HAL
open science

Etude du procédé d'estampage de plaques composites thermo-plastiques et recherche d'une méthodologie efficiente pour l'analyse de la faisabilité d'une pièce complexe

Kevin Le Meur

To cite this version:

Kevin Le Meur. Etude du procédé d'estampage de plaques composites thermo-plastiques et recherche d'une méthodologie efficiente pour l'analyse de la faisabilité d'une pièce complexe. Mécanique [physics.med-ph]. INSA de Lyon, 2015. Français. NNT : 2015ISAL0115 . tel-03081194

HAL Id: tel-03081194

https://theses.hal.science/tel-03081194v1

Submitted on 18 Dec 2020

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.

Confidentiel Industrie

N° d'ordre : 2015ISAL0115 Année 2015

Thèse

Etude du procédé d'estampage de plaques composites thermo-plastiques et recherche d'une méthodologie efficiente pour l'analyse de la faisabilité d'une pièce complexe

Présentée devant
L'institut national des sciences appliquées de Lyon

Pour obtenir
Le grade de docteur

Formation doctorale: MECANIQUE – GENIE DES PROCEDES – GENIE MATERIAUX
Ecole doctorale : Ecole doctorale MEGA

Par
Kévin Le Meur
(Ingénieur)

Soutenue le 02/12/15 devant la Commission d'examen

Jury MM.

Directeur	P. BOISSE	Professeur (INSA de Lyon)
Examinateur	J. COLMARS	Maître de conférence (INSA de Lyon)
Rapporteur	G. HIVET	Professeur (Université d'Orléans)
Président	F. MORESTIN	Professeur (INSA de Lyon)
Invité	C. ROUA	Directeur COGIT Composites
Rapporteur	D. SOULAT	Professeur (ENSAIT Roubaix)

LaMCoS - UMR CNRS 5514 - INSA de Lyon
20, avenue Albert Einstein, 69621 Villeurbanne Cedex (FRANCE)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Résumé: Le procédé de thermo-estampage est une voie intéressante pour la production en grande série de pièces composites. Cependant ce procédé est complexe à maitriser et simuler, en raison des phénomènes multi-physiques mis en jeu (déformation textiles, choc thermique, frottements...) ce qui engendre des campagnes par essai-erreurs qui peuvent être très coûteuses.

Cette étude s'intéresse à la mesure et à la caractérisation du procédé d'estampage et des matériaux utilisés afin de simuler le refroidissement de la matrice et la mise en forme du textile. Des défauts récurrents sont évoqués ainsi que des solutions industrielles afin de les résoudre. La simulation thermique permet de déterminer le temps de consolidation nécessaire afin d'optimiser les temps de production en fonction des matériaux et de leur épaisseur. La simulation de la mise en forme textile permet de prédire la faisabilité d'une pièce et l'orientation des fibres afin de définir au mieux les pièces suivant les cas de charges statiques et dynamiques.

Les apports de ce travail sont les suivants : la réalisation de mesures thermiques du flan durant un estampage et du choc thermique en surface du stratifié, la réalisation d'une méthodologie efficiente pour analyser la faisabilité d'une pièce complexe dans un contexte industriel grâce à des simulations de mise en forme couplées à des essais expérimentaux. Enfin une méthode d'analyse du comportement en cisaillement plan, pour des renforts dont les fils de chaîne et de trames ne sont pas orthogonaux est proposée.

Mots clés: composites, thermoplastique, mise en forme, thermo-estampage, faisabilité, tissu, mesures

Abstract: The thermo-stamping process is a promising way for the mass production of the composite parts. However this process is complex to master and simulate due to the multi-physics background (textile deformation, thermal shock, rubbing...) and trial and error tests campaigns can be expensive.

This study focuses on the measurement and assessment of the process and materials behaviour, to simulate the cooling down of the matrix and the forming of the woven. Typical defects are mentioned as well as associated industrial solutions to solve them. The simulation makes it possible to determine the consolidation time necessary in order to optimize the manufacturing time as a function of the material used and of its thickness. Furthermore the forming simulation shows the feasibility of the part and the fibre orientation to design the product for the static and crash cases.

The contributions of this work are the following: thermal measurements of the pre-consolidated plate during the stamping phase and the thermal chock at the surface of the composites, an efficient method to analyse the feasibility of a complex shape in an industrial context is proposed through forming simulations compared to the experiment. Finally, a methodology for the analysis of the in-plane shearing behaviour of a woven fabric with non-orthogonal warp and weft yarn is proposed.

Key words: composite, thermoplastic, forming, thermo-stamping, feasibility, woven, measurement

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

INSA Direction de la Recherche – Ecoles Doctorales

Sigle	Ecole doctorale	Responsable
CHIMIE	CHIMIE DE LYON http://www.edchimie-lyon.fr Sec : Renée EL MELHEM Bât Blaise Pascal 3ème étage 04 72 43 80 46 INSA de Lyon : R. GOURDON secretariat@edchimie-lyon.fr	Jean Marc LANCELIN Université de Lyon – Collège Doctoral Bât ESCPE 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 13 95 directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE http://edeea-ec-lyon.fr Sec : M.C. HAVGOUDOUKIAN Ecole-Doctorale.eea@ec-lyon.fr	Gérard SCORLETTI Ecole Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04 72 18 60 97 Fax : 04 78 43 37 17 Gerard.scorletti@ec-lyon.fr
E2M2	EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION http://e2m2.universite-lyon.fr Sec : Safia AIT CHALAL Bât Atrium-UCB Lyon 1 04 72 44 83 62 INSA de Lyon : S. REVERCHON Safia.ait-chalal@univ-lyon1.fr	Fabrice CORDEY Laboratoire de Géologie de Lyon Université Claude Bernard Lyon 1 Bât Géode-Bureau 225 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cédex Tél : 04 72 44 83 74 fabrice.cordey@univ-lyon1.fr
EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTE http://www.ediss-lyon.fr Sec : Safia AIT CHALAL Bât Atrium-UCB Lyon 1 04 72 44 83 62 INSA de Lyon : Safia.ait-chalal@univ-lyon1.fr	Emmanuelle CANET-SOULAS INSER M U 1060, Carmen lab, Univ. Lyon 1 Bât IMBL 11 avenue Jean Capelle, INSA de Lyon 69621 Villeurbanne Tél: 04 72 11 90 13 Emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr
INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHEMATIQUES http://infomaths.univ-lyon1.fr Sec : Renée EL MELHEM Bât Blaise Pascal 3ème étage infomath@univ-lyon1.fr	Sylvie CALABRETTO LIRIS-INSA de Lyon Bât Blaise Pascal 7 avenue Jean Capelle 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04 72 44 82 94 Fax 04 72 43 16 87 Sylvie.calabretto@insa-lyon.fr
Matériaux	MATERIAUX DE LYON http://ed34.universite-lyon.fr Sec : M. LABOUNE PM : 71.70 - Fax : 87 12 Bât Direction 1er étage Ed.materiaux@insa-lyon.fr	Jean-Yves BUFFIERE INSA de Lyon MATEIS Bât Saint-Exupéry 7 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE cedex Tél : 04 72 43 83 18 Fax : 04 72 43 85 28 Ed.materiaux@insa-lyon.fr
MEGA	MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE http://edmega.universite-lyon.fr Sec: M. LABOUNE PM : 71 70 - Fax : 87 12 Bât Direction 1er étage mega@insa-lyon.fr	Philippe BOISSE INSA de Lyon Laboratoire LamCoS Bât Jacquard 25 bis avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél :04 72 43 71 70 Fax : 04 72 43 72 37 Philippe.boisse@insa-lyon.fr
ScSo	ScSo* http://recherche.univ-lyon2.fr/scso/ Sec : Viviane POLSINELLI - Brigitte DUBOIS Insa : J.Y. TOUSSAINT viviane.polsinelli@univ-lyon2.fr	Isabelle VON BUELTZINGLOEWEN Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél : 04 78 77 23 86 Fax : 04 37 28 04 48 isavonb@dbmail.com

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

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Table des matières

INDEX DES FIGURES.....10

INDEX DES TABLEAUX.....15

INTRODUCTION.....16

1 MATÉRIAUX COMPOSITES.....20

1.1 Textiles.....20
1.1.1 Tissus.....21
a) Fibres longues.....21
b) Armures textiles.....22
1.1.2 Unidirectionnels.....23
1.1.3 Non Crimp Fabric.....24
1.1.4 Tissus interlock 3D.....24
1.2 Matrices polymériques.....25
1.3 Matériaux utilisés.....26

2 PROCÉDÉ DE THERMO-ESTAMPAGE.....29

2.1 Différents procédés de mise en forme.....30
2.1.1 Estampage de tôle.....30
2.1.2 Thermoformage.....31
2.2 Principe du procédé.....32
2.3 Chauffe du four.....35
2.4 Convoyage.....40
2.5 Serre-flans.....42
2.6 Emboutissage.....43
2.6.1 Variations de température lors de l'estampage.....44
a) Flan chauffé par infrarouge moyen.....44
b) Flan chauffé par infrarouge long.....46
2.6.2 Variations de vitesses lors de l'emboutissage.....49
2.6.3 Blocage.....50
2.6.4 Défauts rencontrés sur les pièces.....52
a) Dégradation de la matrice.....52
b) Plis.....53
c) Flambement des fils.....53
d) Manque de matrice en surface.....54
2.6.5 Solutions pour limiter / supprimer les défauts.....54
a) Pinces.....55
b) Orientation du tissu.....56
c) Choix des matériaux.....56
Matrice.....56
Textile.....57
d) Choix des températures et des vitesses.....57

3 DIFFÉRENTES APPROCHES POUR LA MODÉLISATION DE LA MISE EN FORME
.....58

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.1 Différentes échelles de modélisation....58
3.1.1 Cellule élémentaire représentative....58
3.1.2 Echelle microscopique....59
3.1.3 Echelle mésoscopique....60
3.1.4 Echelle macroscopique....61
3.2 Différentes méthodes de simulation de mise en forme d'un pli de tissu....62
3.2.1 Approche géométrique....62
3.2.2 Approche géo-mécanique....64
3.2.3 Approche mécanique simplifiée....65
3.2.4 Approche viscoélastique....68
a) Maxwell....68
b) Kelvin-Voigt....68
c) Visco-hyperélastique....68
3.2.5 Approche continue....69
3.2.6 Approche semi-discrète....70
3.2.7 Résumé des différentes méthodes....72
3.3 Caractérisation du comportement mécanique des renforts tissés à l'échelle macroscopique....73
3.3.1 Rigidité en tension....73
3.3.2 Rigidité en cisaillement....75
a) Picture frame....76
b) Bias-extension test....77
c) Données numériques....79
3.3.3 Rigidité en flexion....80
3.3.4 Cas de la compression....82
3.3.5 Mesure des frottements....82
3.4 Modélisation de la mise en forme d'un stratifié....85
4 INFLUENCE DE LA THERMIQUE ET DE LA VITESSE DANS LE PROCÉDÉ D'ESTAMPAGE....86
4.1 Influence de la thermique sur les propriétés de mise en forme du stratifié....86
4.1.1 Expérimentations....87
a) Le cisaillement....87
b) La flexion....92
4.1.2 Adaptation à la simulation....95
4.2 Influence de la vitesse d'emboutissage sur les propriétés de mise en forme du stratifié....96
4.2.1 Expérimentations....97
a) Le cisaillement....97
b) La flexion....99
4.2.2 Adaptation à la simulation....100
4.3 Influence de la matrice....101
4.4 Influence du renfort....103
5 SIMULATION À L'ÉCHELLE MACROSCOPIQUE DE STRATIFIÉS PRÉ-CONSOLIDÉS....107
5.1 Mesure des angles de cisaillement....107
5.2 Simulation du 104-FG-290....108
5.2.1 Tissu placé à 0°....108
5.2.2 Tissu placé à 45°....109
5.2.3 Tissu placé à 0° avec des pinces à 45°....111
5.2.4 Tissu placé à 45° avec des pinces à 0° et 90°....112
5.3 Simulation du 102-RG-600....113

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

5.3.1 Tissu placé à 0°....113
5.3.2 Tissu placé à 45°....114
5.3.3 Tissu placé à 0° avec des pinces à 45°....115
5.3.4 Tissu placé à 45° avec des pinces à 0° et 90°....116
5.3.5 Tissu placé à 45° avec des pinces à 45°....117
5.4 Conclusion....118
6 FILS DE CHAÎNE ET TRAME NON-ORTHOGONAUX INITIALEMENT....119
6.1 Théorie....119
6.1.1 Bias-extension test en fonction des longueurs de fil....119
6.1.2 Non allongement des fibres:....120
6.2 Variation entre l'expérience et la théorie....120
6.2.1 Allongement des fibres....120
6.2.2 Orthogonalité des fils de chaîne et trame....121
6.3 Fils de chaîne et de trame non orthogonaux....122
6.3.1 Bias-extension test théorique....122
6.3.2 Hypothèses....123
6.3.3 Schéma....124
6.3.4 Calcul théorique des angles de cisaillement....125
6.3.5 Calcul théorique des surfaces cisaillées à l'origine....127
6.3.6 Comparaison des différents calculs à la théorie....129
6.4 Conclusions....131
7 MÉTHODOLOGIE PROPOSÉE....132
7.1 Evaluation de la difficulté de la pièce....132
7.2 Simulation avancée....133
7.2.1 Mesures expérimentales....133
a) Bias-extension test....134
b) Mesure de la flexion....134
c) Module en traction....135
d) Préparation du fichier de simulation....135
7.3 Analyse des résultats....136
7.4 Simulation de la température....136
7.5 Validation expérimentale....136
7.6 Conclusion....136
8 CONCLUSION ET PERSPECTIVES....137
BIBLIOGRAPHIE....139

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Index des Figures

Figure 1: Schéma de fabrication des textiles....20
Figure 2: Mèches de fibres longues (carbone et verre)....21
Figure 3: Illustration d'un unidirectionnel....24
Figure 4: Illustration d'un N.C.F....24
Figure 5: Tomographie d'un renfort tissé 3D orthogonal non ondulé [NAO 2015]....25
Figure 6: Illustration du triangle des polymères (source : Quadrant)....26
Figure 7: Représentation de l'imprégnation à cœur....27
Figure 8: Plateau réalisé par thermo-estampage....29
Figure 9: Schématisation du procédé d'emboutissage : a) mise en place du flan ; b) descente des serre-flans pour le maintien de la tôle ; c) mise en forme du flan par le poinçon ; d) relevée des outils d'emboutissage pour démoulage....30
Figure 10: "Assèchement" de la fibre....31
Figure 11: Exemple de variation de température durant le thermoformage....31
Figure 12: Schéma du procédé de thermo-estampage: 1) plaque pré-consolidée ; 2) chauffe dans le four ; 3) emboutissage du flan ; 4) pièce terminée....32
Figure 13: Schéma de comparaison entre le procédé de thermo-formage et de thermo-estampage d'un stratifié Verre/PP....33
Figure 14: Presse de laboratoire de COGIT Composites....33
Figure 15: Schéma des différentes positions paramétrables sur la presse....34
Figure 16: Pièce estampée et co-injectée [LAN 2014]....35
Figure 17: Lampes infrarouges à lames rayonnantes....36
Figure 18: Exemple de chauffe d'un flan de Verre/PP dans un four à infrarouges courts....36
Figure 19: Disposition des blocs de chauffe dans le four infrarouge....37
Figure 20: Différentes chauffes avec les mêmes paramètres procédés....38
Figure 21: Position des thermocouples à l'intérieur du stratifié....38
Figure 22: Chauffe par infrarouge long....39
Figure 23: Document fournisseur de la chauffe des lampes céramiques....39
Figure 24: Schéma de la longueur des blocs chauffant....40
Figure 25: Refroidissement d'une plaque de V/PPS (e=1mm) sortant du four....41
Figure 26: Schéma de maintien du flan....42
Figure 27: Schéma de la mise en forme. a) poinçon en position; b) arrivée du flan; c) mise en forme;

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

d) consolidation....43
Figure 28: Position des thermocouples dans les plaques instrumentées de 2mm....44
Figure 29: Cycle thermique subi par le flan....45
Figure 30: Placement des thermocouples à l'intérieur du flan....46
Figure 31: Variation de température d'un flan estampé chauffer par infrarouge long....46
Figure 32: Simulation simplifiée de la conductivité thermique après contact avec le moule....48
Figure 33: Comparaison entre l'expérimental et la simulation lors des deux premières secondes....48
Figure 34: Schéma de déplacement du flan....49
Figure 35: Vue globale du déplacement et des efforts dans le vérin....50
Figure 36: Courbe retraçant le blocage....50
Figure 37: Illustration de la zone de blocage....51
Figure 38: Schéma de la migration de la matrice lors de la chauffe....51
Figure 39: Estampage d'une bande....52
Figure 40: Exemples de matrices dégradées par la chauffe....52
Figure 41: Plis sur la zone non utile de la pièce....53
Figure 42: Exemple de plis à l'intérieur d'un hémisphère....53
Figure 43: Flambement local des mèches transverses....54
Figure 44: Manque de matrice sur le haut du dôme....54
Figure 45: Exemple d'utilisation de pinces: a) sans pinces; b) pinces dans la zone cisaillée....55
Figure 46: Pinces peu efficaces: a) sans pinces; b) pinces peu efficaces....55
Figure 47: Estampage d'un multi-couches; a) empilement quasi-isotropique; b) empilement orthotropique [VAN 2010]....56
Figure 48: CER d'un tissu (Sergé 2/2)....59
Figure 49: Simulation de l'infusion de tissus (toile et sergé) [CAL 2013]....59
Figure 50: Exemple de représentation mésoscopique [BAD 2008]....60
Figure 51: Simulation à l'échelle mésoscopique de l'emboutissage d'un hémisphère [GAT 2010]....60
Figure 52: Simulation de mise en forme d'un hémisphère à l'échelle macroscopique....61
Figure 53: Détermination du point C, connaissant la position du point A et B par la méthode du filet 62
Figure 54: Exemple d'approche géométrique....63
Figure 55: Variation du point de départ: a) sur le côté; b) proche du centre de l'hémisphère....63
Figure 56: Différence entre redéfinition des frontières et une pince....63
Figure 57: Modélisation d'un textile par ensemble liens rigides, ressorts, masses....64

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Figure 58: Mise en forme d'un hémisphère par une méthode géo-mécanqiue [CAS 2013]: a) textile au début de la simulation; b) fin de la simulation (les noeuds en rouge ne sont pas au contact du moule); c) déformation des différentes régions (en rouge les régions les plus déformées).....65
Figure 59: Schématisation de la méthode de David Jauffrès [JAU 2009b].....66
Figure 60: Variation des vecteur unitaires dans le cas de grande déformations.....66
Figure 61: Comparaison du comportement en cisaillement entre les simulations et l'expérimental [JAU 2009b].....67
Figure 62: Schématisation du modèle de Maxwell.....68
Figure 63: Schématisation du modèle de Kelvin-Voigt.....68
Figure 64: Relaxation du stratifié lors d'un bias-extension test [GUZ 2015].....68
Figure 65: Comparaison entre l'expérimental et la simulation d'un test en cisaillement.....71
Figure 66: Schéma des différents modes de déformations d'une C.E.R. (Cellule Elémentaire Représentative) : (a) tension ; (b) cisaillement ; (c) flexion.....73
Figure 67: Schéma embuvage.....74
Figure 68: Dispositif pour essai de traction biaxiale [BUE 1998].....75
Figure 69: Essai de bias-extension test.....77
Figure 70: Différentes zones de comportement en cisaillement: a) adhésion; b) inertie; c) frottements.....79
Figure 71: Dispositifs de mesure de flexion statique :.....80
Figure 72: Essai de flexion en température avec la méthode de B. Liang.....81
Figure 73: Essai de compression transverse sur tissé épais [ORL 2012].....82
Figure 74: Schéma de mesure du coefficient de frottements [TEN 2008].....83
Figure 75: Banc de mesure des frottements et schéma cinématique associé [HIV 2012].....83
Figure 76: Banc de mesure de frottements [HAR 2010].....84
Figure 77: Montage spécifique afin de mesurer les coefficients de frottements [UBB 2006].....84
Figure 78: Exemple de simulation sur Plasfib pour pièce type : pied de porte automobile.....85
Figure 79: Schéma d'explication des sens fibres et transverses.....86
Figure 80: Géométrie de l'éprouvette de bias-extension test.....87
Figure 81: Mesures optiques lors du bias-extension test.....88
Figure 82: Exemple de régression polynomiale.....89
Figure 83: Cisaillement en température des éprouvettes de 104-FG-290.....90
Figure 84: Cisaillement en température des éprouvettes de 104-RG-600.....90
Figure 85: Cisaillement en température des éprouvettes de 102-RG-600.....90

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Figure 86: Cisaillement en température des éprouvettes de 101-RG-600.....91
Figure 87: Exemple d'abaque du coefficient de division des polynômes en fonction de la température.....91
Figure 88: Influence des thermocouples sur la flexion d'une éprouvette.....92
Figure 89: Position des côtés d'une éprouvette de 104-FG-290.....93
Figure 90: Position des côtés d'une éprouvette de 104-RG-600.....93
Figure 91: Position des côtés d'une éprouvette de 102-RG-600.....94
Figure 92: Position des côtés d'une éprouvette de 101-RG-600.....94
Figure 93: Détermination du module de flexion par méthode inverse.....95
Figure 94: Relaxation d'une éprouvette à la fin d'un bias-extension test.....96
Figure 95: Courbes en cisaillement d'éprouvettes de 104-RG-600 à 205°C.....98
Figure 96: Courbes en cisaillement d'éprouvettes de 104-FG-290 à 205°C.....98
Figure 97: Courbure maximale lors de la simulation d'un hémisphère.....99
Figure 98: Simulation d'estampage à différentes vitesses: a) 8mm/s (angle maximum de cisaillement: 59,1°); b) 80mm/s (angle maximum de cisaillement: 64,4°).....100
Figure 99: Bias-extension test à une teméprature non homogène, proche de la fusion de la matrice 101
Figure 100: Variation de la viscosité d'un Polypropylène à différentes températures [DUN 1970] 102
Figure 101: Eprouvette se cisaillant sous son propre poids lors d'un bias-extension test.....104
Figure 102: Comparaison entre deux éprouvettes en flexion à la même température: a) éprouvette de 104-RG-600 ; b) éprouvette de 104-FG-290.....105
Figure 103: Hémisphère en 207-C200(4).....106
Figure 104: Hémisphère réalisé avec des tissus secs.....106
Figure 105: Répartition des zones de cisaillement sur un hémisphère.....107
Figure 106: Mesure de l'angle de cisaillement avec le logiciel Image J.....108
Figure 107: Simulation et expérience vues du dessus.....108
Figure 108: Simulation et expérience vues du dessus.....109
Figure 109: Simulation et expérience vues de dessous.....109
Figure 110: Légers plis sur les bords de l'hémisphère.....110
Figure 111: Simulation et expérience vues du dessus.....111
Figure 112: Zoom sur les pinces.....111
Figure 113: Simulation et expérience vues du dessus.....112
Figure 114: Zoom sur les pinces.....112

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Figure 115: Simulation et expérience vues du dessus....113
Figure 116: Légers plis sur les bords de l'hémisphère....113
Figure 117: Simulation et expérience vues du dessus....114
Figure 118: Légers plis sur les bords de l'hémisphère....114
Figure 119: Simulation et expérience vues du dessus....115
Figure 120: Zoom sur les pinces....115
Figure 121: Simulation et expérience vues du dessus....116
Figure 122: Zoom sur les pinces....116
Figure 123: Simulation et expérience vues du dessus....117
Figure 124: Zoom sur les pinces....117
Figure 125: Légers plis sur les bords de l'hémisphère....118
Figure 126: Calcul mécanique d'une pièce après déformation....118
Figure 127: Schéma du bias-extension test....119
Figure 128: Fibres ondulantes dans le plan....121
Figure 129: Exemple de mesure d'angle entre les fils de chaîne et trame....121
Figure 130: Schéma de principe d'une éprouvette avec fils de chaîne et trame non orthogonaux...124
Figure 131: Exemple de calcul de l'angle entre les fils de chaîne et trame....129
Figure 132: Couples de cisaillement pour les mêmes paramètres....129
Figure 133: Angle de cisaillement pour des fils orthogonaux....130
Figure 134: Comparaison des différentes méthode sur le test 79....130
Figure 135: Logigramme d'évaluation de la complexité d'une pièce....133
Figure 136: Bias-extension test en température....134
Figure 137: Adaptation du test de cantilever en température....135
Figure 138: Visualisation d'un fichier avant simulation de mise en forme....135
Figure 139: Simulation de la variation de température à l'intérieur du flan par méthodes des éléments finis....136
Figure 140: Exemple de pièce simple de forme développable....136

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Index des Tableaux

Tableau 1: Exemple d'armures textiles.....22
Tableau 2: Exemple d'orientation de tissus.....23
Tableau 3: Récapitulatif des plaques pré-consolidées utilisées.....28
Tableau 4: Récapitulatif des plaques pré-consolidées utilisées.....37
Tableau 5: Récapitulatif des différentes fonctions que les serre-flans doivent assurer.....42
Tableau 6: Récapitulatif des différentes fonctions que le convoyeur doit assurer.....42
Tableau 7: Gammes de vitesses des procédés de thermoformage et de thermo-estampage.....48
Tableau 8 : Résumé des différentes méthodes à l'échelle macroscopique.....72
Tableau 9: Récapitulatif des températures de fusion.....93

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Introduction

Au cours de ces dernières années, l'industrie des matériaux composites n'a cessé de se développer jusqu'à devenir incontournable dans de nombreux domaines de hautes technologies (aéronautique, spatial, sport haut niveau, armement...). Les matériaux composites étudiés ici sont l'assemblage d'un renfort fibreux (carbone, verre, aramide, lin...) avec une matrice le plus fréquemment polymérique (thermodurcissable ou thermoplastique). L'assemblage de plusieurs couches de renforts associées à leurs matrices constitue un stratifié.

Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés pour leurs résistances mécaniques élevées, pour de faibles masses volumiques. Ils offrent aussi la possibilité d'incorporer des capteurs ou différentes charges dans la matrice permettant de fonctionnaliser le stratifié voir de créer un matériau intelligent. Leur fonctionnalisation permet de modifier les caractéristiques thermiques, phoniques ou électriques de ces matériaux.

Actuellement les matériaux composites les plus utilisés sont les composites à matrice thermodurcissable [EST 2007], dont la polymérisation durci la matrice de façon irréversible.

Cependant ces composites thermodurcissables présentent des inconvénients :

- temps de mise en œuvre importants (de l'ordre de 20 minutes à plus de 4 heures),
- résistance limitée aux chocs,
- faible taux de recyclabilité. Ils sont broyés jusqu'à obtenir une poudre qui pourra servir de charge (en quantité très faible) et sont pour la plupart polluants et toxiques à mettre en œuvre.

A cause des limites des matrices thermodurcissables, les matériaux composites thermoplastiques connaissent récemment un grand développement et une très forte croissance [BER 2001], [JEC 2012]. En effet, ils peuvent se produire en cycle court, résistent bien aux impacts et se ramollissent pour offrir une valorisation en fin de vie.

Un des procédés de mise en œuvre de ces composites thermoplastiques est l'estampage qui consiste à chauffer une plaque de composites à matrice thermoplastique dans un four infrarouge avant de la mettre en forme rapidement sous une presse qui va dans le même temps refroidir le flan. Il permet la fabrication de pièces en série automatisée avec des temps de production de l'ordre de la minute et une grande répétabilité du processus [HSI 1999], [VAN 2010]. Il s'agit d'un procédé industriel en

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

voie de développement mais qui manque de maturité pour la réalisation de pièces complexes. L'estampage semble être néanmoins une bonne voie pour la production en grande série de pièces composites.

L'industrie automobile, ferroviaire, des sports et loisirs privilégient des matrices plastiques PP et PA-6 pour des raisons de coûts, alors que l'industrie aéronautique utilise plutôt du PEEK et du PPS pour des propriétés mécaniques élevées à hautes températures.

C'est dans ce contexte que s'inscrit ce travail, qui consiste à étudier et comprendre le procédé d'estampage et établir une méthode efficiente permettant de définir la faisabilité d'une pièce composites complexe à matrice thermoplastique. Définir la faisabilité d'une pièce composites nécessite la simulation de la mise en forme des différentes couches textiles. Cette simulation permet de maîtriser les conditions et paramètres nécessaires à la fabrication de la pièce ainsi que l'orientation des fibres. Cette dernière est nécessaire pour la connaissance des caractéristiques mécaniques de la pièce finie. Il est important dans cette étude, de comparer différentes méthodes de simulation, de façon à évaluer le degré de précision atteint en fonction du temps nécessaire pour parvenir au résultat. La comparaison permettra à un industriel de choisir la méthode à employer dans le temps imparti avant de réaliser des expérimentations de vérification. La simulation du procédé d'estampage permet de limiter une coûteuse campagne par essais-erreurs.

Cette étude s'appuie sur les travaux de l'équipe « Mise en forme des renforts de composites et pré-imprégnés à fibres continues » du LaMCoS de l'INSA de Lyon dont l'activité principale est la mise au point de codes de calculs simulant la mise en forme de ces renforts. Cette thèse CIFRE a été réalisée avec la société COGIT Composites de Bourges, bureau d'études spécialisé dans les matériaux composites.

Les apports du travail présenté dans ce document sont les suivants :

- L'influence de la thermique dans le cas du procédé d'estampage. Cette méthode de fabrication à une cadence beaucoup plus rapide que le thermoformage et utilise un choc thermique pour fabriquer la pièce. Des précautions sont nécessaires dans la prise en compte de la thermique lors de la simulation.
- L'influence de la vitesse sur l'angle maximum de cisaillement car l'estampage utilise des vitesses d'emboutissage importantes (plus de 150mm/s).
- L'étude de la provenance des défauts les plus communs sur les pièces estampées et les possibilités de les réduire ou de les éliminer. Du fait des changements thermiques et des

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

vitesses présentes lors de la fabrication de la pièce, certains défauts inexistants lors d'un thermoformage peuvent apparaître.

- La mise au point d'une méthodologie à suivre pour définir la faisabilité d'une pièce composites à matrice thermoplastique par estampage dans un temps donné. La précision du résultat de chaque méthode testée sera évaluée.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

1 Matériaux composites

Les matériaux composites sont l'assemblage d'au moins deux matériaux non miscibles ayant une forte capacité d'adhésion. L'ensemble se complète avec synergie pour obtenir des propriétés que ses composants ne possèdent pas individuellement. Il existe de nombreux exemples de composites: bétons armés, torchis, voiles de bateaux... Dans cette étude les matériaux composites sont constitués d'un renfort fibreux (textile) et d'une matrice polymérique (thermoplastique dans le cadre de ces recherches).

1.1 Textiles

Il existe de nombreux types de textiles que l'on peut classer suivant leur composition interne [GAY 1997]: particules, nano fibres, fibres courtes, fibres longues, fibres continues. Ces ensembles élémentaires sont agglomérés pour former une fibre dont l'ensemble se maintient par frottements. Une fois les fibres obtenues, elle peuvent être utilisées directement sous forme de voiles et de nappes ou alors accumulées pour former une mèche qui pourra être torsadée. Les mèches peuvent former des fils, des tissus, des tricots... (voir ***Figure 1***).

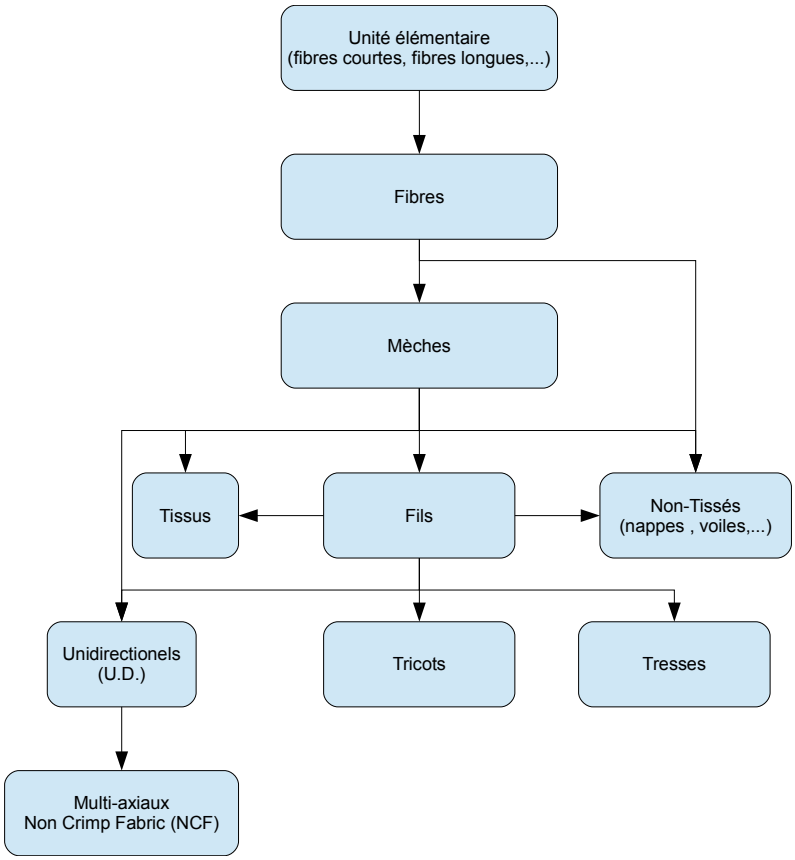


Figure 1: *Schéma de fabrication des textiles*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

1.1.1 Tissus

Cette étude porte sur des renforts textiles à fibres longues ou continues, tissées possédant différentes armures.

a) Fibres longues

Les fibres longues étudiées sont des fibres de verre et de carbone. Ce sont les fibres techniques les plus couramment utilisées dans l'industrie pour la fabrication de pièces composites de hautes technologies. Elles sont parfois appelées fibres continues de part leur taille, beaucoup plus importante que celle des fibres naturelles. Afin de former un fil ou une mèche, des milliers de filaments sont rassemblés et la cohésion est assurée par les frottements, la torsion et l'ensimage (voir ***Figure 2***).

Figure 2: *Mèches de fibres longues (carbone et verre)*

On différencie les fils et les mèches par la présence d'une torsion, en effet un fil est une mèche qui a subi une torsion afin d'être étiré de façon à augmenter son numéro métrique (nombre de mètres de fil au gramme). L'ensimage de fibres, de fils ou de mèches est un traitement de surface qui consiste à déposer une matière, afin de faciliter les opérations ultérieures (principalement le tissage) et limiter la dé-cohésion lors de frottements avec un autre élément.

Les fibres de verre sont principalement utilisées pour leur faible coût et leur performances mécaniques acceptables (plus de 70 GPa pour le module d'Young de la fibre de verre E [DAL 1998], [BAN 2006]). Ces paramètres en font le renfort le plus utilisé dans les structures composites.

Les fibres de carbone possèdent des caractéristiques mécaniques supérieures à celle du verre (plus de 200 GPa pour le module d'Young de la fibre de carbone haute résistance [DAL 1998], [MON 2013]) mais un coût beaucoup plus élevé. Elles sont présentes dans des pièces pour la recherche de hautes performances et un allègement maximal.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Les fibres de polyamide aromatique (aramide) sont principalement utilisées dans les composites pour leur résistance à l'abrasion et balistique, ainsi que leur absorption des vibrations. Leur coût élevé, leur dégradation aux U.V. et leur forte reprise d'humidité, en font des fibres peu couramment utilisées en dehors d'application spécifiques (balistique, sport automobile...).

Les fibres naturelles [WAL 2004] possèdent des avantages écologiques et des propriétés mécaniques qui se rapprochent de la fibre de verre [EDG 2006], [POI 2009]. Cependant, la reproductibilité de leurs propriétés mécaniques et leur faible température de dégradation, les rendent difficiles à mettre en œuvre lorsqu'elles sont couplées à une matrice thermoplastique dans le cadre de pièces structurantes [SPA 2009].

b) Armures textiles

Les mèches sont tissées afin de former un tissu. On différencie deux types de fils : ceux de chaîne (sens de la longueur) et ceux de trame (sens de la largeur). Ces différents fils s'entrecroisent afin de former un motif qui se répète par simple translation, appelé armure textile (voir ***Tableau 1***). Le choix de l'armure conditionne la capacité du tissu à se déformer, ses caractéristiques mécaniques ainsi que son maintien (capacité du textile à ne pas se détisser). D'autres caractéristiques permettent de définir entièrement l'ensemble textile. La contexture qui représente le nombre de fils de chaîne/trame par pouce, le « grammage » du tissu qui est en réalité sa masse surfacique et le nombre de filaments par mèche. Les informations sur la nature de la fibre viennent compléter ces informations.

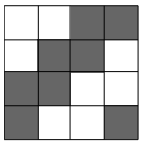
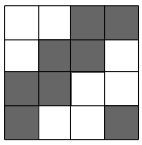
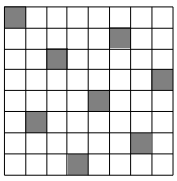
Armure :	Sergé 2/2	Sergé 2/2	Satin de 8
Fibre :	Carbone	Verre	carbone
Illustration :			
Schéma :			

Tableau 1: *Exemple d'armures textiles*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Les tissus possèdent l'avantage de posséder un maintien de la structure, en permettant à celle-ci de se déformer afin de prendre des formes non développables. Il est possible d'utiliser des fils de chaîne et de trame différents. Il est important de décrire si le tissu est déséquilibré, c'est à dire que la quantité de fils de chaîne est différente de celle des fils de trame.

Ces tissus sont souvent utilisés sous forme de stratifiés (empilement de plusieurs couches), où chaque couche peut avoir une orientation différente. On exprime la direction des fils de chaîne et trame par rapport à une position initiale (voir ***Tableau 2***), par convention: à 0° les fils de chaîne sont verticaux et les fils de trame horizontaux (orientation sur le métier à tissé).

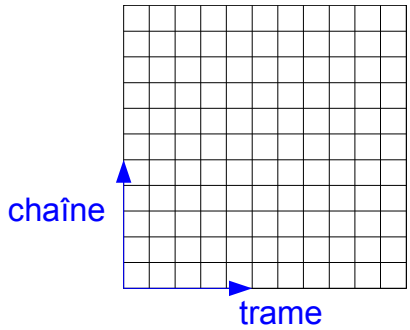
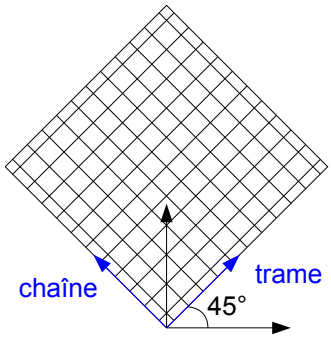
Orientation :	Tissu à 0° ou 0-90°	Tissu à 45° ou +/-45°
Illustration :		

Tableau 2: *Exemple d'orientation de tissus*

L'utilisation de stratifiés peut amener à des délaminages dans le cas d'une mauvaise interface interlaminaire. L'utilisation d'orientations de tissu différentes peut aussi amener à des mises en formes différentes suivant les couches et amener à la création de plis [LAM 2003].

1.1.2 Unidirectionnels

Les unidirectionnels (U.D.) sont des textiles où la fibre est orientée suivant une seule direction (voir ***Figure 3***). Les fils de chaîne sont parfois reliés avec un fil de trame ou de couture servant de «liaison» afin d'éviter la déstructuration du textile. Ce fil de liaison peut être d'une matière différente du fil de chaîne (polyester...). Leur comportement mécanique est différent des tissus [HAA 2013], [HAR 2013], les efforts se transmettant dans le sens de la fibre, dans le cas de textiles secs. Ces renforts permettent de garder toutes les performances mécaniques de la fibre. Dans le cas de pré-imprégnés, les fils de liaison sont souvent inexistant, la matrice servant de maintien de l'ensemble. Ils peuvent être utilisés pour des renforcements locaux afin de limiter l'ajout de couches complètes.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Figure 3: *Illustration d'un unidirectionnel*

1.1.3 Non Crimp Fabric

Les Non Crimp Fabric (N.C.F.) sont un assemblage de couches d'Unidirectionnels, reliées ensemble par un fil de couture. Ces textiles possèdent les propriétés mécaniques des U.D. tout en gardant un maintien de l'ensemble (voir ***Figure 4***). Ils sont cependant plus difficiles à mettre en forme, les fils de coutures empêchant les fils de chaîne et trame de coulisser librement. Leur comportement mécanique est différent de celui des tissés et nécessite l'utilisation d'éléments 3D dans le cas de fortes épaisseurs [AIM 2007], [LOM 2010].

Figure 4: *Illustration d'un N.C.F.*

1.1.4 Tissus interlock 3D

Les tissus interlock 3D sont des tissus avec plusieurs couches reliées ensembles par les fils des tissus venant se prendre dans l'épaisseur (voir ***Figure 5***), cette liaison permet de limiter les risques de délaminage. Leur comportement mécanique nécessite l'utilisation d'éléments 3D [ORL 2012].

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

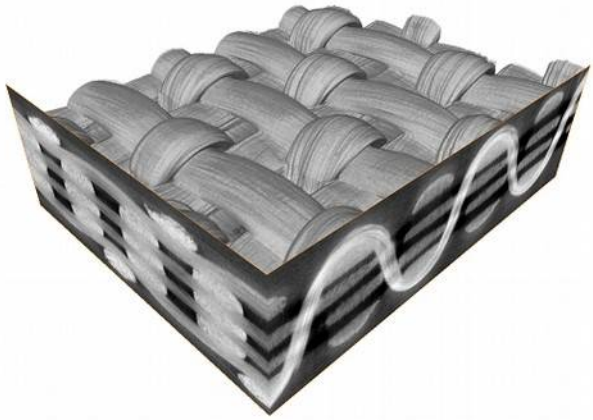


Figure 5: *Tomographie d'un renfort tissé 3D orthogonal non ondulé [NAO 2015]*

N.B. : A l'heure actuelle il n'existe pas de plaques consolidées de tissus interlock 3D avec une matrice thermoplastique commercialisées.

1.2 Matrices polymériques

Les matrices polymériques sont classées en deux catégories les thermodurcissables et les thermoplastiques. Les thermodurcissables sont les plus répandues, après polymérisation ils durcissent de manière irréversible. Les thermoplastiques se ramollissent en les chauffant et durcissent en refroidissant. Cet état est réversible ce qui leur permet d'être recyclés dans le cas de plastiques seuls. Leur utilisation dans les composites donnent des pistes de recyclages ou de revalorisation des stratifiés.

Lors de la mise en forme de composites à matrice thermoplastique, il est important de connaître la température de fusion du polymère ainsi que sa température de dégradation. Dans le cas d'un polymère amorphe ou semi-cristallin la température de transition vitreuse permet de maîtriser la température de démoulage sans risque de venir déformer la pièce.

Le choix de la matrice se fait principalement sur des critères de performances mécaniques en température et résistances chimiques par rapport au coût de la matière. Le triangle des polymères illustre souvent les différentes catégories de ces polymères (voir ***Figure 6***). La viscosité en température et en cisaillement du polymère influence fortement le comportement du composites lors de la mise en forme.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

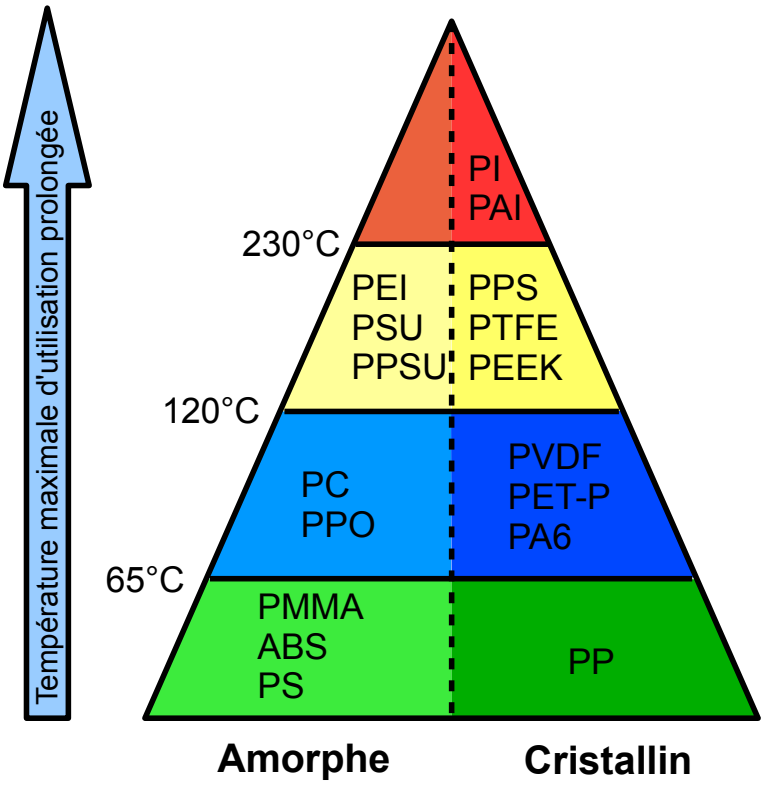


Figure 6: *Illustration du triangle des polymères (source : Quadrant)*

Liste des codes de polymères: PP : Polypropylène ; PMMA : Polyméthacrylate de méthyle ; ABS : Acrylonitrile butadiène styrène ; PS : Polystyrène ; PC : Polycarbonate ; PPO : Poly(oxyde de phénylène) ; PVDF : Poly(fluorure de vinylidène) ; PET-P :Polyéthylène téréphtalate cristallin ; PA6 : Polyamide 6 ; PEI : Polyétherimide ; PSU : Polysulfone ; PPSU : polyphénylsulfone ; PPS : Poly(sulfure de phénylène) ; PTFE : polytétrafluoroéthylène ; PEEK : polyétheréthercétone ; PAI : Polyamide-imide ; PI : Polyimide.

