–shear coupling on draping of plain weave fabrics. *Journal of Materials Science*, vol. 54, n° 8, 2019, p. 6310–6322.
- [YAS 13] YASTREBOV V. A.
Numerical methods in contact mechanics. John Wiley & Sons, 2013.
- [YOO 99] YOON J. W., YANG D.-Y., CHUNG K., BARLAT F.
A general elasto-plastic finite element formulation based on incremental deformation theory for planar anisotropy and its application to sheet metal forming. *International Journal of Plasticity*, vol. 15, n° 1, 1999, p. 35–67.
- [YU 05] YU W.-R., HARRISON P., LONG A.
Finite element forming simulation for non-crimp fabrics using a non-orthogonal constitutive equation. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 36, n° 8, 2005, p. 1079–1093.
- [ZAV 09] ZAVARISE G., DE LORENZIS L.
The node-to-segment algorithm for 2D frictionless contact : classical formulation and special cases. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 198, n° 41-44, 2009, p. 3428–3451.
- [ZEN 14] ZENG X., BROWN L. P., ENDRUWEIT A., MATVEEV M., LONG A. C.
Geometrical modelling of 3D woven reinforcements for polymer composites : Prediction of fabric permeability and composite mechanical properties. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 56, 2014, p. 150–160.
- [ZHA 13] ZHANG Y., SUN F., WANG Y., CHEN L., PAN N.
Study on intra/inter-ply shear deformation of three dimensional woven preforms for composite materials. *Materials & Design*, vol. 49, 2013, p. 151–159.
- [ZHA 19] ZHANG G., WANG J., NI A., HU H., DING A., LI S.
Process-induced deformation of L-shaped variable-stiffness composite structures during cure. *Composite Structures*, vol. 230, 2019, page 111461.
- [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.
- [ZHU 09] ZHU B., YU T., TENG J., TAO X.
Theoretical modeling of large shear deformation and wrinkling of plain woven composite. *Journal of composite materials*, vol. 43, n° 2, 2009, p. 125–138.
- [ZHU 11] ZHU D., SORANAKOM C., MOBASHER B., RAJAN S.
Experimental study and modeling of single yarn pull-out behavior of kevlar® 49 fa-

bric. *Composites part A : Applied Science and manufacturing*, vol. 42, n° 7, 2011, p. 868–879.

[ZOU 06] ZOUARI B., DANIEL J.-L., BOISSE P.

A woven reinforcement forming simulation method. Influence of the shear stiffness. *Computers & Structures*, vol. 84, n° 5-6, 2006, p. 351–363.



FOLIO ADMINISTRATIF

THÈSE DE L'UNIVERSITÉ DE LYON OPÉRÉE AU SEIN DE L'INSA DE LYON

NOM : HUANG

DATE de SOUTENANCE : 26 Novembre 2020

Prénoms : Jin

TITRE : Simulation du drapage des renforts de composites multicouches liés par piquage

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2020LYSEI098

École doctorale : MEGA

Spécialité : Mécanique - Génie Mécanique

RÉSUMÉ :

De nos jours, les matériaux composites permettent de diminuer la masse des pièces et sont largement utilisés dans le domaine de l'aérospatial, de l'aéronautique et de l'automobile. De plus, les composites multicouches à renfort textiles permettent de la conception des structures épaisses telles que les aubes de la soufflante des réacteurs d'avion. Cependant, de nombreux défauts peuvent apparaître pendant le processus de mise en forme des renforts multicouches, comme des plissements. Des recherches sur la formation de plis, ainsi que sur la technique de piquage pour améliorer la propriété mécanique des renforts multicouches dans l'épaisseur sont présentées dans ce travail. La première partie de ce présent rapport consiste à étudier la formation de plis des renforts multicouches soumis à la flexion hors plan. Dans un premier temps, l'influence des différentes orientations des couches sur la formation de plis est explorée. La relation entre le chargement appliqué sur le tissu et la création de plissements est ainsi montrée. Le second chapitre consiste à comparer l'influence de deux types de tissage pour ce qui concerne la drapabilité du composite. La troisième partie propose deux modèles numériques adaptés pour simuler le drapage des renforts composites liés par piquage. Ces approches impliquent l'utilisation d'un élément fini de coque de type stress resultant pour représenter chaque couche de renfort et des éléments de barre pour représenter le fil de piquage. Ces modèles nécessitent un algorithme de contact propre pour gérer l'interaction entre le renfort et le fil de piquage. Enfin, la dernière partie consiste à valider les modèles par une comparaison entre les simulations et les essais expérimentaux.

MOTS-CLÉS : Renforts de composite, Piquage, Renforts multicouches, Plissements, Mise en forme

Laboratoire(s) de recherche : Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Solides
UMR CNRS 5259 - INSA de Lyon
Bâtiment Sophie Germain, Avenue Jean Capelle O,
69100 Villeurbanne Cedex FRANCE

Directeur de thèse : Philippe BOISSE

Président du jury : Caroline RICHARD

Composition du jury : Caroline RICHARD
Damien SOULAT
Nahiène HAMILA

Christophe BOUVET
Peng WANG