1.3 Matériaux utilisés

Cette étude se concentre sur des plaques pré-consolidées de composites à matrice thermoplastique et plus particulièrement, celles contenant des renforts tissés 2D, sous forme de stratifiés pouvant comprendre plusieurs plis de tissu. Contrairement aux co-mêlés (tissu avec des fils thermoplastiques entremêlés) les fibres sont imprégnées à cœur (voir ***Figure 7***), c'est à dire que la matrice entoure les fibrilles à l'intérieur de la mèche. Cela a pour conséquence, l'obtention d'une plaque rigide avec un faible taux de porosités et une jonction sans air entre les différents plis de tissus. Cette plaque possède l'avantage de garder l'imprégnation au cœur des mèches lors de la chauffe et une conduction thermique inter-couches. Lors de cette étude, l'ensemble des plaques pré-consolidées utilisées sont composées de tissus équilibrés, dont le récapitulatif se trouve ***Tableau 3***.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

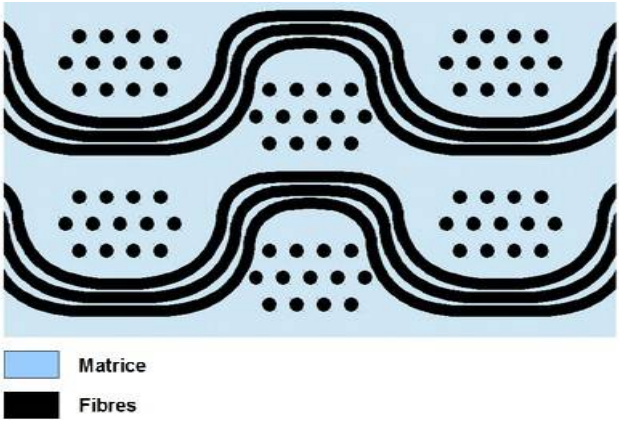


Figure 7: *Représentation de l'imprégnation à cœur*

Dans une optique industrielle, cette étude se concentre uniquement sur des matériaux disponibles sur le marché. Les flans (plaques pré-consolidées découpées pour la mise en forme) sont découpés mécaniquement à la lame et les éprouvettes au jet d'eau dans un soucis de découpe nettes sans dégrader la matière.

Actuellement la faible quantité de plaques pré-consolidées (par rapport aux renforts secs), le procédé de fabrication et certaines matrices techniques, en font des matériaux à un prix assez élevé. Cependant ces prix devraient fortement baisser avec une augmentation des volumes du marché et l'émergence de nouveaux fournisseurs qui semble se dessiner. Ces matériaux appliqués au procédé de thermo-estampage, permettent d'atteindre des cadences de production importantes et semblent être une voie prometteuse pour la fabrication en série de pièces composites.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

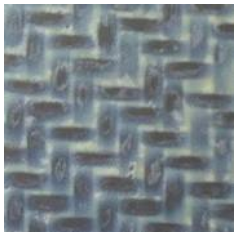
Désignation	102-RG-600(2)	104-FG-290(4)	104-RG-600(4)
Matrice :	Polyamide 6	Polypropylène	Polypropylène
• T fusion	220°C	163°C	163°C
Tissu :	Mèches de verre	Fils de verre	Mèches de verre
• Grammage	600g/m²	290g/m²	600g/m²
• Armure	Sergé 2/2	Sergé 2/2	Sergé 2/2
• N couches	2	4	4
• Contexture	6,35 fils/pouce	17 fils/pouce	6,35 fils/pouce
Stratifié :	Verre/PA6	Verre/PP	Verre/PP
• Epaisseur	1mm	1mm	2mm
• Vf	47 %	45 %	47 %
• Densité	1,79	1,65	1,68
• Illustration			
Désignation	**104-RG-600(2)**	**101-RG-600(2)**	**207-C200(4)**
Matrice :	Polypropylène	Polyamide 6.6	Poly(sulfure de phénylène)
• T fusion	163°C	255°C	275°C
Tissu :	Mèches de verre	Mèches de verre	Fils de carbone
• Grammage	600g/m²	600g/m²	200g/m²
• Armure	Sergé 2/2	Sergé 2/2	Sergé 2/2
• N couches	2	2	4
• Contexture	6,35 fils/pouce	6,35 fils/pouce	12,7 fils/pouce
Stratifié :	Verre/PP	Verre/PA6.6	Carbone/PPS
• Epaisseur	1mm	1mm	1mm
• Vf	47 %	47 %	45 %
• Densité	1,68	1,80	1,29
• Illustration			

Tableau 3: *Récapitulatif des plaques pré-consolidées utilisées*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

2 Procédé de thermo-estampage

Le procédé de thermo-estampage est une technique de fabrication récente, héritée du procédé d'estampage de tôles métalliques et du thermoformage des matériaux composites. Le thermo-estampage consiste à chauffer dans un four, une plaque pré-consolidée de fibres longues associées à une matrice thermoplastique au delà de la température de fusion de la matrice. La plaque est alors convoyée sous la presse pour être mise en forme et refroidie au contact des moules, à une température inférieure à celle de la fusion de la matrice. Après consolidation, la pièce est démoulée (voir ***Figure 8***). Les plateaux de la presse étant à température constante dans le temps, ce procédé est permet la fabrication de pièces en série, avec un temps de production proche de la minute par pièce (dépendant des températures, de l'épaisseur de pièce, du type de chauffe...).

Le développement et l'étude du thermo-estampage se sont accélérés récemment sous l'impulsion de l'automobile qui cherche à alléger ses véhicules avec une cadence de production élevée.

Figure 8: *Plateau réalisé par thermo-estampage*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

2.1 Différents procédés de mise en forme

Le procédé au cœur de cette étude est le thermo-estampage. Il est important de le différencier d'autres procédés tel que le thermoformage de composites et l'estampage de tôle dont il a été inspiré.

2.1.1 Estampage de tôle

L'estampage de tôles métalliques (planes et minces), aussi appelé emboutissage est un procédé qui consiste à obtenir une pièce métallique en appliquant une force importante sur une tôle de métal chauffée ou non, afin de la mettre en forme (voir ***Figure 9***). Le principe est d'utiliser la déformation plastique du matériau afin de réaliser une pièce avec une forme développable ou non.

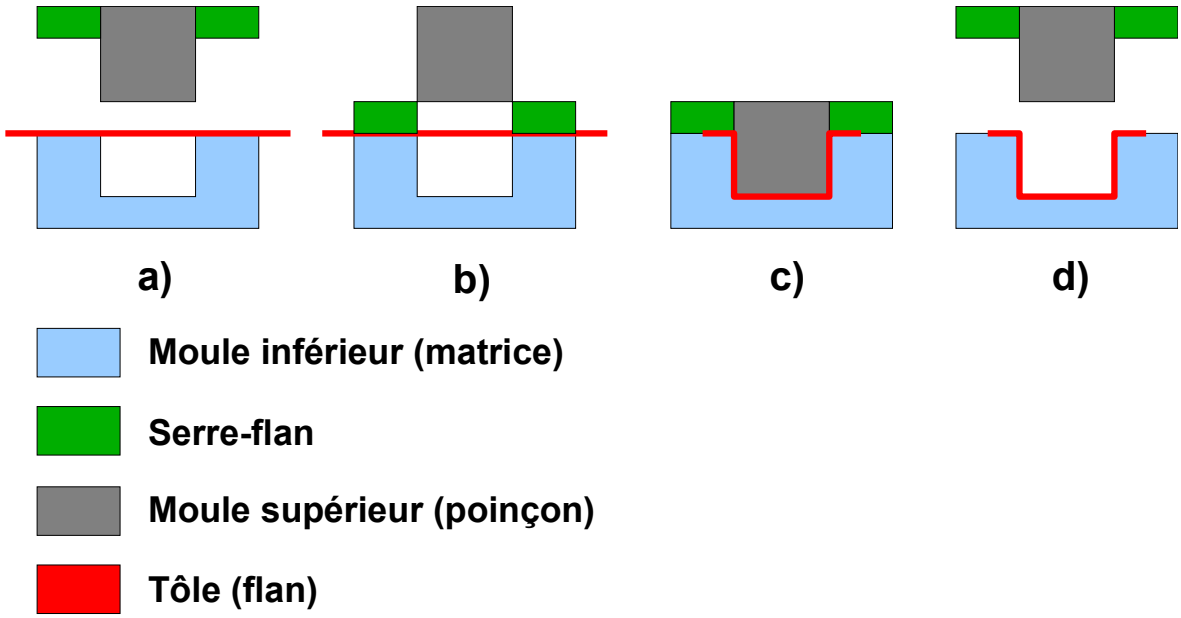


Figure 9: *Schématisation du procédé d'emboutissage : a) mise en place du flan ; b) descente des serre-flans pour le maintien de la tôle ; c) mise en forme du flan par le poinçon ; d) relevée des outils d'emboutissage pour démoulage*

Suivant la complexité de la pièce, plusieurs passes peuvent être nécessaires avant de réaliser la forme complète. Le rôle des serre-flans est essentiel car il permet de limiter les plissements du flan, il s'applique souvent sur tout le pourtour du moule inférieur. Les moules d'estampage ne doivent pas contenir d'angles vifs, au risque de venir couper le flan et détériorer le moule. Ce procédé est très utilisé dans l'automobile de par sa rapidité et répétabilité.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

2.1.2 Thermoformage

Le thermoformage de pièces composites est un des procédé les plus utilisés pour la mise en forme de pièces composites à matrice thermoplastique. Il consiste à prendre un flan composé d'un textile avec une matrice thermoplastique qui n'imprègne pas forcément les mèches (il est possible d'utiliser des flans poudrés ou des fibres co-mêlés de thermoplastique). Ce flan est chauffé dans un four ou au contact des outils de formage, au dessus de la température de fusion du polymère avant d'être lentement mis en forme. Une fois la mise en forme terminée, les moules sont refroidis en dessous de la température de fusion du polymère afin de pouvoir démouler la pièce. Il est nécessaire de limiter le déplacement du moule supérieur afin de ne pas « assécher » la fibre avec une migration de la matrice à l'état fluide (voir ***Figure 10***).

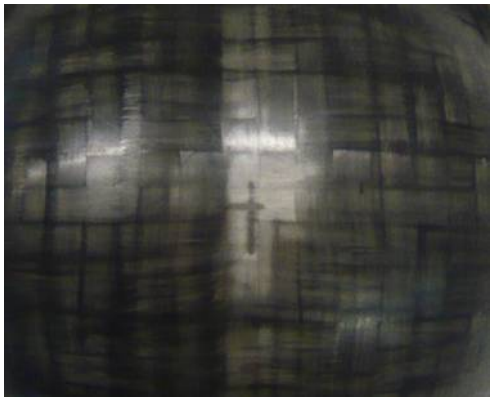


Figure 10: *"Assèchement" de la fibre*

Le cycle est souvent lent (~1h / pièce) mais il donne la possibilité d'imprégner les fibres à cœur. Des systèmes de chauffe par induction peuvent permettre de réduire le temps de fabrication des pièces. Durant ce procédé, la température change très peu durant la mise en forme et le refroidissement est lent (voir ***Figure 11***).

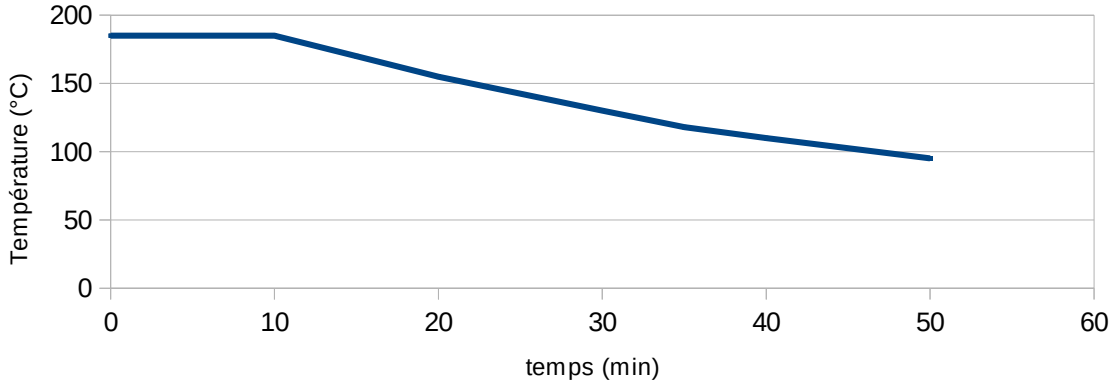


Figure 11: *Exemple de variation de température durant le thermoformage*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

2.2 Principe du procédé

Le procédé de thermo-estampage (voir ***Figure 12***) consiste à utiliser une plaque pré-consolidée de composites à matrice thermoplastique qui est placée sur un convoyeur, déplacée dans un four infrarouge et chauffée au delà de la température de fusion de la matrice. Une fois la matrice à l'état fluide, la plaque est convoyée rapidement sous la presse, où elle est rapidement mise en forme et refroidie au contact des moules, réglés à une température inférieure à celle de la fusion de la matrice (le moule inférieur et supérieur peuvent être à des températures différentes).

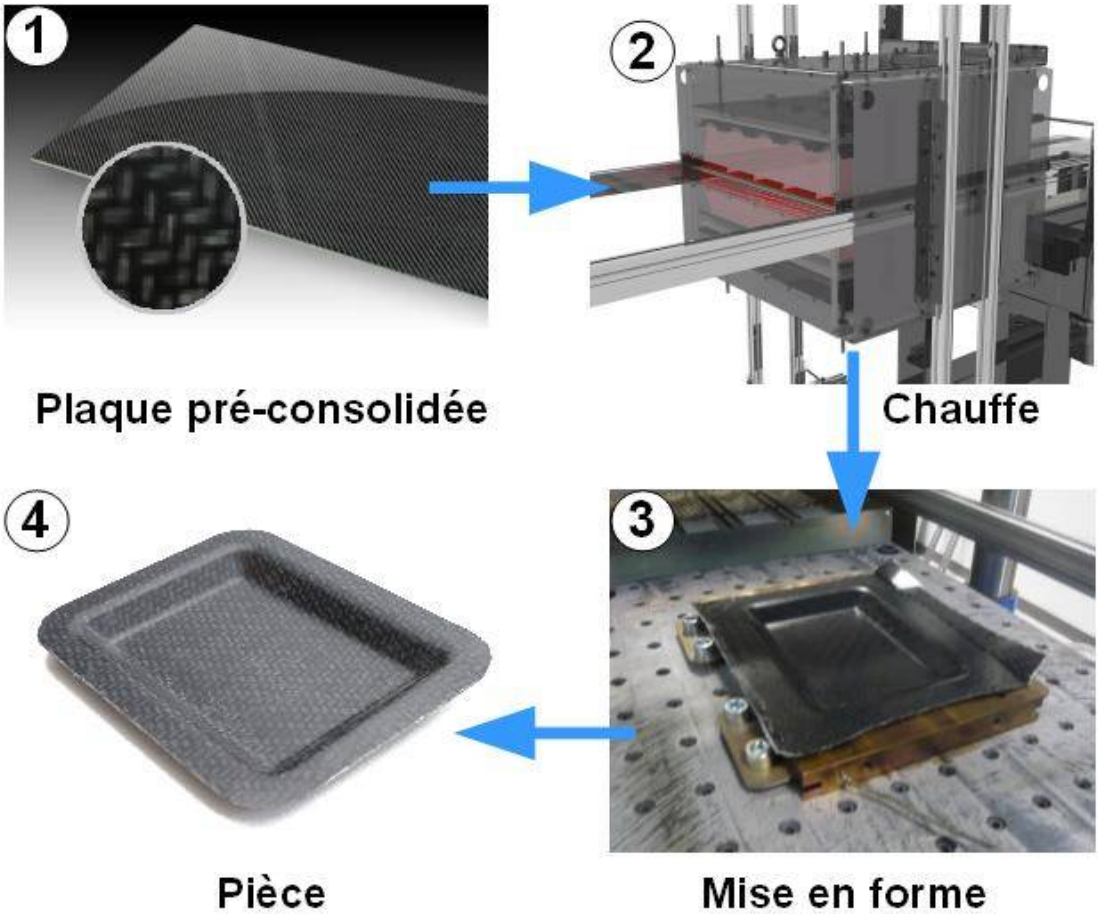


Figure 12: *Schéma du procédé de thermo-estampage:*
1) plaque pré-consolidée ; 2) chauffe dans le four ; 3) emboutissage du flan ; 4) pièce terminée

Contrairement au procédé de thermoformage, le flan refroidi au contact des moules durant sa mise en forme. L'utilisation du thermo-estampage permet ainsi de réduire le temps de fabrication en combinant l'étape de formage de la pièce et celle de refroidissement (voir ***Figure 13***). Cependant le procédé est plus difficile à maîtriser, par l'accumulation des phénomènes thermiques et mécaniques.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

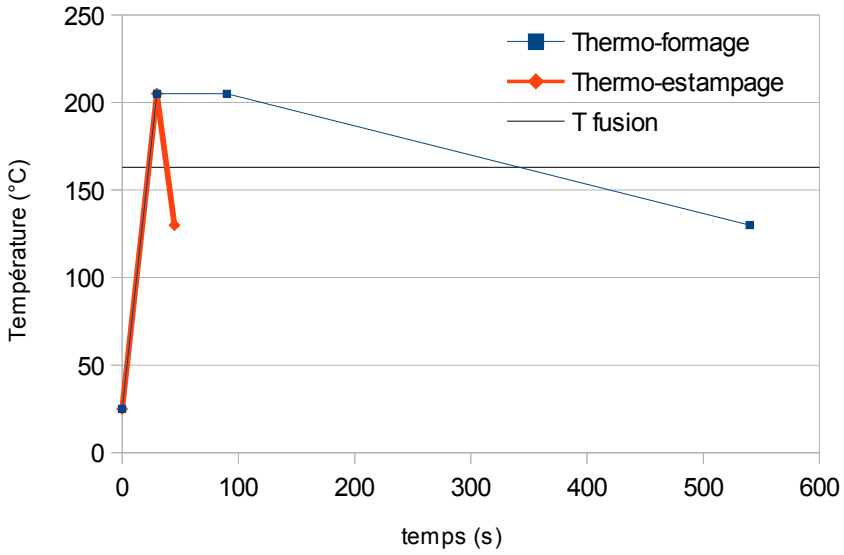


Figure 13: *Schéma de comparaison entre le procédé de thermo-formage et de thermo-estampage d'un stratifié Verre/PP*

Le gradient de température étant important entre le flan et les moules, cela crée un choc thermique à la surface du flan. Les moules étant à température constante dans le temps, l'intervalle entre deux pièces est faible, voire un flan peut être chauffé pendant qu'un autre est formé, dans un souci d'optimisation.

Dans le cadre de cette étude, une presse de laboratoire conçue par COGIT Composites a été utilisée (voir ***Figure 14***).

Figure 14: *Presse de laboratoire de COGIT Composites*

Cette presse verticale présente de nombreuses possibilités et modularités. Différentes positions du vérin sont réglables (voir ***Figure 15***).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

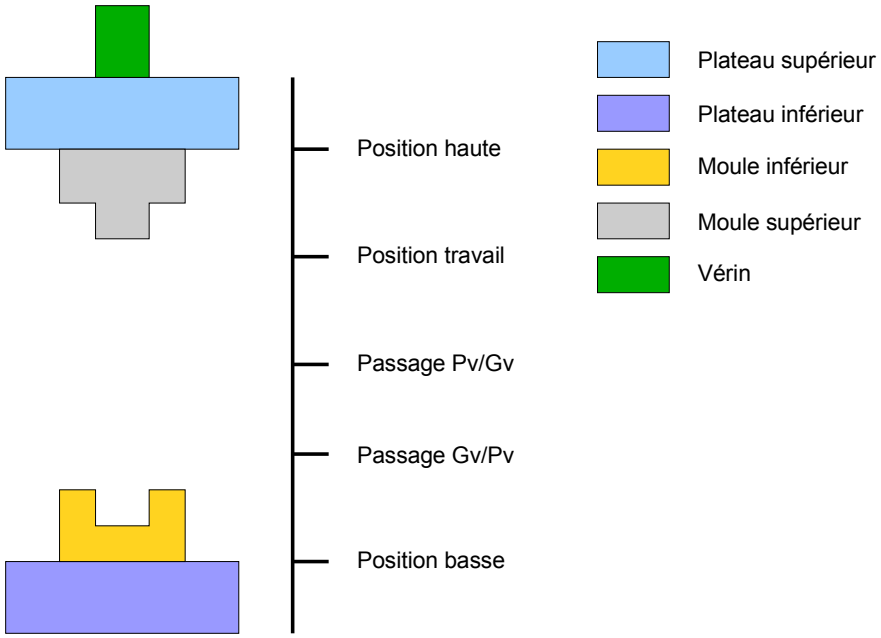


Figure 15: *Schéma des différentes positions paramétrables sur la presse*

Les différentes positions du vérin, se basent sur la position du vérin rentré considérée comme l'origine. La position haute, est la position à laquelle remonte le vérin après la mise en forme afin de démouler la pièce, elle sert aussi de position initiale. La position travail, est la position à laquelle se déplace le vérin dès le lancement du cycle, afin de placer le moule supérieur au plus près de la zone d'arrivée du flan, en limitant le déplacement du vérin pour mettre en forme le stratifié et diminuer le refroidissement du stratifié. Les positions de changement de vitesses : Grande vitesse (Gv) / Petite vitesse (Pv) sont renseignées mais dès l'arrivée en pression, le vérin bascule de grande vitesse (jusqu'à 350mm/s en descente) à petite vitesse (jusqu'à 25mm/s en descente). Le vérin est asservi en pression avec une valeur maximale réglable, le déplacement continue jusqu'à atteindre cette pression (et la conserver) ou atteindre la position basse.

Dans ce procédé le flan est impacté en grande vitesse afin de le mettre en forme le plus rapidement possible.

Dans le cas d'une presse de production, les opérations de préhension du flan vers le convoyeur et de démoulage sont automatisées. Les températures des flans sont souvent vérifiées à l'aide d'une caméra thermique avant leur mise en forme. De façon similaire à l'emboutissage de tôles métalliques, l'utilisation de serre-flans peut améliorer la mise en forme du textile dans le cas de profils de pièces complexes. Les pièces estampées peuvent être co-injectées [LAN 2014] afin de réaliser des nervures ou des surmoulages (voir ***Figure 16***).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Figure 16: *Pièce estampée et co-injectée [LAN 2014]*

L'estampage permettant d'atteindre des cadences de production élevées, les pièces estampées se trouvent le plus souvent dans l'industrie aéronautique, automobile et du sport. Ce procédé est souvent choisi dans le cas de fabrication d'une grande quantité de pièces afin de rentabiliser les frais de moules, développements, machines, matières... Ce procédé pouvant être entièrement automatisé en phase de production, le coût de la main d'œuvre reste faible (hors développement).

Un dernier avantage de ce procédé est la limitation des risques sur la santé des techniciens (allergies, cancers...), présents dans le cas de fabrications manuelles.

2.3 Chauffe du four

Il existe différents types de chauffe pour le four mais le système de chauffe le plus utilisé reste celui qui utilise les rayonnements infra-rouges (voir ***Figure 17***), de longueur d'onde λ. D'après la CIE (commission internationale à l'éclairage), on distingue trois catégories de longueur d'onde : l'infrarouge court ou IR-A (0,7 à 1,4µm), l'infrarouge moyen ou IR-B (1,4 à 3µm) et l'infrarouge long ou IR-C (3 à 1000µm). Plus la longueur d'onde est courte, plus la chauffe est rapide. En effet l'énergie E dégagée par la lampe infra-rouge est :

$$\boxed{E = h \cdot \nu} \quad (1).$$

Où h est la constante de Planck et ν la fréquence de la lampe.

$$\text{Or} \quad \boxed{\lambda = \frac{c}{\nu}} \quad (2).$$

Où c est la vitesse de lumière (ou célérité). En combinant (1) et (2) on obtient :

$$\boxed{E = \frac{h \cdot c}{\lambda}} \quad (3).$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

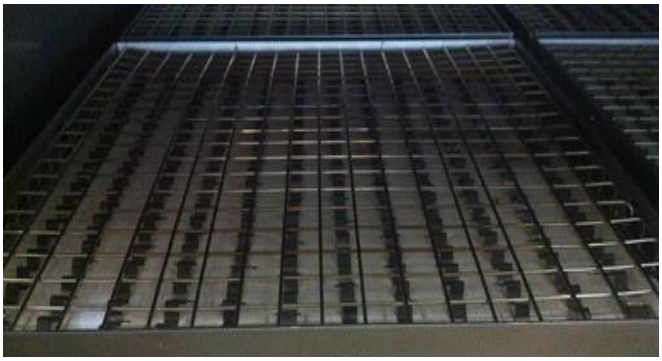


Figure 17: *Lampes infrarouges à lames rayonnantes*

Cependant une chauffe trop forte peut endommager la matrice et laisse moins de temps aux composites pour homogénéiser sa température par conduction thermique. Une grande homogénéité des zones de chauffe est nécessaire et une bonne maîtrise des inerties de chauffe afin d'obtenir une température uniforme sur le flan. Les lampes infrarouges permettent une chauffe rapide (voir ***Figure 18***) mais nécessitent l'utilisation de matériaux possédant une forte émissivité (proche de 1) sinon les rayons peuvent être réfléchis. L'émissivité des matériaux utilisés dans cette étude, est celle de leur matrice (proche de 0,95 pour la plupart des matrices utilisées). En effet, la couche de surface est celle qui détermine l'émissivité, ce qui explique l'utilisation de peinture afin de modifier l'émissivité.

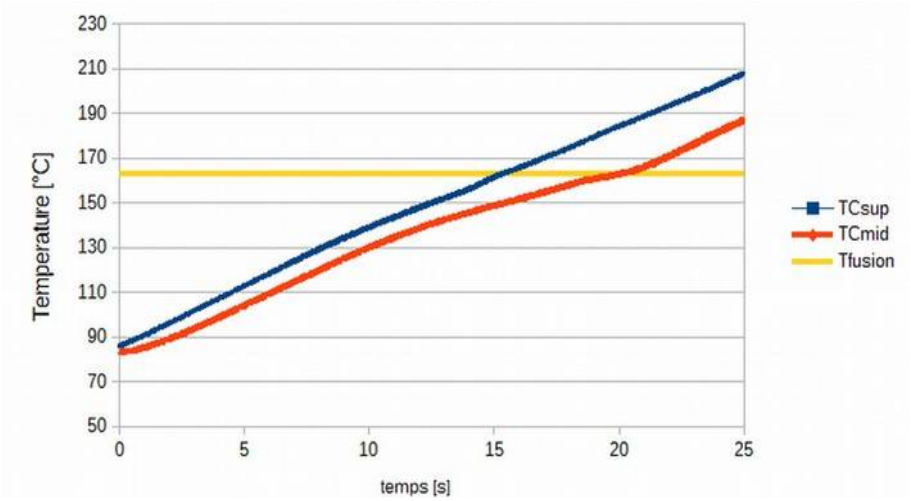


Figure 18: *Exemple de chauffe d'un flan de Verre/PP dans un four à infrarouges courts*

D'autres paramètres de la chauffe sont la distance entre les lampes et le flan à chauffer, l'épaisseur de la matière à chauffer, la puissance des lampes ainsi que l'énergie transférée et dissipée [SWE 1995]. La chauffe par infrarouges permet des montées à de fortes températures de façon plutôt linéaire avec une variation autour de la température de fusion de la matrice.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

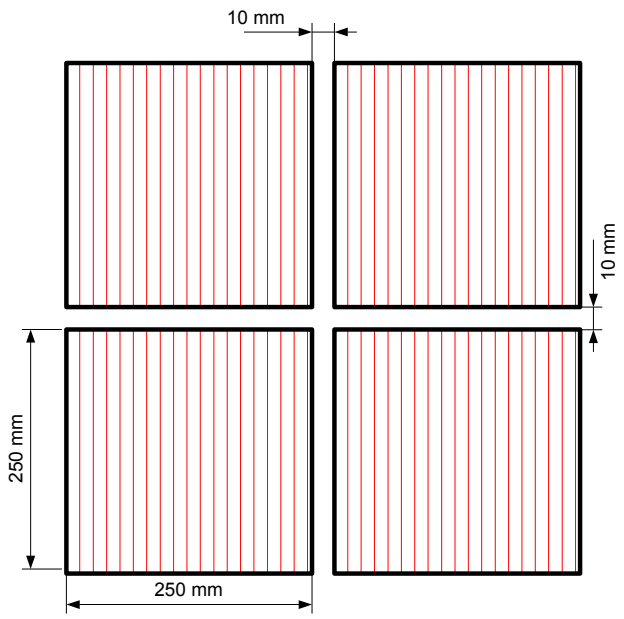


Figure 19: *Disposition des blocs de chauffe dans le four infrarouge*

Cette étude est réalisée avec des lampes émettant des rayons infrarouge d'une longueur d'onde de 2,6 µm et une puissance de 2500 W par lampe. Elles sont disposées sous forme de 4 blocs (de 250x250 mm) avec un écart de 10mm entre les blocs (voir ***Figure 19***), pour une puissance totale de 20 000 W. Cet ensemble se retrouve en partie supérieure et inférieure du four afin de chauffer le flan des deux côtés. Les lampes sont préchauffées avant l'expérience pendant 2 min 30 afin de limiter les effets de chauffe initiales des lampes et améliorer la reproductibilité des essais. Malgré ces précautions, le placement des flans sur le convoyeur étant manuel et l'inertie thermique nuisent à la reproductibilité de l'essai. La chauffe des blocs est gérée par un temps et une puissance. Dans ce cas, les lampes sont toujours à 100 % de leur puissance et le temps de chauffe choisi en fonction de la matrice de l'épaisseur du stratifié (voir ***Tableau 4***) :

Matériaux	Epaisseur	temps	T° max de surface
102-RG-600(2)	1mm	25s | 26s | 27s	253°C | 270°C | 276°C
104-FG-290(4)	1mm	20s | 22s	205°C | 227°C
207-C200(4)	1mm	32s	320°C
104-RG-600(2)	2mm	22s | 27-28s	168°C | 210-250°C

Tableau 4: *Récapitulatif des plaques pré-consolidées utilisées*

Des mesures ont été effectuées à l'aide de thermocouples incorporés dans une plaque de Verre/PP d'épaisseur 2mm (consolidation de 2 plaques de 1 mm). Le TCsup (en bleu) est placé en surface de la plaque et le TCmid (en rouge) au cœur du stratifié avant consolidation. Ces expériences (voir ***Figure 20***) mettent en lumière plusieurs points dont les problèmes de répétabilité de l'essai malgré la préchauffe de 2 min 30.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

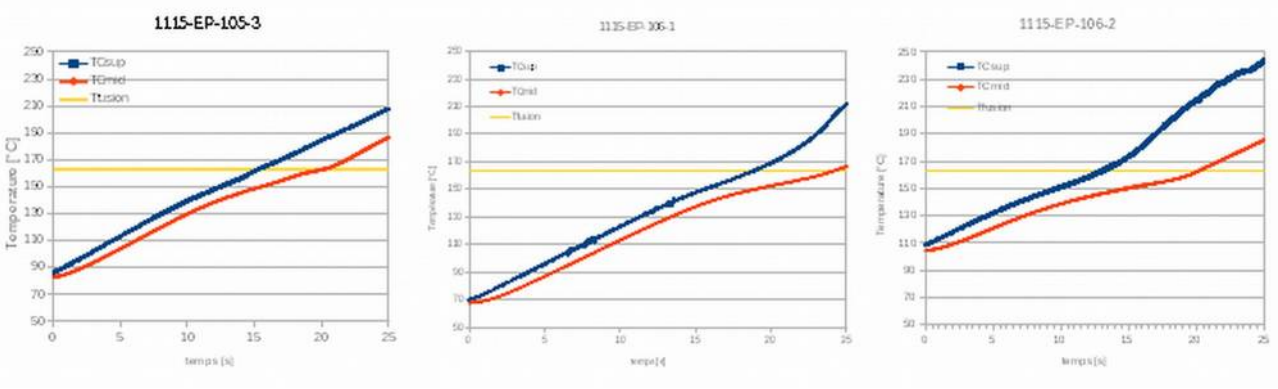


Figure 20: *Différentes chauffes avec les mêmes paramètres procédés*

Ces essais montrent aussi un gradient de température entre la surface du stratifié et le cœur, ce phénomène est amplifié au passage du point de fusion. En effet une partie de l'énergie de chauffe est utilisée lors du changement d'état (enthalpie de changement d'état) ce qui ralentit la diffusion de la chaleur à l'intérieur du stratifié. Ce décalage est important car la chaleur se propage principalement par conduction thermique dans le flan. Afin de limiter ce gradient, il est conseillé de réaliser une temporisation à la fin de la chauffe, permettant une homogénéisation de la température à l'intérieur du stratifié. Ce gradient est amplifié lorsque les lampes ont réalisé plusieurs cycles de chauffe au préalable. Il serait intéressant de prendre ces mesures dans une phase de production où les lampes commencent les cycles avec la même température.

Il est nécessaire de trouver le meilleur compromis entre rapidité et homogénéité de la chauffe, une simulation [LAB 2008] peut permettre de le trouver en limitant les coûts.

Des essais de chauffe ont aussi été réalisés avec des infrarouges longs, d'une longueur d'onde de 3,4µm et une puissance totale de 6500 W. Comme précédemment, des thermocouples ont été placés à l'intérieur du stratifié avant consolidation (voir ***Figure 21***).

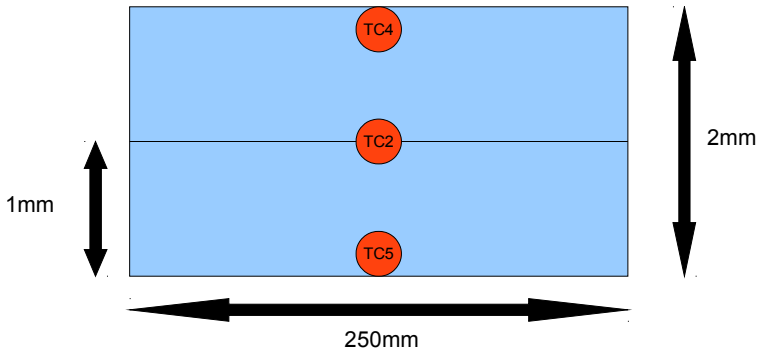


Figure 21: *Position des thermocouples à l'intérieur du stratifié*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

La courbe obtenue (voir ***Figure 22***) est semblable à celles par infrarouge moyen à la différence de la vitesse de chauffe. Malgré la différence de puissance entre les deux systèmes, le temps de mise en chauffe des lampes céramique par infrarouge long est aussi beaucoup plus important.

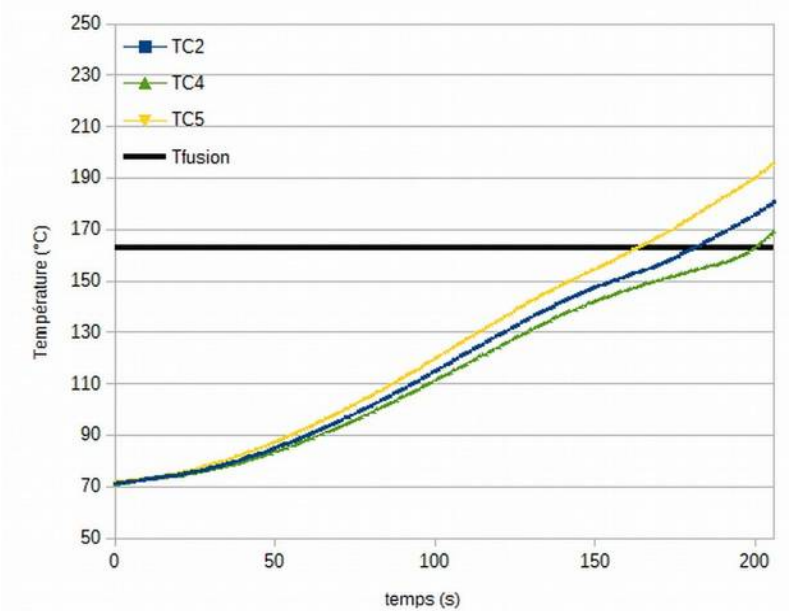


Figure 22: *Chauffe par infrarouge long*

Les lampes avec lames rayonnantes ont un temps de chauffe de l'ordre de 2 secondes contrairement aux céramiques qui doivent chauffer une masse beaucoup plus importante (***Figure 23***), les lampes utilisées étant des FTE 650W.

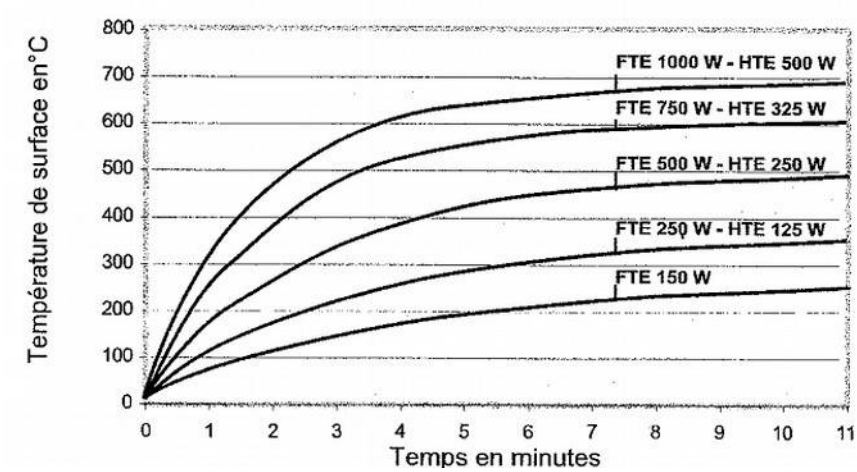


Figure 23: *Document fournisseur de la chauffe des lampes céramiques*

Le temps de chauffe représentant une grande partie du procédé d'estampage mais aussi une partie facilement modifiable (type de chauffe, distance de chauffe, puissance), il représente un des enjeux majeurs de gain de temps dans l'optique d'une production en série.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Un dernier élément important à prendre en compte est l'énergie transférée qui dans ce cas est majoritairement rayonnée. Pour cela deux paramètres majeurs sont à prendre en compte : l'énergie dissipée et la répartition de l'énergie transférée à la surface du flan. Dans le cas de l'énergie dissipée, une solution est que l'intérieur du four soit équipé de parois ayant une faible émissivité, afin de réfléchir le rayonnement. Lors d'une chauffe par rayonnement, l'émissivité représente la partie absorbée par rapport à la partie réfléchie (un matériau avec une émissivité de 0,95 absorbera 95 % du rayonnement et 5 % sera réfléchi).

L'autre point consiste à avoir une chauffe uniforme sur la surface du flan, pour cela il est important de posséder un bloc chauffant plus grand que le flan à chauffer. La règle usuelle à respecter est d'avoir la longueur L des blocs de chauffe tel que $\boxed{L>l+2d}$ (4), où l représente la longueur du flan et d la distance de chauffe entre le flan et les blocs chauffant (voir ***Figure 24***). Cela correspond à un angle de rayonnement des blocs de chauffe de 45°.

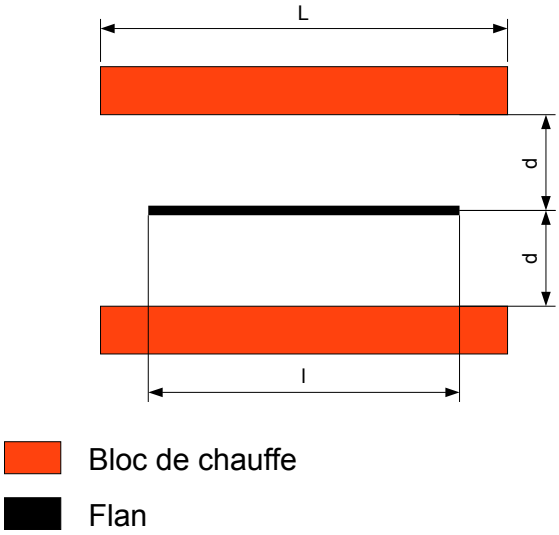


Figure 24: *Schéma de la longueur des blocs chauffant*

Dans le cas de blocs de chauffe multiples, les espaces entre deux blocs créent des disparités de chauffe. Plus la distance de chauffe est faible, plus la chauffe est importante (car combinée à la convection), mais cela augmente aussi les disparités de température à la surface de la plaque. Un compromis est à trouver entre vitesse et homogénéité de chauffe.

2.4 Convoyage

A partir du moment ou le flan sort du four il commence à refroidir. Cette descente en température est relativement lente (voir ***Figure 25***) et linéaire quand on retire les quatre premiers dixièmes de secondes, correspondant à la sortie du four et l'arrivée de la plaque à température ambiante. Cette hypothèse ne reste valable que dans le cas d'un refroidissement sans changement d'état de la

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

matrice. Ce comportement a déjà été observé dans [HAR 2013] avec une baisse de température de 3°C/s dans le cas du Verre/PP. Cette descente en température dépend de plusieurs paramètres (épaisseur et température du stratifié, température et flux extérieurs, des matériaux présent dans le flan). Il est alors possible de calculer la température de la plaque pré-consolidée, nécessaire à sa sortie du four T_{four} en fonction du temps de convoyage t, de la température nécessaire d'estampage $T_{estampage}$ et de la constante de refroidissement K_r facilement identifiable par expérimentation:

$\boxed{T_{four} = T_{estampage} + K_r \cdot t}$ (5) sans passer par la loi de Newton $\boxed{\Phi = h \cdot S \cdot (T_s - T_\infty)}$ (6).

Où Φ est le flux de chaleur, h le coefficient de transfert thermique (ou coefficient d'échange superficiel), S la surface d'échanges thermiques, T_s la température de surface et T_∞ la température de l'air (la température de l'air ressentie par la plaque pré-consolidée peut être supérieure à la température de la pièce à cause des différents module de chauffe aux alentours de la presse : four, plateaux chauffants...).

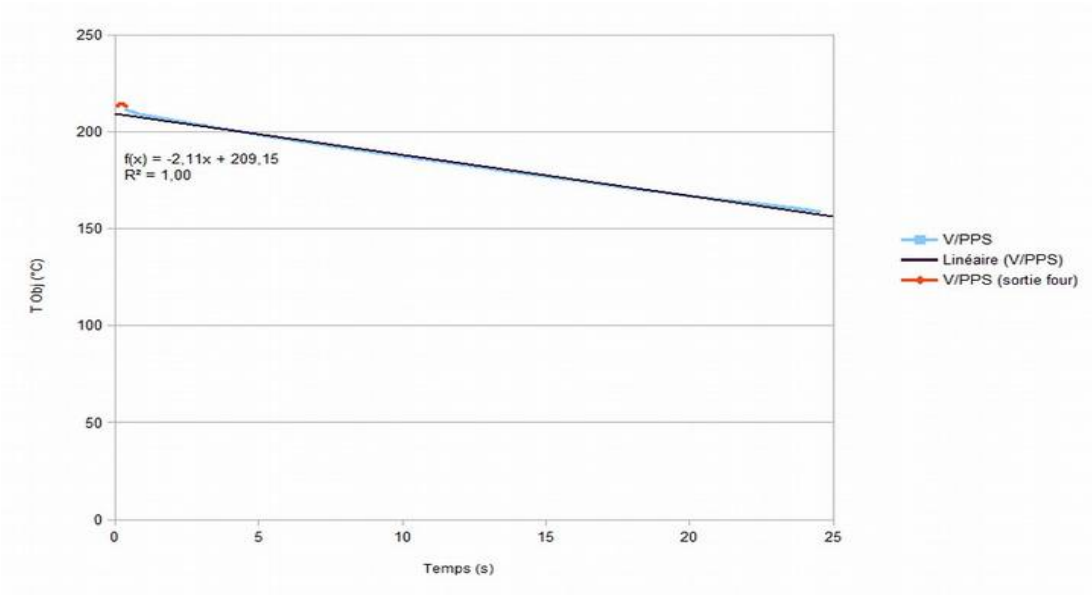


Figure 25: *Refroidissement d'une plaque de V/PPS (e=1mm) sortant du four*

Dans le cadre de cette étude le convoyeur possède une accélération de 3,2 m/s² et une vitesse maximale de 0,8 m/s. Ce qui correspond à une durée de convoyage inférieure à 2 secondes entre la sortie du four et le début du déplacement du vérin, venant impacter le flan. Dans le cas de l'estampage d'un hémisphère de diamètre extérieur 150 mm, des flans de 294x320 mm ont été découpés. Le maintien du flan lors du convoyage s'effectue à l'aide de pinces à lames de ressorts à 10 mm du bord du flan et sur 19 mm de large, placées à 100 mm du centre (voir ***Figure 26***).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

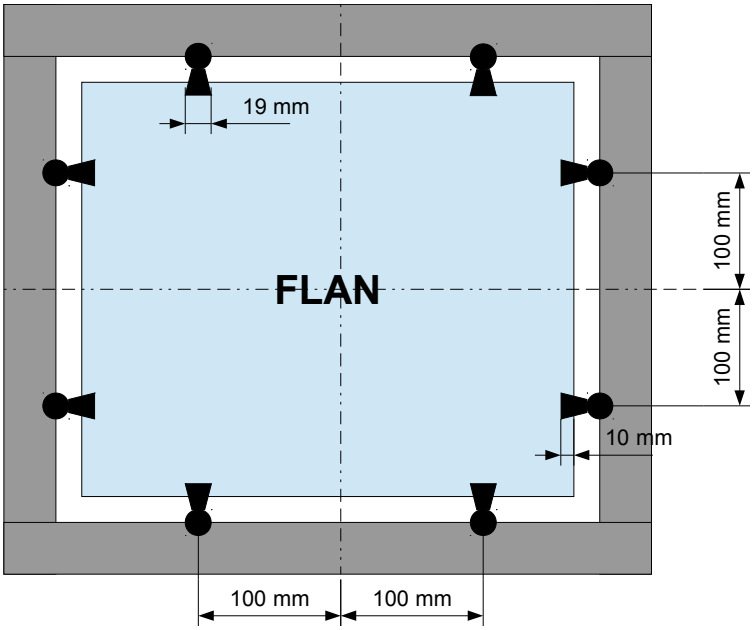


Figure 26: *Schéma de maintien du flan*

2.5 Serre-flans

Il faut différencier la fonction serre-flans (voir ***Tableau 5***), de la fonction convoyage (voir ***Tableau 6***). Les serre-flans peuvent assurer les deux fonctions si ils sont placés sur le convoyeur sinon des modules séparés sont nécessaires.

	Fonctions		
Sous ensemble	N°	type	intitulé
Serre-flan	F01	FP	exercer une pression réglable à différents endroits du flan
Serre-flan	F02		garder la température du flan sur sa partie utile
Serre-flan	F06		permettre la fermeture des moules
Serre-flan	F08		résister à la chaleur
Serre-flan	F10		s'adapter sur les structures (Presse, convoyeur, moules) existantes
Serre-flan	F11		s'adapter à la taille du moule et flan

Tableau 5: *Récapitulatif des différentes fonctions que les serre-flans doivent assurer*

	Fonctions		
Sous ensemble	N°	type	intitulé
convoyage	F03		garder la température du flan sur sa partie utile
convoyage	F04	FP	transporter le flan sous la presse
convoyage	F05		maintenir le flan pendant la chauffe
convoyage	F07		permettre la fermeture des moules
convoyage	F09		résister à la chaleur
convoyage	F10		s'adapter sur les structures (Presse, moules) existantes
convoyage	F12		s'adapter à la taille du flan

Tableau 6: *Récapitulatif des différentes fonctions que le convoyeur doit assurer*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

La fonction principale (FP) du convoyeur est de transporter le flan du four à la presse, alors que la fonction principale des serre-flans est d'exercer une pression réglable à différents endroits du flan, de façon à créer des tensions sur certains fils qui empêcheront la formation de plis.

Les serre-flans deviennent nécessaires lors de la formation de pièces à géométrie complexe. Des études avec des serre-flans placés sur les moules ont été réalisées [VAN 2010], d'autres utilisent des ressorts [HAR 2013], de façon à tendre le flan sur le convoyeur.

La conception d'un serre-flan n'est pas aisée [HOP 2012] car celui-ci doit appliquer une pression réglable, en ayant sa partie en contact avec le flan chauffée afin de ne pas consolider le flan avant sa mise en forme, ce qui influencerait la capacité du textile à se déformer. Une des solutions actuellement en place, est l'utilisation de vérins avec des cartouches chauffantes dans les pièces en contact avec le flan, afin de ne pas figer la matière au contact du dispositif.

2.6 Emboutissage

L'emboutissage est l'étape qui consiste à mettre en forme le flan, quatre étapes peuvent être considérée ici (voir ***Figure 27***). Dans un premier temps le poinçon est abaissé afin de parcourir une faible distance jusqu'au flan. Le stratifié est convoyé du four vers la presse pour être embouti. La dernière étape est la consolidation, où la matrice refroidit jusqu'à se solidifier.

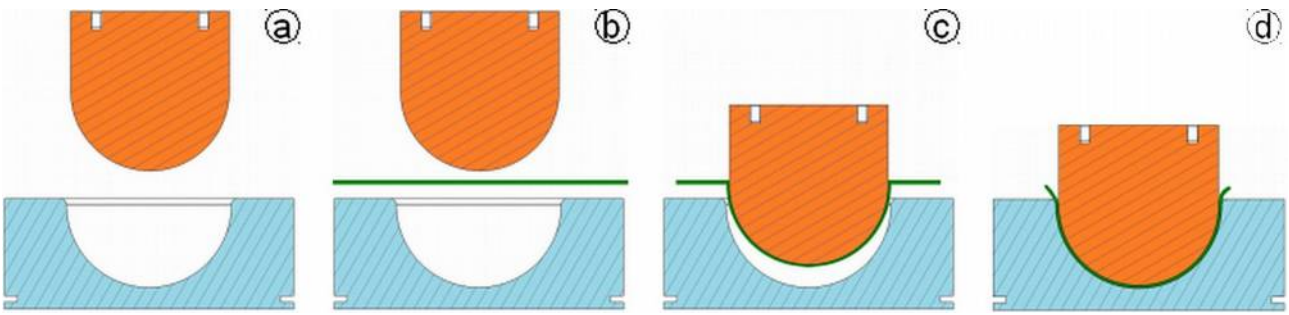


Figure 27: *Schéma de la mise en forme. a) poinçon en position; b) arrivée du flan; c) mise en forme; d) consolidation*

Lors de l'emboutissage du flan par le poinçon, le flan subit de grandes déformations en un temps très réduit, tout en subissant de grands changements de températures. Il est important de définir au préalable la "fenêtre de temps" pendant laquelle le flan doit prendre sa forme, afin de définir les vitesses d'approche minimales en fonction de la température des moules et du flan. Le but étant de trouver un compromis entre temps de fabrication de la pièce et faisabilité de celle-ci.

La forme principalement utilisée dans ces expériences est un hémisphère de diamètre 150 mm.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

2.6.1 Variations de température lors de l'estampage

a) Flan chauffé par infrarouge moyen

Des plaques de Verre/PP ont été instrumentées à l'aide de deux micro-thermocouples K placés au centre de la plaque, le premier en surface et le second au milieu du stratifié d'un diamètre maximal de 250 µm afin d'être le moins intrusif possible (voir ***Figure 28***).

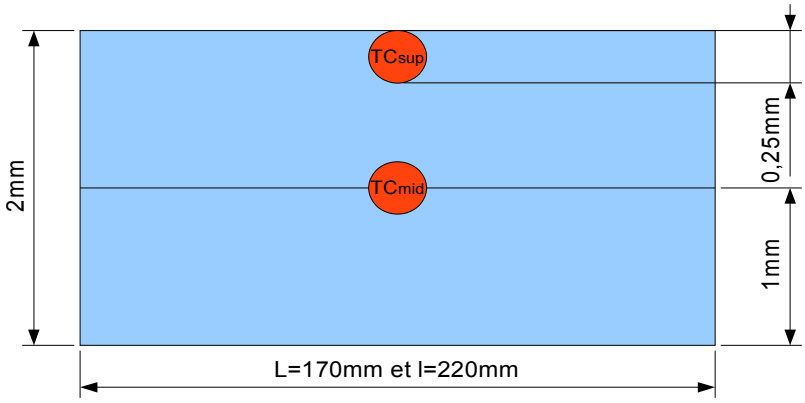


Figure 28: *Position des thermocouples dans les plaques instrumentées de 2mm*

Ces plaques de 2 mm ont ensuite été estampées à plat afin d'observer la chauffe du four (voir ***chapitre 2.3***) et le refroidissement au contact des moules. Ces expérimentations révèlent un choc thermique en surface du flan qui peut passer de 205°C à 163°C en 0,13 s (***Figure 29***), tandis que le cœur refroidit beaucoup plus lentement. Il existe aussi une inertie thermique suivant l'épaisseur du stratifié. Le cœur du flan continue de chauffer tandis que la surface du stratifié refroidit. Il est important lors de la mise en forme d'un estampage, de considérer deux principaux temps. Le premier est la fenêtre de mise en forme qui correspond au temps maximal pour mettre en forme le flan sans risques d'apparitions de défauts en surface. Cette fenêtre est définie par le temps pendant lequel la température en surface du flan est supérieur à la température de fusion de la matrice. Le deuxième temps important est celui de consolidation du stratifié qui correspond au temps nécessaire, pour que l'ensemble de la matrice présente soit solidifiée et que la pièce soit démoulable sans provoquer de défauts. Ce temps est très important dans une optique de production en série car il permet d'optimiser les temps de cycle, il peut être mesuré de façon expérimentale par cette méthode ou déterminé par simulation.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

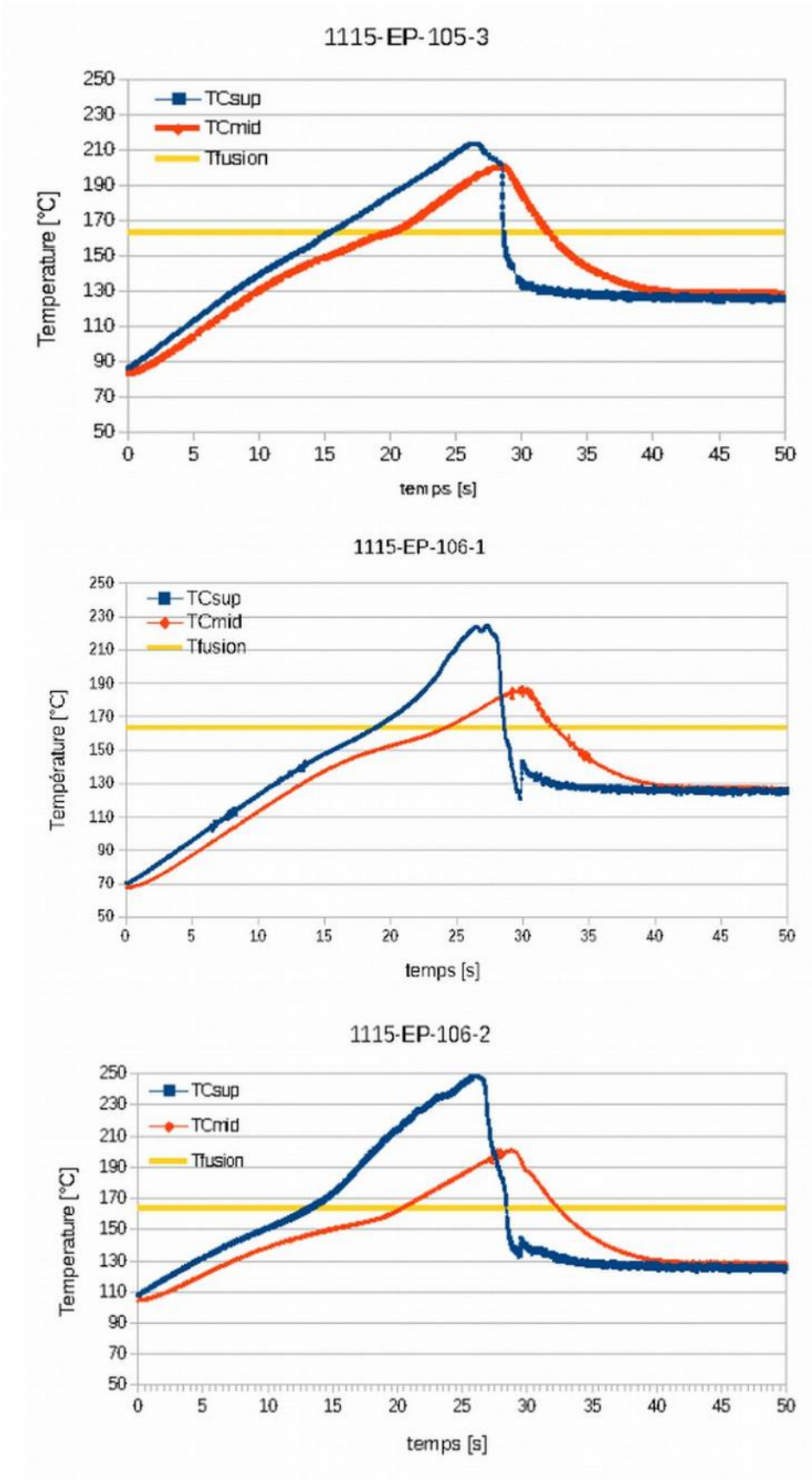


Figure 29: *Cycle thermique subi par le flan*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

b) Flan chauffé par infrarouge long

La chauffe par infrarouge long étant plus lente, le phénomène de chauffe décalée entre la surface du flan et le cœur est beaucoup moins présent. Comme précédemment une plaque a été consolidée avec des thermocouples (TC), placés de façon centrée sur la longueur de 230 mm et à différents endroits de l'épaisseur de 2 mm et de la largeur de 250 mm (voir ***Figure 30***).

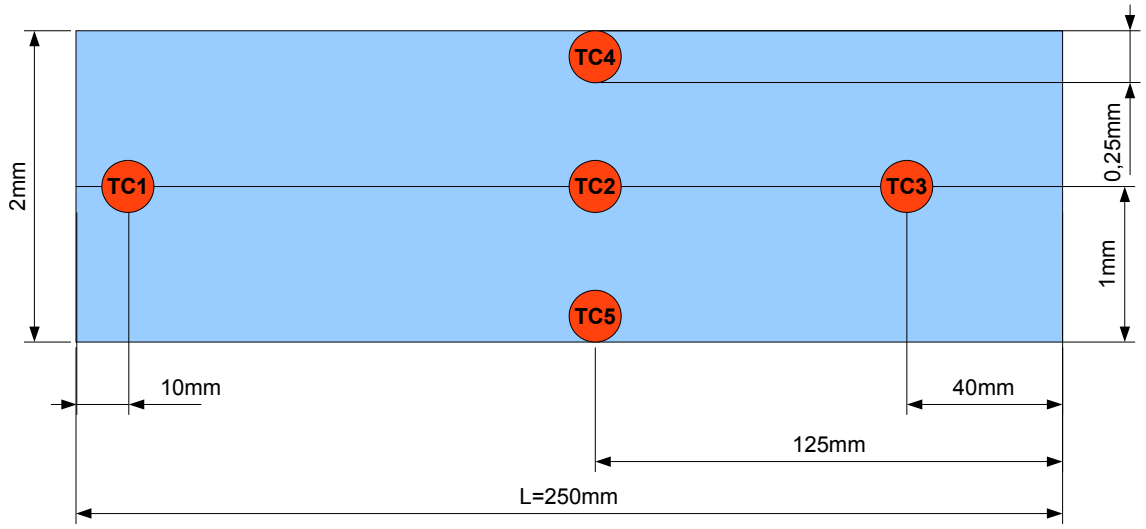


Figure 30: *Placement des thermocouples à l'intérieur du flan*

Il est important de noter que le TC1 reste en dehors de la zone estampée et refroidie par convection avec l'air et par conduction thermique avec le composite. Le TC1, TC2 et TC3 sont placés au cœur du stratifié tandis que les TC4 et TC5 sont placés en surface. Le TC5 est placé sous le stratifié et se décolle légèrement lors de la fin de la chauffe mais le contact revient lors de la mise pression du flan (voir ***Figure 31***).

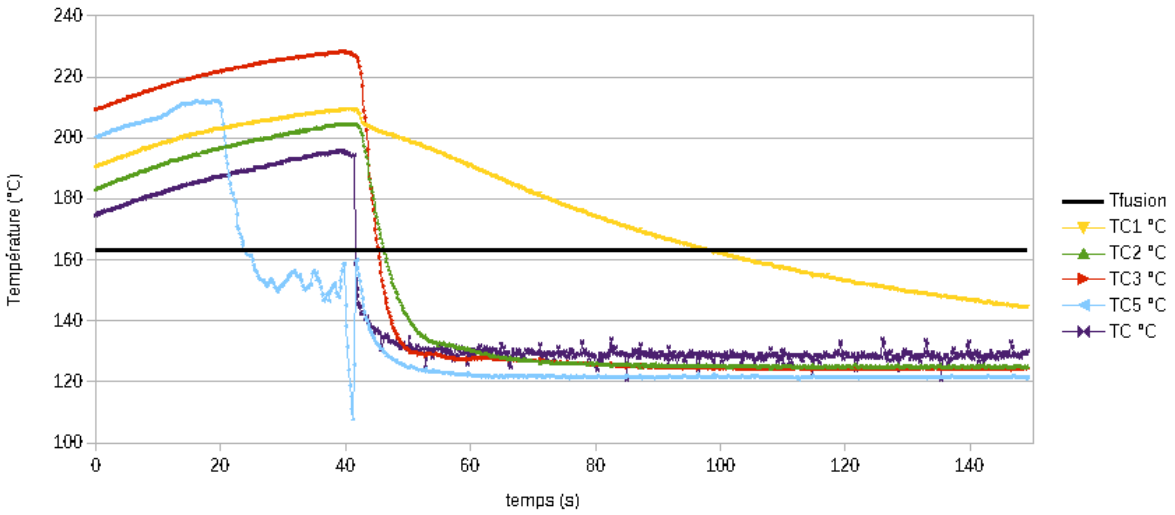


Figure 31: *Variation de température d'un flan estampé chauffer par infrarouge long*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Le contact entre le flan et les moules s'effectue à t = 42 s. Comme dans le cas des flans chauffés par infrarouge moyen, un refroidissement de 36°C en 0,18 s fait passer la matrice du flan, de l'état visqueux à l'état solide et fige les surfaces. Ces changements de température sont beaucoup plus importants que ceux mesurés lors du thermoformage (procédé différent) [WAN 2013]. Il est donc nécessaire de venir emboutir rapidement le flan, spécialement dans le cas d'emboutissage de pièces à grands dénivelés (ce qui explique la difficulté d'estampage de ces pièces complexes).

Lors de la mise en forme, le refroidissement par convection est négligeable par rapport aux échanges thermiques provoqués par le contact du flan avec les moules lors de l'emboutissage. En effet entre le moment du contact du moule supérieur avec le flan et l'arrivée du vérin en position basse, le temps écoulé est faible (0,28 s dans le cas du test à plat, ce qui correspondrait à un refroidissement dû à l'air de moins de 1°C avec les valeurs obtenues précédemment). Lors de la simulation thermique de cet estampage, seul le refroidissement par conduction peut être pris en compte.

En considérant la loi de Fourier pour la conduction thermique et en l'intégrant sur une surface :

$$\boxed{\Phi = \oiint \lambda \cdot \vec{grad}(T) \cdot \vec{dS}} \quad (7)$$

Où Φ est le flux de chaleur, λ la conductivité thermique, S la surface d'échange et T la température.

En utilisant les lois des mélanges pour un matériau orthotrope de type plaque pré-consolidée, on obtient :

$$\boxed{\lambda_x = \lambda_y = \frac{\lambda_{fibre} \cdot \%_{mf}}{100} + \frac{\lambda_{matrice} \cdot \%_{mm}}{100}} \quad (8) \text{ et } \boxed{\frac{100}{\lambda_z} = \frac{\%_{mf}}{\lambda_{fibre}} + \frac{\%_{mm}}{\lambda_{matrice}}} \quad (9)$$

Où z est suivant l'épaisseur de la plaque, $\%_{mf}$ le pourcentage de fibre en masse, $\%_{mm}$ le pourcentage de matrice en masse, λ_{fibre} la conductivité thermique de la fibre et $\lambda_{matrice}$ la conductivité thermique de la matrice.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

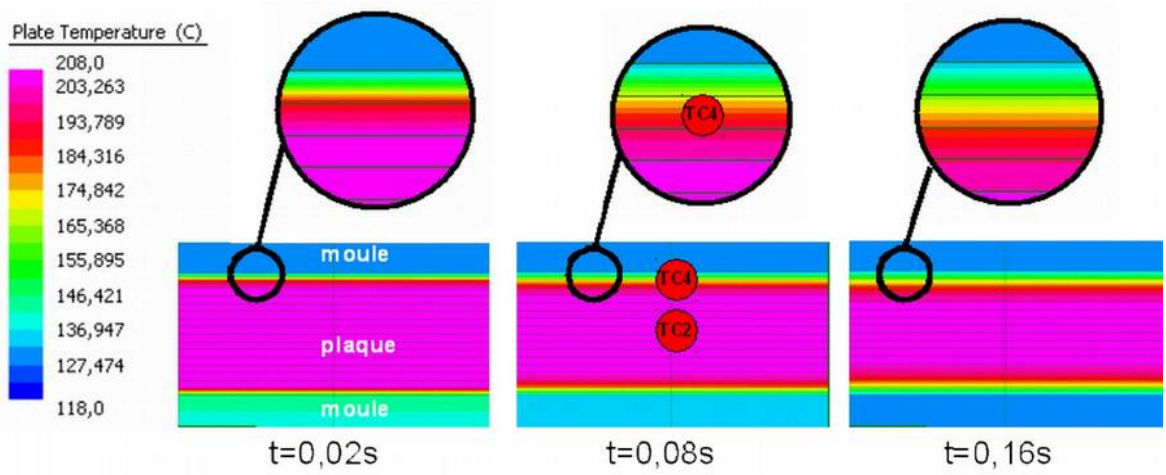


Figure 32: *Simulation simplifiée de la conductivité thermique après contact avec le moule*

En ne tenant pas compte du changement d'état de la matrice on peut avoir une idée du temps nécessaire pour refroidir le pli de surface, de la plaque composites (voir ***Figure 32***). En comparant la simulation simplifiée et l'expérimental au niveau des TC2 et TC4, on obtient une bonne corrélation (voir ***Figure 33***) avec un coefficient de corrélation de S^2=1,17 pour le TC4 et S^2=2,92 pour le TC2.

Avec $S^2=\frac{\sum_{i=1}^{n}(T_i-Tsimu_i)^2}{n}$ (10), où T est la température expérimentale, $T\,simu$ la température obtenue par simulation.

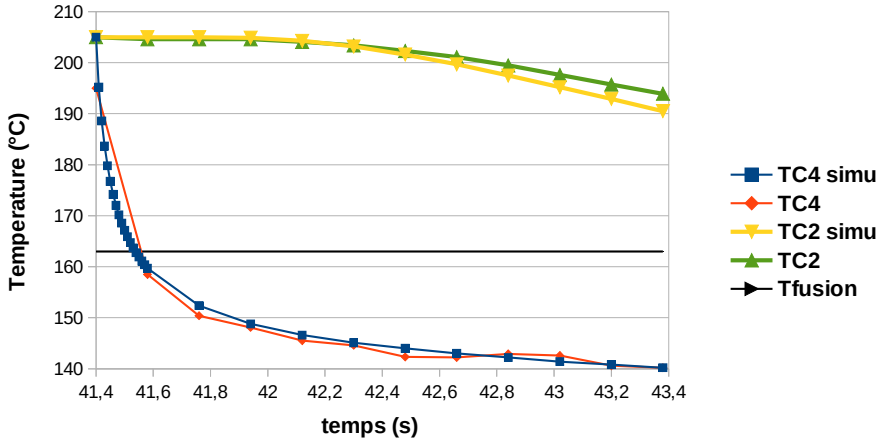


Figure 33: *Comparaison entre l'expérimental et la simulation lors des deux premières secondes*

Cette expérience justifie les vitesses d'estampage couramment utilisées par rapport au thermoformage (voir ***Tableau 7***).

Vitesse thermoformage [mm/s]	Vitesse estampage [mm/s]
0,25-10	150-450

Tableau 7: *Gammes de vitesses des procédés de thermoformage et de thermo-estampage*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Le refroidissement en surface du stratifié s'apparente à un choc thermique, ce qui peut avoir des conséquences. En effet certains polymères tels que le PPS ou le PEEK se vitrifient quand la vitesse de refroidissement est élevée et se cristallisent lorsqu'elle est faible [TRO 2006]. Le stratifié obtenu après refroidissement peut avoir des caractéristiques mécaniques différentes suivant l'épaisseur.

Cette expérience permet de mesurer le temps de consolidation minimum afin d'améliorer les temps de production. Cette méthode permet aussi de déterminer la « fenêtre » durant laquelle la mise en forme est possible, sans que la matrice se solidifie et vienne figer la forme. Au delà de cette « fenêtre », on remarque l'apparition de différents défauts et des risques d'endommagements du stratifié dans le cas de mise en forme d'un composites avec une matrice solide.

2.6.2 Variations de vitesses lors de l'emboutissage

Il a été montré dans le chapitre précédent, l'utilité d'une grande vitesse lors de l'emboutissage du flan par le poinçon. La vitesse étant très importante, il existe un risque d'endommager le flan lors de l'impact avec le moule inférieur et de couper les fibres en les poinçonnant, surtout dans le cas de pièces avec de forts angles, peu de rayons et des blocages du tissu. Il est important de respecter les règles de conception de pièces composites en évitant les angles vifs, en utilisant des congés. Il est nécessaire d'éviter que le tissu soit bloqué par un effet de serre-flans trop important qui empêcherait le tissu de se déformer et viendrait dégrader l'armure voir la fibre.

La vitesse de déplacement du vérin ne correspond pas directement à la vitesse de déformation du tissu et particulièrement à sa vitesse de cisaillement. Le flan est placé à l'horizontale et le poinçon vient l'impacter de façon verticale, sa vitesse varie suivant les endroits déformés (voir ***Figure 34***).

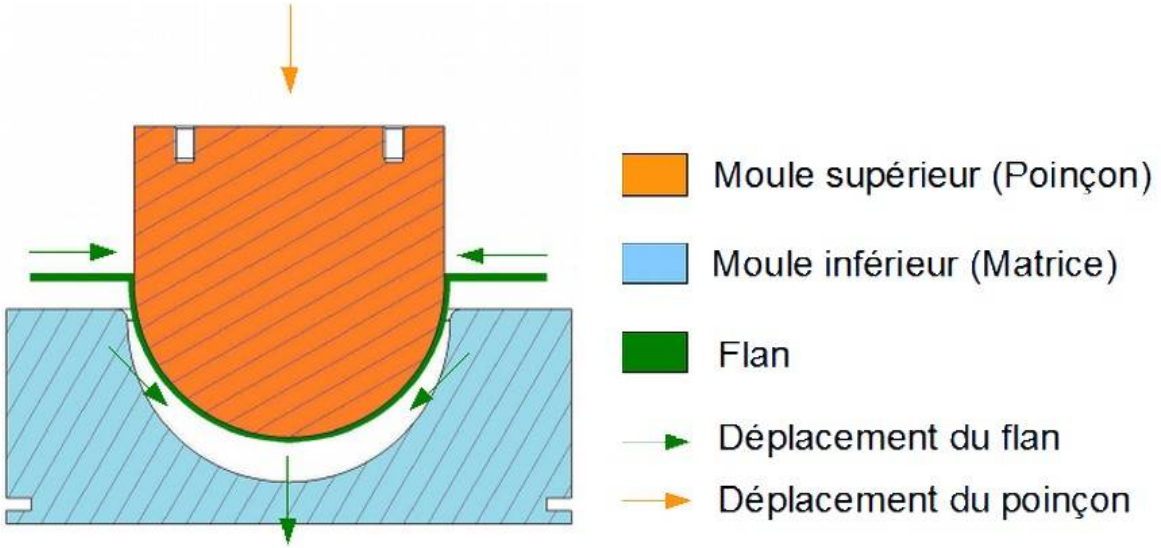


Figure 34: *Schéma de déplacement du flan*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Suivant l'orientation de la fibre, le déplacement local sera différent, si la fibre est dans le sens du déplacement elle suivra celui-ci directement, sinon dans le cas d'un tissu, il aura tendance à se cisailler.

Dans le cadre de cette étude, le vérin utilisé ne peut appliquer de fortes pression que dans le cas d'une vitesse lente. Dans le cas de la formation d'un hémisphère, le vérin ralentit au contact du flan lorsque celui-ci à du mal à se déformer pour passer en vitesse lente (voir ***Figure 35***).

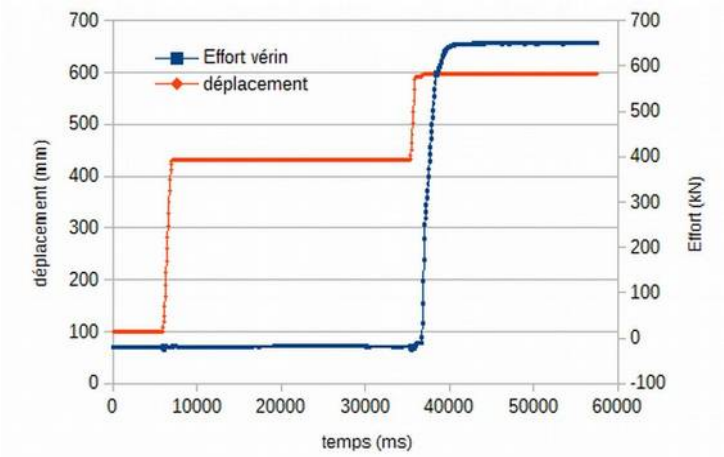


Figure 35: *Vue globale du déplacement et des efforts dans le vérin*

2.6.3 Blocage

L'impact du tissu par le poinçon (à 350 mm/s) et le changement de distributeur pour passer en pression, mènent à un léger blocage puis une descente lente jusqu'à la fermeture du moule. Ce blocage a lieu 10 mm avant la fermeture complète du moule et le temps nécessaire pour atteindre la position basse du vérin est d'environ 1,5 secondes (voir ***Figure 36***).

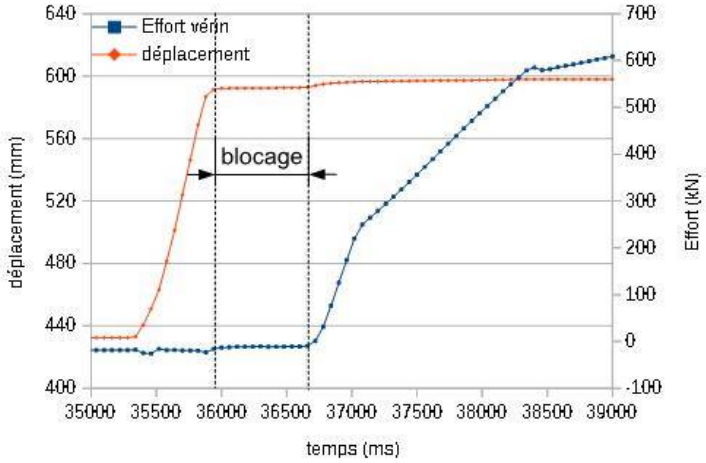


Figure 36: *Courbe retraçant le blocage*

Ce blocage est dû à la surépaisseur créée par le cisaillement du textile, couplée à la grande vitesse de déformation. Ce blocage intervient 6 mm avant la fin de pièce et les points de blocage se trouvent sur la périphérie de la fin de pièce, dans les zones cisaillées (voir ***Figure 37***).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

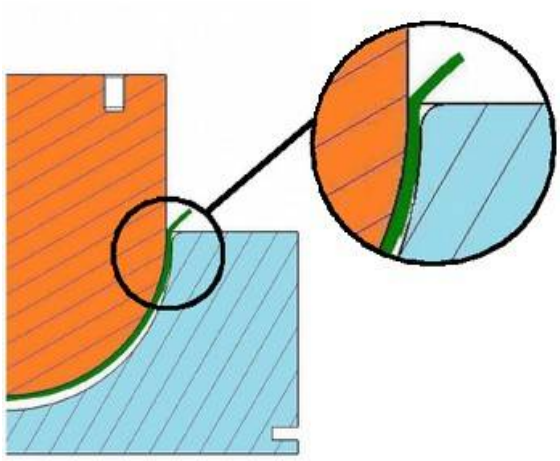


Figure 37: *Illustration de la zone de blocage*

Le flan possède une épaisseur initiale de 1 mm, tout comme l'entrefer existant entre les moules. Lors de la chauffe et du passage à l'état fluide de la matrice, une porosité macroscopique se crée en surface du stratifié, mais l'imprégnation à l'intérieur des mèches reste présente (voir ***Figure 38***). Lors de l'impact, la matrice migre de façon macroscopique, de façon à combler les espaces (la matrice étant incompressible par rapport à l'air).

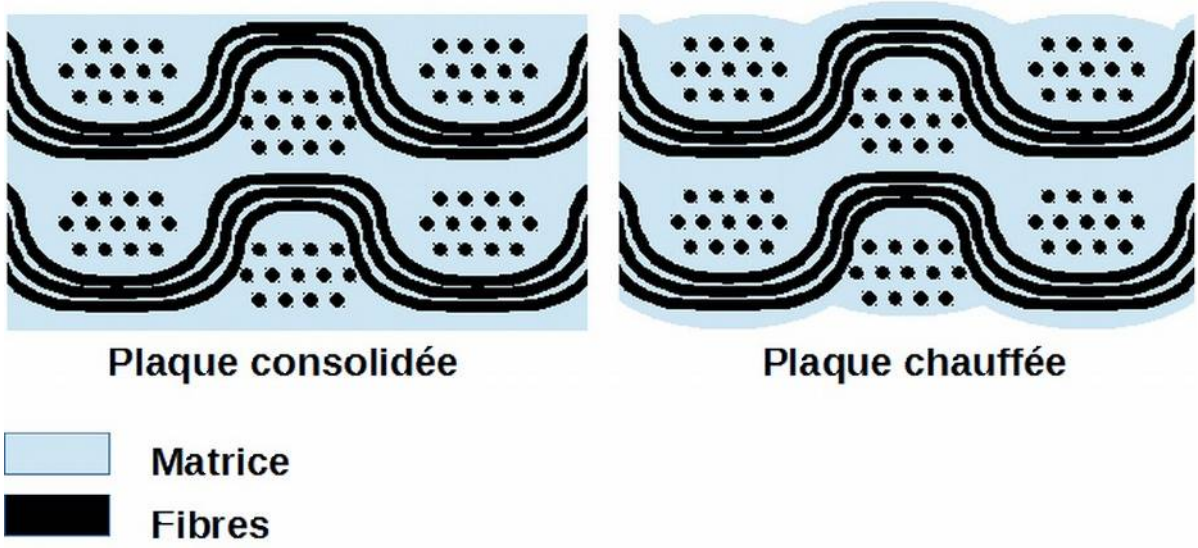


Figure 38: *Schéma de la migration de la matrice lors de la chauffe*

Lors du thermo-estampage l'épaisseur est souvent légèrement diminuée. La matrice étant encore fluide lorsque le stratifié est compressé, une partie de cette matrice migre en dehors de la pièce, occasionnant une diminution de l'épaisseur de la pièce de l'ordre de 5 % par rapport au nominal. L'origine du blocage n'est pas due à la migration de matrice mais au cisaillement. Cela se confirme lors de l'estampage d'une simple bande où la fibre est orientée à 0/90° (voir ***Figure 39***) et où ce phénomène de blocage n'apparaît pas.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Figure 39: *Estampage d'une bande*

Le blocage n'apparaît pas non plus dans le cas d'une déformation lente (25 mm/s) cependant cela engendre d'autres défauts. Il est important de trouver le bon couple température/vitesse afin d'obtenir des pièces sans défauts.

2.6.4 Défauts rencontrés sur les pièces

a) Dégradation de la matrice

Une trop longue exposition de la matrice aux lampes chauffantes peut conduire à une température de surface trop élevée venant dégrader la matrice (voir ***Figure 40***). Afin de se prévenir de ce défaut, il est important de connaître et respecter la température de dégradation du polymère en fonction du temps d'exposition. Les distances de chauffe peuvent aussi influer sur ces dégradations.

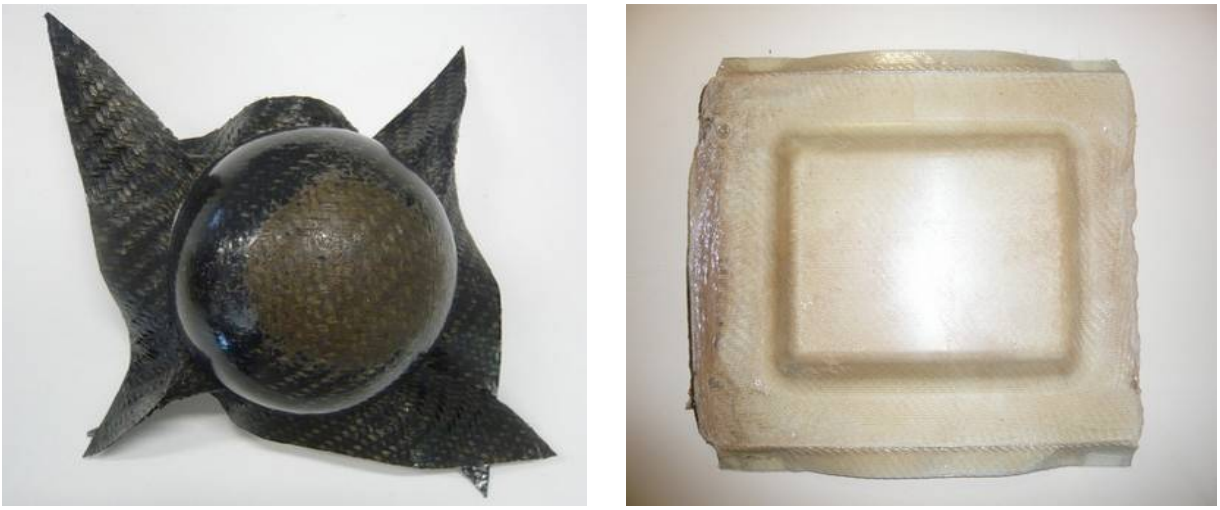


Figure 40: *Exemples de matrices dégradées par la chauffe*

Dans le cas de fibres naturelles, leurs dégradations par la température peuvent se répercuter sur la matrice. Le cas le plus usuel étant les pièces de lin brunies après la chauffe.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

b) Plis

Lors de l'estampage de formes complexes, le tissu est fortement cisaillé. Le cisaillement est une des origines de l'apparition des plis dans un mécanisme global comprenant aussi la flexion et la traction [BOI 2011]. Ces plis peuvent se trouver en dehors de la zone utile de la pièce, dans ce cas, ils ne sont pas considérés comme des défauts (voir ***Figure 41***). Dans le cas où ils se forment dans la zone utile, ils sont considérés comme des défauts. Les plis peuvent empêcher la formation complète de la pièce, en créant une sur-épaisseur et une zone mécaniquement plus faible.

Figure 41: *Plis sur la zone non utile de la pièce*

Une autre cause de l'apparition de plis, est le flambement du textile sur la fin de moule (voir ***Figure 42***).

Figure 42: *Exemple de plis à l'intérieur d'un hémisphère*

c) Flambement des fils

L'hémisphère étant une forme non développable amenant à de forts angles de cisaillement (plus de 50°), une grande quantité de textile se trouve sur la circonférence. Lors de la fermeture du moule, le textile est compressé suivant l'épaisseur, ce qui engendre des déplacements du tissu et a pour conséquence de faire flamber les fils transverses dans les zones non cisaillées (voir ***Figure 43***), l'épaisseur du textile augmentant avec le cisaillement.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Figure 43: *Flambement local des mèches transverses*

Ce phénomène est principalement observable dans le cas de mèches épaisses.

d) Manque de matrice en surface

En excluant les problèmes de démoulage de la pièce (manque de démoulant, problèmes d'usinage, pièce non consolidée), un manque de matrice apparaît sur la partie haute du dôme (voir ***Figure 44***).

Figure 44: *Manque de matrice sur le haut du dôme*

Ce manque de matrice est dû à un refroidissement en dessous de la température de fusion, avant la mise en forme complète de la pièce, empêchant la migration de la matrice sur la fin du dôme. Les origines de ce manque de matière peuvent être multiples : « fenêtre » de mise en forme trop courte, point de blocage, vitesse d'estampage trop lente, plis empêchant le poinçon d'arriver en position basse.

2.6.5 Solutions pour limiter / supprimer les défauts

Il est important de supprimer les défauts ou de les limiter le cas échéant. Pour cela différentes solutions sont possibles.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

a) Pinces

Dans une optique de réduire le cisaillement et empêcher la formation de plis à l'intérieur de la pièce. Une solution a été de réaliser des pinces, ce sont des coupes dans le textile (ici le flan) de façon à relâcher le tissu et par conséquence réduire la formation de sur-épaisseurs et de plis. Le blocage peut disparaître permettant à la matrice de migrer sur l'ensemble de la pièce avant de se solidifier (voir ***Figure 45***). Cependant ces pinces peuvent provoquer des déchirements car il y a création d'une amorce par la coupe préalable qui peut s'accentuer lors de la mise en forme. Les pinces doivent être réalisées dans des zones extérieures à la partie utile, afin de ne pas créer une zone de faiblesse mécanique (non continuité de la fibre) [DAI 2015].

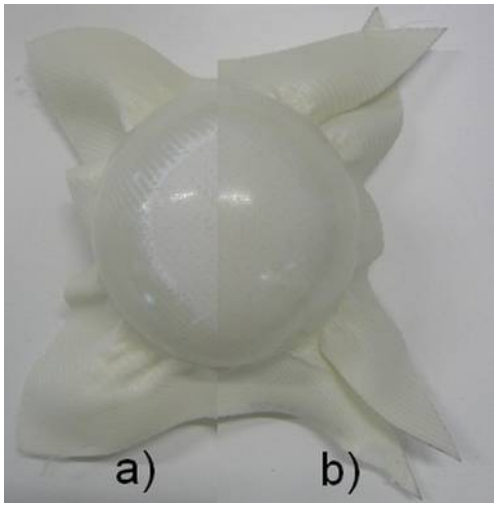


Figure 45: *Exemple d'utilisation de pinces: a) sans pinces; b) pinces dans la zone cisaillée*

Les pinces ne peuvent cependant supprimer tous les défauts (voir ***Figure 46***) et doivent se faire à des endroits précis sous risque d'être inefficaces voir préjudiciables.

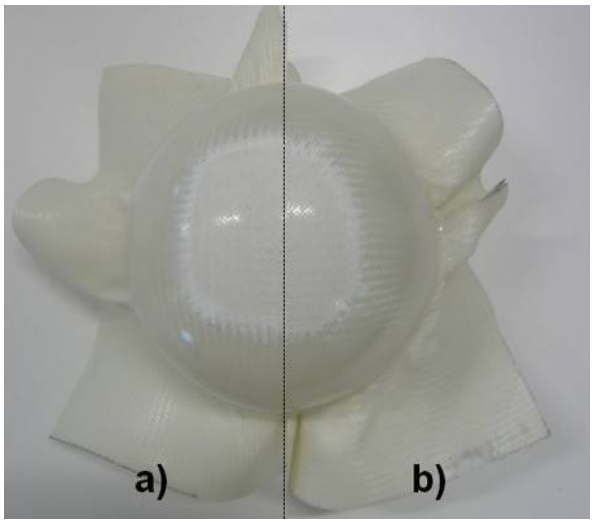


Figure 46: *Pinces peu efficaces: a) sans pinces; b) pinces peu efficaces*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

De façon générale les pinces semblent améliorer la mise en forme lorsqu'elles sont réalisées dans les zones cisaillées et peuvent faire disparaître les plis à l'intérieur de l'hémisphère, sans couper le tissu dans cette partie. Cette méthode possède aussi l'avantage de pouvoir être utilisée dans un système de production en série ou les pinces peuvent être réalisée par découpe jet d'eau en même temps que la découpe du flan.

b) Orientation du tissu

L'orientation du tissu modifie la drapabilité d'une pièce (hors pièces de révolution sans conditions limites spéciales) [LAM 2003]. Dans le cas d'un empilement de différentes couches avec des orientations différentes, il existe une interaction entre les couches, modifiant l'apparition de plis (voir ***Figure 47***).

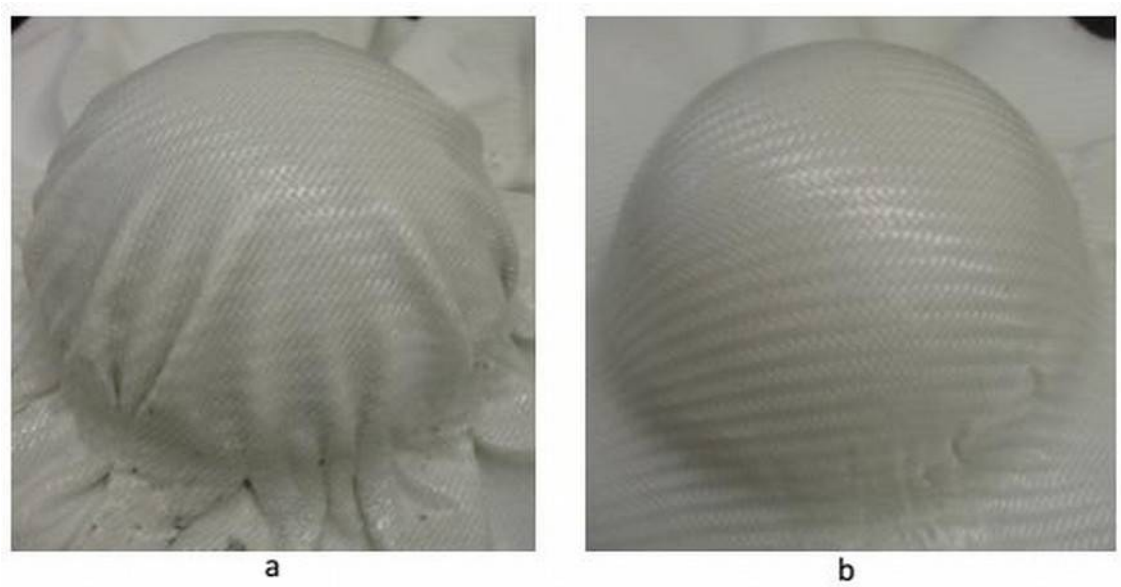


Figure 47: *Estampage d'un multi-couches; a) empilement quasi-isotropique; b) empilement orthotropique [VAN 2010]*

c) Choix des matériaux

Le choix des matériaux utilisés pour la fabrication, peut limiter la mise en forme et un changement de textile ou de matrice peut être nécessaire, afin de réaliser une pièce sans défauts.

- ***Matrice***

Les principales caractéristiques de la matrice influant sur le procédé sont la température de fusion et de dégradation mais aussi sa viscosité. Plus la viscosité de la matrice sera élevée plus le textile se déformera difficilement. La viscosité dépend principalement de la température et du cisaillement donc de la vitesse de mise en forme. Augmenter la température, réduira la viscosité de la matrice et le comportement de la plaque chauffée ressemblera à celui des textiles secs.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

- ***Textile***

Le choix du textile (armure, fibre, contexture...) influe sur le comportement mécanique [BEH 2008] et principalement sur le cisaillement, par exemple un sergé se cisaillera beaucoup plus facilement qu'une toile [KEN 2005]. Il est aussi possible de réaliser des coutures sur le textile afin de modifier le comportement mécanique [BEK 2010].

Il est important de prendre en compte l'utilité de la pièce finale de façon à optimiser les matériaux choisis et leur orientation. Dans la rétro-ingénierie plusieurs liens sont faits entre l'état de la pièce après fabrication et les cas de charge à appliquer, de façon à obtenir la pièce la plus allégée tenant le cahier des charges.

d) Choix des températures et des vitesses

L'étape de mise en forme du procédé peut être séparée en deux phases (expérimentalement simultanées). Une première phase de mise en forme textile et une deuxième phase de mise en forme de la matrice. Cette première phase peut être simulée suivant des lois de comportement mécanique du textile. La deuxième phase est principalement un phénomène thermique, où la matrice vient se figer en refroidissant au contact des moules, donnant ainsi l'aspect de surface.

Cette hypothèse est respectée dans le cas où l'étape de mise en forme textile est plus courte que l'étape de refroidissement de la matrice. Elle a été évoquée sous le nom de fenêtre de mise en forme. Une légère augmentation de la chauffe du flan et des moules permet d'agrandir cette fenêtre.

L'objectif est de former une pièce sans défaut, en essayant de réduire au maximum le temps de fabrication, dans une optique de production en série. Un compromis est à trouver, entre chauffe du flan dans le four, température des moules pour refroidir le flan, le tout en prenant en compte de la vitesse maximale de la presse. Le flan doit être suffisamment chaud pour être mis en forme et consolider sans apparition de défauts, le tout en permettant un refroidissement le plus rapide possible afin d'optimiser la production.

La productivité n'est pas le seul paramètre à prendre en compte, la température et la vitesse influent sur le comportement du stratifié et sa mise en forme [CHE 2011a], [CHE 2011b] et la pièce doit pouvoir être faisable avant d'optimiser les temps de fabrication.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3 Différentes approches pour la modélisation de la mise en forme

La simulation de la mise en forme des renforts tissés s'est fortement développée avec l'industrie des composites. En effet les mises au point par essais-erreurs restent très coûteuses et une simulation du procédé de fabrication permet de connaître les conditions de faisabilité de la pièce ainsi que les paramètres de fabrication nécessaires (pression, températures, orientation des tissus, serre-flans, vitesses...). Cela économise aussi de coûteux frais d'outillages et permet d'améliorer le dimensionnement des pièces en connaissant l'orientation des fibres et les défauts de fabrication pour les calculs mécaniques [BOI 2007].

Dans cette étude, les matériaux utilisés ne sont pas des tissus secs mais imprégnés d'une matrice thermoplastique. Cette dernière modifie fortement le comportement du renfort tissé en fonction de la température. Le textile ne peut réellement se mettre en forme qu'en dessous de la température de fusion du thermoplastique avec lequel il est lié. Toutes modifications de formes en dessous de cette température entraînera des déformations élastiques ou plastiques.

3.1 Différentes échelles de modélisation

Plusieurs échelles de modélisation existent et sont choisies pour la simulation en fonction du niveau d'informations recherchées ainsi que du temps de calcul.

3.1.1 Cellule élémentaire représentative

Avant de parler d'échelle de modélisation, il est important d'introduire la notion de CER. Le comportement d'un tissu se caractérise souvent à l'échelle de la Cellule Élémentaire Représentative (CER) cette cellule peut aussi être appelée Volume Elémentaire Représentatif (VER). Elle permet de prendre en compte les caractéristiques mécaniques d'un motif du tissu, se répétant et qui par simple translation permet de reproduire l'ensemble du tissage (voir ***Figure 48***). Le renseignement des différents paramètres peut se faire par expérimentation mécanique, méthode analytique ou simulation de la CER.

Il est préférable que les côtés de la CER soit sur la fibre (voir carré rouge de la ***Figure 48***) et non entre 2 mèches (voir carré bleu de la ***Figure 48***) à cause des conditions aux limites périodiques [BAD 2008].

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

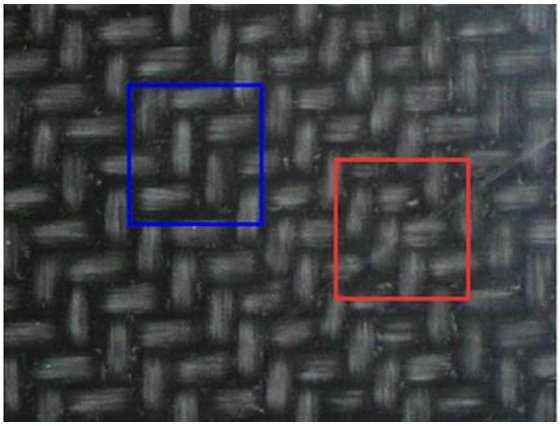


Figure 48: *CER d'un tissu (Sergé 2/2)*

3.1.2 Echelle microscopique

L'échelle microscopique est l'échelle des fibrilles, c'est à dire de l'intérieur de la mèche. Cette échelle permet de déterminer les caractéristiques mécaniques d'un fil, ou l'imprégnation à l'intérieur des mèches (voir ***Figure 49***). Ce modèle à le désavantage de posséder beaucoup de contacts car toutes les fibrilles sont en contact les unes avec les autres, ce qui donne un temps de calcul très long.

Cette échelle à l'avantage de montrer les scissions et les variations de matières à l'intérieur des mèches. La simulation à l'échelle microscopique permet de caractériser et de déterminer des comportements de mèches ou de renforts fibreux sans réaliser de tests mécaniques. Ces caractéristiques peuvent être utilisées afin de réaliser des simulations à une échelle plus importante [DUR 2009], [DUR 2010].

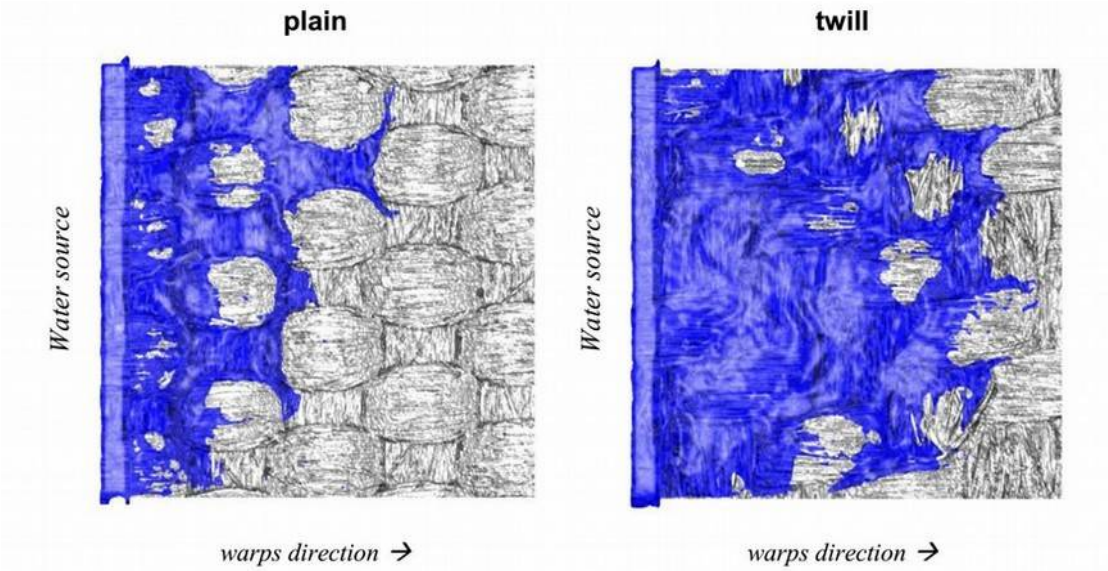


Figure 49: *Simulation de l'infusion de tissus (toile et sergé) [CAL 2013]*

Cette échelle est très intéressante dans le cas de développement de textiles pour des applications spécifiques ou de simulation de tissages.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.1.3 Echelle mésoscopique

L'échelle mésoscopique est l'échelle où les les fils et les mèches sont considérés comme des entités indivisibles (voir ***Figure 50***). Cette échelle permet de limiter les temps de calcul par rapport à l'échelle microscopique, le nombre de contacts étant beaucoup moins important. Comme à l'échelle microscopique il est possible de prédire le comportement de tissus nouveaux ou inexistants tout en s'affranchissant de tests expérimentaux parfois difficiles à réaliser. La réalisation de simulation à cette échelle permet de déterminer l'influence du tissage sur les caractéristiques mécaniques de l'ensemble afin de l'utiliser à une échelle macroscopique [BAD 2008].

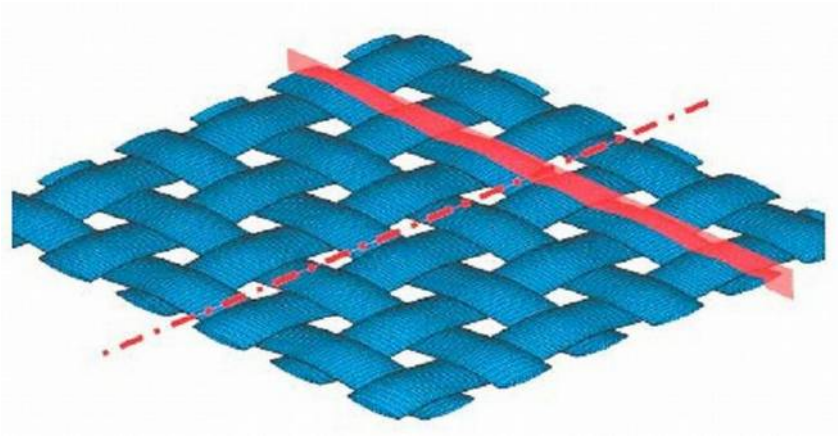


Figure 50: *Exemple de représentation mésoscopique [BAD 2008]*

Les caractéristiques prédites ne sont pas uniquement mécaniques, elles peuvent être des perméabilités, des caractéristiques thermiques, des résistances à l'impact, d'endommagement... Les simulations peuvent se faire à l'échelle de la CER ou pour l'ensemble de la pièce (voir ***Figure 51***). Cependant comme à l'échelle microscopique, il est difficile d'appliquer ce modèle à des géométries complexes du fait qu'il existe un grand nombre de contacts et que certains coefficients difficiles à mesurer sont déterminés par ajustement du modèle numérique à l'expérimental.

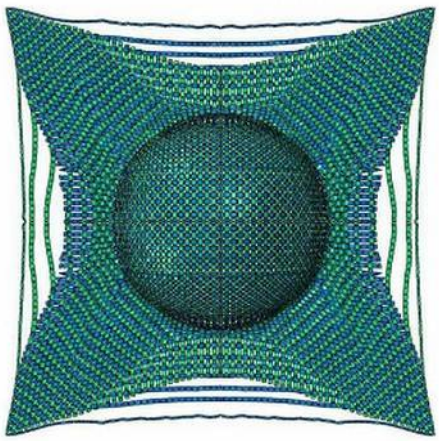


Figure 51: *Simulation à l'échelle mésoscopique de l'emboutissage d'un hémisphère [GAT 2010]*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.1.4 Echelle macroscopique

Dans cette étude les simulations se font à l'échelle macroscopique, où le matériau est considéré comme continu. Cette échelle a été choisie pour des questions de rapidité de calcul. Dans une optique industrielle et surtout dans le cas de mise en forme de pièces complexes, les résultats doivent être obtenus rapidement de façon à répondre aux délais clients. Ces résultats peuvent être utilisés afin de dimensionner la pièce ou d'utiliser la mise en forme afin de placer des fibres de façon à optimiser la pièce au maximum (rétro-ingénierie).

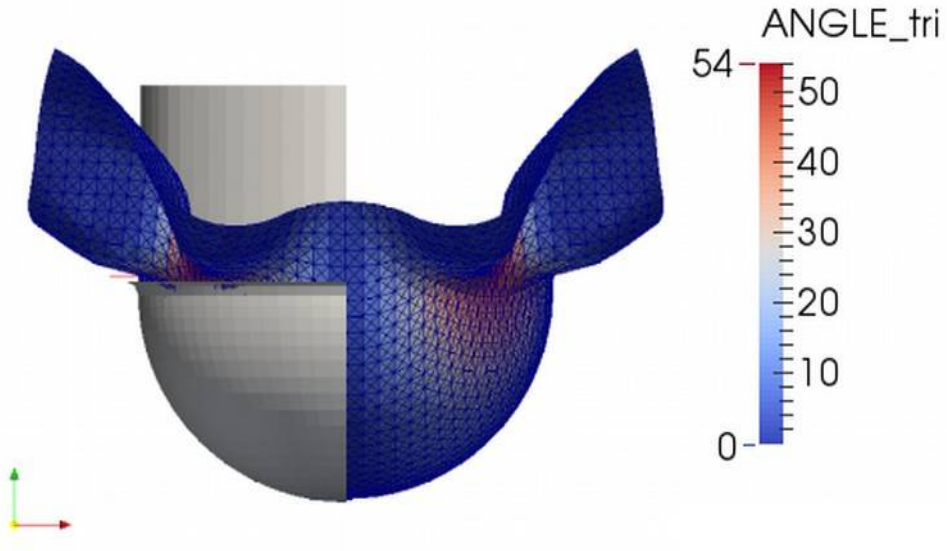


Figure 52: *Simulation de mise en forme d'un hémisphère à l'échelle macroscopique*

Cette échelle est la plus couramment choisie dans le cas de la simulation de formes complexes par sa vitesse de résolution et sa facilité de maillage. Un autre avantage est la caractérisation qui peut être relativement simple, surtout dans le cas d'éléments plans.

Cependant certains phénomènes ne peuvent être simulés comme la séparation des mèches et entre deux mèches (poinçonnage).

Il est possible d'affiner le maillage suivant les zones sollicitées et les formes à prendre ou au contraire grossir le maillage afin de limiter les temps de calcul. L'élément utilisé dans cette étude est un élément triangulaire dont la base naturelle est indépendante de l'orientation des fils de chaîne et trame [HAM 2007], à l'opposé des éléments finis quadrangulaires dont la base matérielle est confondue avec la base isoparamétrique [BOI 2000] ou [ZOU 2006].

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.2 Différentes méthodes de simulation de mise en forme d'un pli de tissu

En raison de la recherche d'une méthode rapide pour l'industrie, l'échelle macroscopique semble la plus prometteuse. Il existe différentes méthodes de simulation de mise en forme d'un tissu à l'échelle macroscopique. Ces approches possèdent leurs avantages et inconvénients et sont choisies en fonction du niveau de détail souhaité, du temps de calcul et des caractérisations nécessaires.

3.2.1 Approche géométrique

L' approche géométrique, aussi appelée approche cinématique ou encore méthode du filet repose sur de fortes hypothèses :

- mèches inextensibles
- intersection entre les réseaux chaîne et trame ne pouvant pas glisser
- rotations libres entre deux réseaux
- contact sans glissement entre le textile et les moules

Cette approche est purement géométrique et son résultat ne dépend pas du matériau utilisé. Cette méthode (voir ***Figure 53***) permet de déterminer la position d'un nœud C à partir de la position des nœuds A et B et des longueurs AC et BC. Le nœud C est désigné comme l'intersection des deux géodésiques issues de A et B (AC_1 et BC_2) et vérifiant les longueurs précédentes.

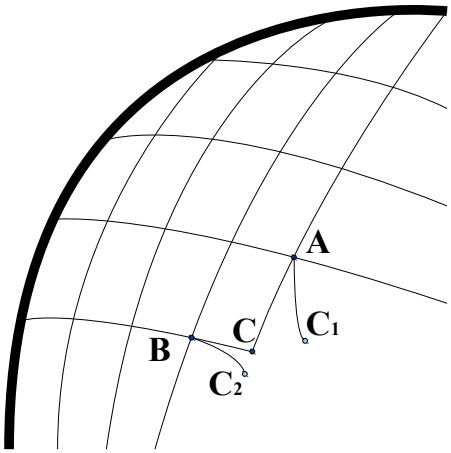


Figure 53: *Détermination du point C, connaissant la position du point A et B par la méthode du filet*

Ce problème géométrique est souvent non linéaire et se résout très rapidement. La surface de l'outil doit être définie analytiquement, par facettes (planes ou de degrés supérieurs) ou par des « panneaux » courbes [IND 1999].

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Cette approche est devenue très courante car souvent incorporée directement dans les logiciels de Conception Assistée par Ordinateur (CAO) (voir ***Figure 54***) ou utilisent des passerelles [GUI 2000].

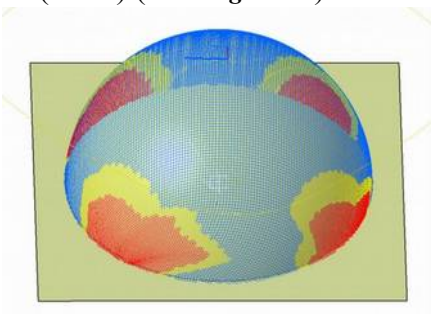


Figure 54: *Exemple d'approche géométrique*

Le résultat dépend fortement du point de départ (voir ***Figure 55***), des directions de propagation et de la taille du réseau (longueurs AC et BC).

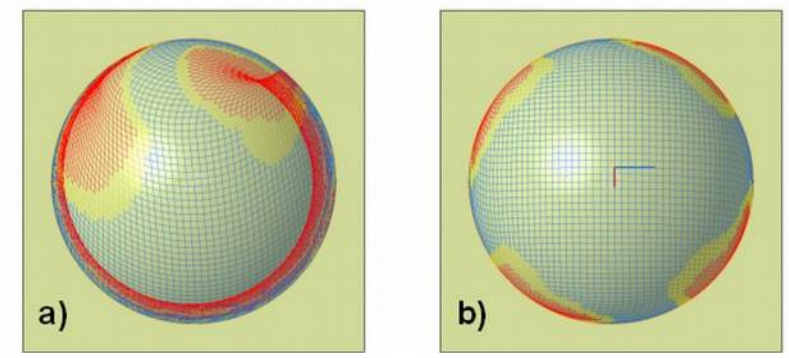


Figure 55: *Variation du point de départ: a) sur le côté; b) proche du centre de l'hémisphère*

Cette approche donne des résultats très rapides (quelques secondes), permettant d'observer si la pièce est difficile à draper mais reste limitée. La difficulté de la pièce se caractérise généralement par une variation d'angle du quadrilatère parfois appelé angle de cisaillement et dont la valeur est choisie de manière arbitraire. Cet angle est souvent comparé à celui de blocage du tissu.

Dans le cas de formes simples, cette méthode permet d'obtenir rapidement des patrons de découpe, elle est utilisée en particulier dans le domaine du textile, pour l'obtention de patrons de découpe afin de recouvrir des fauteuils, sièges... Dans ces logiciels, il est souvent possible de réaliser des pinces, représentées par une nouvelle délimitation des frontières de la pièce, contrairement à sa réalisation pratique qui est une coupe dans le textile (voir ***Figure 56***).

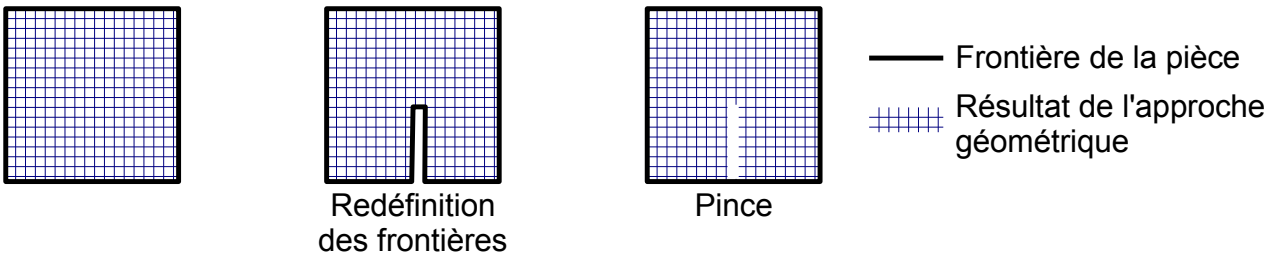


Figure 56: *Différence entre redéfinition des frontières et une pince*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Cette méthode atteint rapidement ses limites, les hypothèses restent très fortes, les caractéristiques mécaniques du textile ne sont pas prises en compte, la température, ainsi que les conditions limites (outils, serre-flan...). Afin de prendre en compte ces paramètres l'approche doit intégrer une partie mécanique.

3.2.2 Approche géo-mécanique

Les approches géo-mécaniques sont des méthodes dérivées de l'approche cinématique mais avec l'ajout de lois mécaniques simples. Les hypothèses restent souvent les mêmes que dans l'approche géométrique. En prenant un exemple en particulier [CAS 2013], le tissu est représenté par des masses, des liens rigides et des ressorts (voir ***Figure 57***).

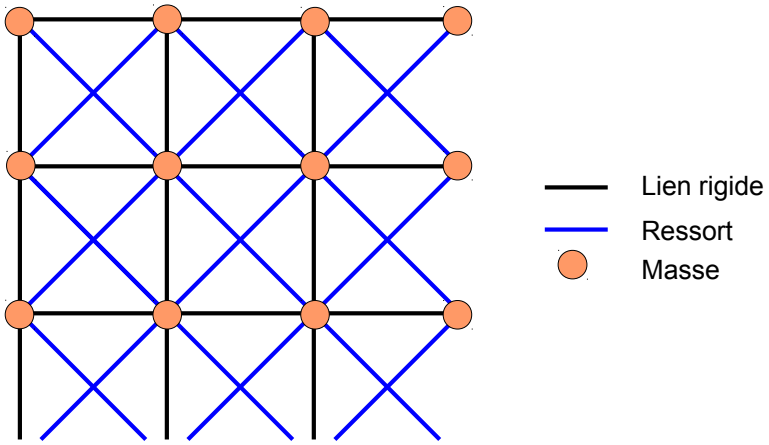


Figure 57: *Modélisation d'un textile par ensemble liens rigides, ressorts, masses*

Les hypothèses faites, restent proches de la méthode précédente :

- mèches inextensibles
- intersection entre les réseaux chaîne et trame ne pouvant pas glisser
- rotations libres entre deux réseaux

La flexion n'est pas prise en compte dans ce modèle mais le cisaillement est modélisé par les ressorts. Les masses associées sont calculées en fonction de la masse surfacique du tissu et la position des nœuds en fonction du temps via le principe fondamental de la dynamique.

$$\vec{F}_{ij}(t) = m_{ij} \cdot \vec{a}_{ij}(t) \quad (11)$$

Où $\vec{F}_{ij}$ est la résultante de l'ensemble des forces s'appliquant sur le nœud de masse m_{ij} et d'accélération $\vec{a}_{ij}$. Une intégration explicite est réalisée en trois temps, utilisant le pas de temps Δt approprié afin de garder la solution numérique stable.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

$$\vec{a}_{ij}(t+\Delta t)=\frac{1}{m_{ij}}\cdot\vec{F}_{ij}(t) \quad (12)$$

$$\vec{v}_{ij}(t+\Delta t)=\vec{v}_{ij}(t)+\Delta t\cdot\vec{a}_{ij}(t+\Delta t) \quad (13)$$

$$\vec{P}_{ij}(t+\Delta t)=\vec{P}_{ij}(t)+\Delta t\cdot\vec{v}_{ij}(t+\Delta t) \quad (14)$$

Où $\vec{v}_{ij}$ et $\vec{P}_{ij}$ représentent respectivement le vecteur vitesse et position de chaque nœud.

A l'origine le tissu est à plat, à une faible distance du moule, les vitesses initiales et les efforts dans les ressorts sont nuls. Une force externe de drapage F_{ij} est appliquée suivant la normale au plan du tissu afin de représenter l'opérateur ou la machine mettant en place le tissu contre le moule.

Quand un nœud arrive en contact avec le moule une force de réaction élastique et d'amortissement en fonction de la vitesse sont ajoutées. Des forces de frottements sont appliquées parallèlement à la surface du moule. A la fin de la simulation les nœuds qui ne sont pas au contact du moule sont mis en avant et les déformations des régions analysées (voir ***Figure 58***).

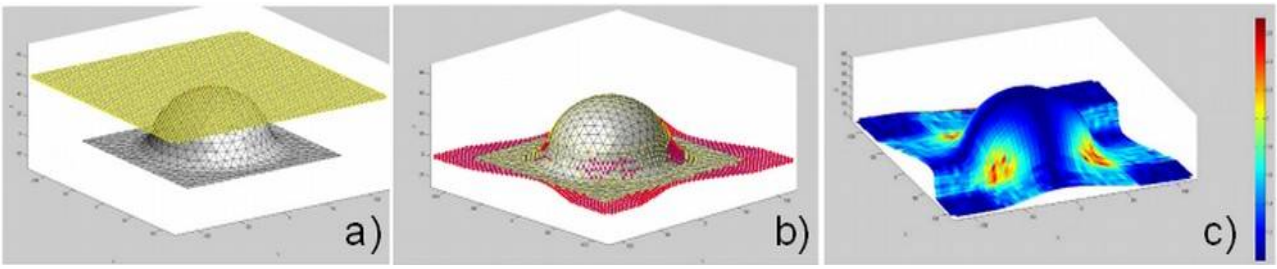


Figure 58: Mise en forme d'un hémisphère par une méthode géo-mécanqiue [CAS 2013]:
a) textile au début de la simulation; b) fin de la simulation (les noeuds en rouge ne sont pas au contact du moule);
c) déformation des différentes régions (en rouge les régions les plus déformées)

Cette approche à l'avantage d'être très rapide avec des calculs de l'ordre de la minute, elle donne une idée des difficultés de mise en forme sans pour autant simuler les défauts.

3.2.3 Approche mécanique simplifiée

L'observation d'une CER a donné lieu à de nombreuses représentations mécaniques simplifiées. Cette approche se situe entre l'échelle mésoscopique et macroscopique. Les fils sont représentés par des éléments poutres et les liens entre les différents fils par un élément membrane ou coque. Un exemple particulier [JAU 2009b] (voir ***Figure 59***) à l'avantage d'être facilement implémentable dans des codes de calcul explicite du commerce (appliqué dans ABAQUS et LS-DYNA). Cependant le maillage reste relativement long car il nécessite la réalisation de 5 éléments afin de réaliser une cellule.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

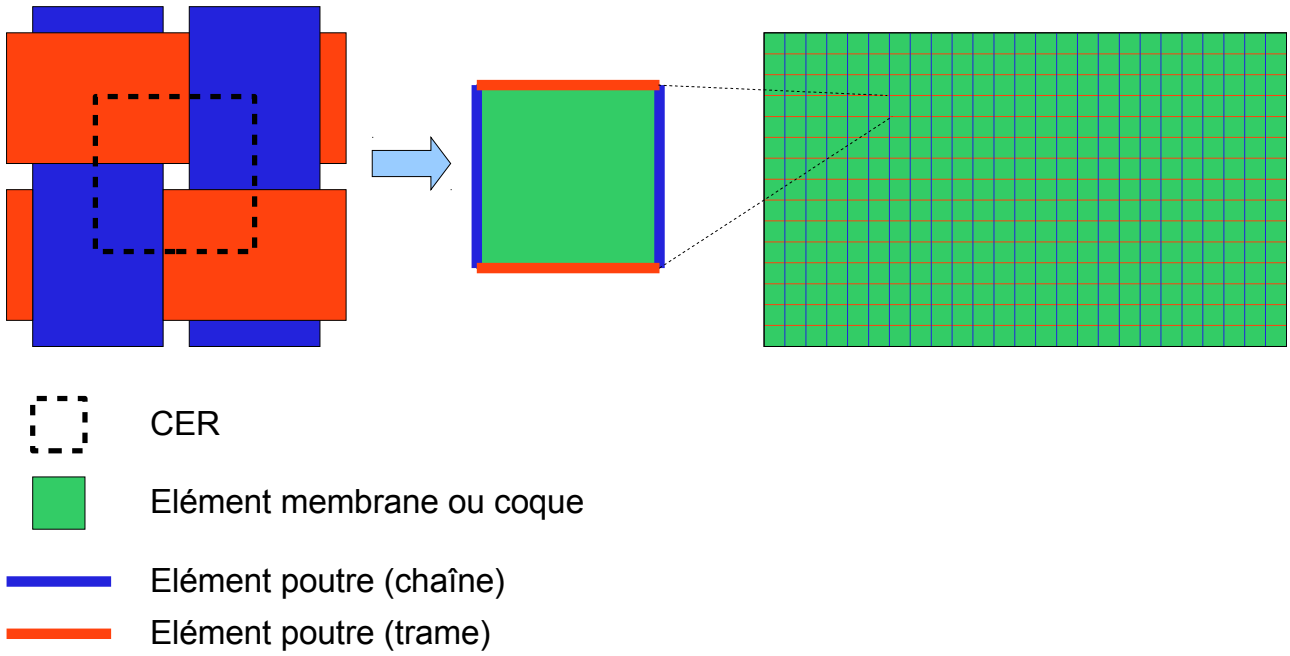


Figure 59: *Schématisation de la méthode de David Jauffrès [JAU 2009b]*

Les éléments poutre représente le comportement en traction et utilisent une loi matériaux particulière :

$$\Delta\sigma_{11}^{t+1}=C_{11}\cdot\Delta\varepsilon_{11}^{t+\frac{1}{2}} \quad (15)$$

Où $\Delta\sigma_{11}^{t+1}$ est l'incrément de contrainte en traction au pas de temps t+1, C_{11} est le module en traction en fonction de l'allongement relatif ε_{11}, déduit de mesures expérimentales sur le tissu.

Le comportement en cisaillement est donné par l'élément coque dont le vecteur unitaire e_i défini le repère orthogonal local tournant avec le matériau et g_i le vecteur de base non orthogonal suivant la direction de la fibre tel que (voir ***Figure 60***) :

$$\vec{g}_i=F\cdot\vec{g}_i^{\,0}=F\cdot\vec{e}_i^{\,0} \quad (16)$$

Où F est le gradient du tenseur de déformation pour chaque incrément.

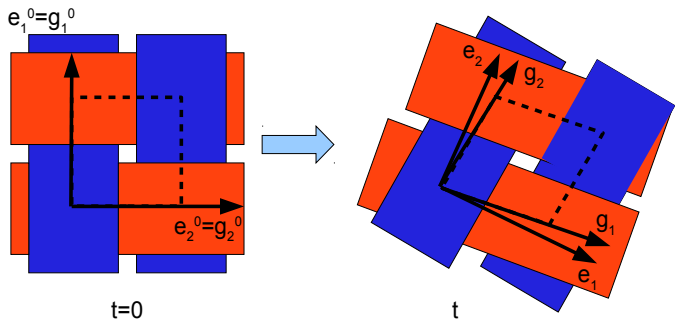


Figure 60: *Variation des vecteur unitaires dans le cas de grande déformations*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Cette utilisation de repère est nécessaire dans le cas de grandes déformations et rotations.

Le comportement du textile en cisaillement plan est retranscrit par l'équation :

$$\Delta\widetilde{\sigma_{12}^{t+1}}=\widetilde{C_{33}}(\gamma_{12})\cdot\Delta\gamma_{12}^{t+\frac{1}{2}} \quad (17)$$

$$\text{avec} \quad \Delta\gamma_{12}^{t+\frac{1}{2}}=2\Delta\varepsilon_{12}^{t+\frac{1}{2}} \quad (18)$$

Où $\Delta\widetilde{\sigma_{12}^{t+1}}$ est l'incrément de contrainte en cisaillement dans la base g_i et $\widetilde{C_{33}}(\gamma_{12})$ le module en cisaillement déterminé de façon expérimentale. Cet incrément de contrainte est ensuite basculé dans la base e_i pour devenir $\Delta\sigma_{ij}$ avec les rapports suivant :

$$\Delta\sigma_{11}=2\cdot\cos(\alpha)\cdot\cos(\alpha+\theta)\cdot\Delta\widetilde{\sigma_{12}} \quad (19)$$

$$\Delta\sigma_{22}=2\cdot\sin(\alpha)\cdot\sin(\alpha+\theta)\cdot\Delta\widetilde{\sigma_{12}} \quad (20)$$

$$\Delta\sigma_{12}=\sin(2\cdot\alpha+\theta)\cdot\Delta\widetilde{\sigma_{12}} \quad (21)$$

Où α est l'angle entre e_1 et g_1 et θ l'angle entre g_1 et g_2.

Les résultats obtenus sur des co-mêlés (voir ***Figure 61***) montrent une bonne corrélation sur le début du test mais diverge avec de forts cisaillements.

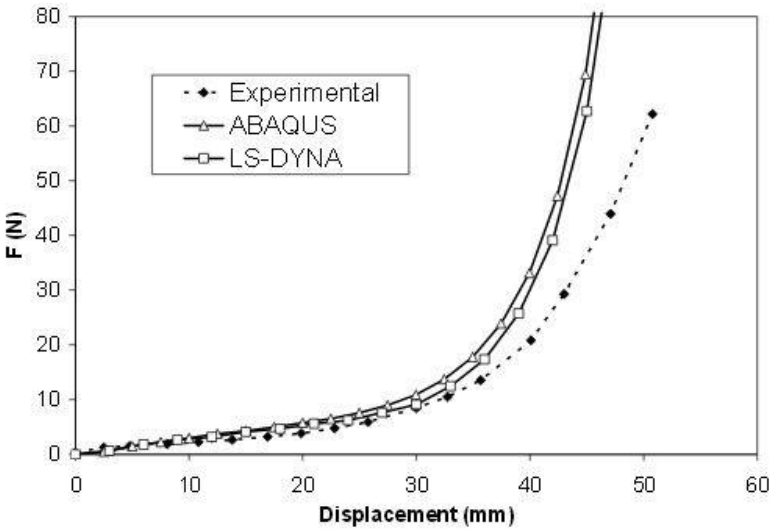


Figure 61: *Comparaison du comportement en cisaillement entre les simulations et l'expérimental [JAU 2009b]*

Cette approche mécanique simplifiée suppose que l'intersection entre les réseaux chaîne et trame ne peuvent pas glisser. Cette méthode possède surtout l'avantage d'être facilement implémentable dans des codes de calcul commerciaux.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.2.4 Approche viscoélastique

Le comportement d'un matériau viscoélastique linéaire est modélisé par le comportement d'un solide élastique et d'un liquide visqueux newtonien. L'élasticité du matériau est symbolisée par un ressort exprimant la capacité du matériau à conserver et restituer son énergie. La viscosité est traduite par un amortisseur représentant la capacité du matériau à dissiper son énergie. Il existe de nombreux modèles dont les plus connus sont celui de Maxwell et celui de Kelvin-Voigt. Une approche récente démontre un comportement visco-hyperélastique des plaques pré-consolidées.

a) Maxwell

Dans le modèle de Maxwell un ressort et un amortisseur sont placés en série (voir ***Figure 62***). Le modèle possède un comportement élastique en cas d'effort brutal.

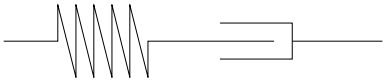


Figure 62: *Schématisation du modèle de Maxwell*

b) Kelvin-Voigt

Dans le modèle de Kelvin-Voigt un ressort et un amortisseur sont placés en parallèle (voir ***Figure 63***). En cas d'effort brutal l'élasticité est perdue et son caractère visqueux est majoritaire. L'approche viscoélastique à l'avantage d'être souvent présente dans les codes de calculs commerciaux. Cependant l'identification des paramètres à matériaux peut être difficile.

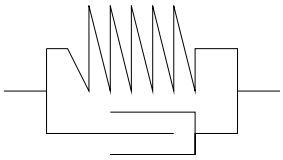


Figure 63: *Schématisation du modèle de Kelvin-Voigt*

c) Visco-hyperélastique

Récemment une approche visco-hyperélastique a été développée [GUZ 2015] prenant en compte l'orthotropie du textile et sa relaxation après déformation (voir ***Figure 64***).

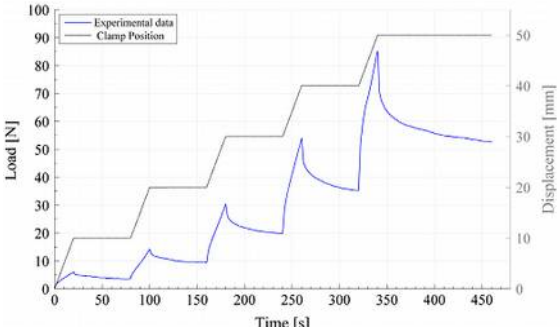


Figure 64: *Relaxation du stratifié lors d'un bias-extension test [GUZ 2015]*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.2.5 Approche continue

L'approche continue est obtenue en homogénéisant le comportement mécanique d'un tissu à l'échelle mésoscopique pour le passer à l'échelle macroscopique. Le tissu est considéré comme un continuum anisotrope [PEN 2005]. L'utilisation dans des codes d'éléments finis se fait principalement avec des lois hypoélastiques ou hyperélastiques.

Dans le cas d'une loi hypoélastique : $[\sigma^{\nabla}]=[C]:[D]$ (22)

$$[\sigma^{\nabla}]=[Q]\left(\frac{d}{dt}\left([Q]^T\cdot[\sigma]\cdot[Q]\right)\right)\cdot[Q]^T=[\dot{\sigma}]+[\sigma]\cdot[\Omega]-[\Omega]\cdot[\sigma] \quad (23)$$

Où $[\sigma]$ et $[D]$ sont respectivement les tenseurs de contraintes de Cauchy et de taux de déformation. $[\sigma^{\nabla}]$ est la dérivée objective de $[\sigma]$ associée à la rotation $[Q]$. En prenant l'équation (23), on peut construire le schéma incrémental classique de Hughes et de Winget [HUG 1980] pour le calcul des contraintes :

$$[\sigma^{n+1}]_{e_i^n+1}=[\sigma^n]_{e_i^n}+[C^{n+\frac{1}{2}}]_{e_i^{n+\frac{1}{2}}}[\Delta\varepsilon]_{e_i^{n+\frac{1}{2}}} \quad (24)$$

$$\text{avec } [\Delta\varepsilon]_{e_i^{n+\frac{1}{2}}}=[D^{n+\frac{1}{2}}]_{e_i^{n+\frac{1}{2}}}\Delta t \quad (25)$$

Où $[C]$ est le tenseur constitutif orienté par $\vec{f}$ représentant la direction de la fibre. Tandis que $\{\vec{e}_i\}$ est le repère orthonormé obtenu à partir du repère de base initial et tourné par $[Q]$. Or $\vec{f}$ n'est pas fixe dans $\{\vec{e}_i\}$ car il s'agit d'une direction matérielle. La direction initiale de la fibre $\vec{f}^0$ est transformée par le tenseur de gradient $[F]$ en $\vec{f}_1$.

L'utilisation de la dérivée objective en rotation basée sur le suivi de la direction des fibres est une particularité des matériaux fibreux. Pour traiter cette caractéristique, deux approches sont possibles dans le cas de formulations hypoélastiques. Une première utilisant les dérivées objectives de Green Naghdi [PEN 2005], où les calculs sont réalisés dans le repère tourné par la rotation polaire. Les opérations de comportement sont obtenues dans le repère tourné à partir de la forme spécifique dans le repère des fibres après changement de base. Une deuxième utilise une autre dérivée objective définie par la rotation des fibres [BOI 2005].

Une autre approche existe utilisant des éléments finis semi-discrets dont le modèle est moins complexe à actualiser et à déterminer par rapport à ce modèle.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.2.6 Approche semi-discrète

L'approche semi-discrète est celle utilisée dans Plasfib (code de calcul développé par le LaMCoS de l'INSA de Lyon) et les équations du mouvement sont développées par le principe des travaux virtuels et conduisent à un système d'équations différentielles au temps t :

$$\boxed{[M]\vec{\ddot{u}}_t+[C]\vec{\dot{u}}_t+\overrightarrow{F_t^{\text{int}}}=\overrightarrow{F_t^{appli}}} \quad (26)$$

Où $[M]$ est la matrice de masse nodale, $[C]$ la matrice d'amortissement nodale, $\vec{\ddot{u}}_t$ et $\vec{\dot{u}}_t$ sont respectivement les vecteurs d'accélération et de vitesse nodales, $\overrightarrow{F_t^{\text{int}}}$ sont les forces intérieures et $\overrightarrow{F_t^{\text{appli}}}$ les forces appliquées. L'intégration temporelle des équations différentielles est basée sur la méthode des différences finies centrées. Les accélérations et les vitesses à l'instant t sont exprimées de la façon suivante :

$$\vec{\ddot{u}}_t=\frac{(\overrightarrow{u_{t+\Delta t}}-2\cdot\vec{u}_t+\overrightarrow{u_{t-\Delta t}})}{\Delta t^2} \quad (27)$$

$$\text{et} \quad \vec{\dot{u}}_t=\frac{(\overrightarrow{u_{t+\Delta t}}-\overrightarrow{u_{t-\Delta t}})}{2\cdot\Delta t} \quad (28)$$

Un élément fini semi-discret à direction quelconque [ALL 2011] a été développé pour Plasfib et est décrit dans le chapitre 3.2.5 de [HAM 2007] ou [HAM 2009] et permet de représenter un ensemble de cellules élémentaires à l'aide d'un seul élément fini.

La rigidité des tissus est décomposée en trois rigidités principales. Une rigidité en tension correspondant à la rigidité en traction des mèches, la rigidité en flexion qui s'oppose à la courbure du tissu et la rigidité en cisaillement dans le plan des mèches correspondant à une variation d'angle entre les fils de chaîne et de trame. La rigidité en traction est beaucoup plus élevée que les autres rigidités (voir valeurs du chapitre 1.1.1a). La caractérisation des rigidités se fait souvent à l'échelle mésoscopique de façon expérimentale ou numérique et basculée à l'échelle macroscopique via ces éléments finis semi-discrets.

En reprenant le principe des travaux virtuels :

$$W_{ext}(\bar{\eta})-W_{\text{int}}(\bar{\eta})=W_{acc}(\bar{\eta}) \quad (29)$$

Où $W_{ext}(\bar{\eta})$ est le travail virtuel des forces extérieures, $W_{\text{int}}(\bar{\eta})$ est le travail virtuel des forces intérieures et $W_{acc}(\bar{\eta})$ est le travail virtuel des forces d'accélération pour tout champ de déplacement virtuel $\bar{\eta}$. Avec :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

$$W_{\text{int}}(\bar{\eta}) = W_{\text{int}}^{t}(\bar{\eta}) + W_{\text{int}}^{c}(\bar{\eta}) + W_{\text{int}}^{f}(\bar{\eta}) \quad (30)$$

Où $W_{\text{int}}^{t}(\bar{\eta})$ est le travail virtuel des forces en traction, $W_{\text{int}}^{c}(\bar{\eta})$ est le travail virtuel des forces en cisaillement et $W_{\text{int}}^{f}(\bar{\eta})$ est le travail virtuel des forces en flexion.

Cette approche possède l'avantage de faciliter le maillage en s'affranchissant des contraintes de respect de la taille des CER et des conditions aux limites périodiques. La taille du maillage peut être affinée ou grossit suivant la complexité des formes à draper. La caractérisation expérimentale de tissus secs ou poudrés afin d'obtenir les paramètres matériaux est bien connue et relativement rapide. Cependant elle s'avère plus complexe dans le cas de plaques pré-consolidées dont le comportement varie fortement en fonction de la température et de la vitesse. Les résultats obtenus sont très proches de l'expérimental, mais le premier pas de temps peut parfois varier dans le cas de fortes vitesses (importance du terme inertiel), suite à l'accélération instantanée du premier pas de temps (voir ***Figure 65***).

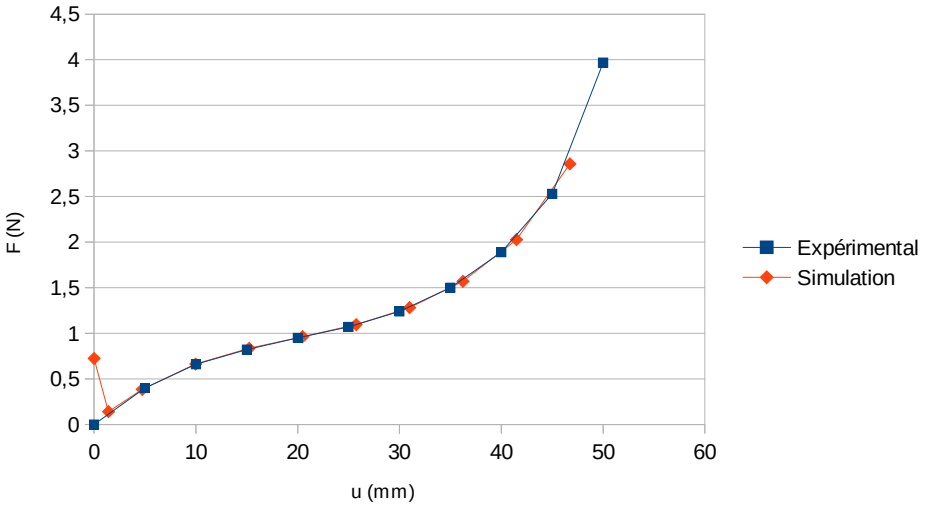


Figure 65: *Comparaison entre l'expérimental et la simulation d'un test en cisaillement*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.2.7 Résumé des différentes méthodes

Chaque méthode possède des avantages et des inconvénients pouvant être résumés de manière succinctes (voir ***Tableau 8***).

Approche	Avantages / inconvénients	hypothèses
Géométrique	• Très rapide (quelques secondes) • Pas de réelle caractérisation • Méthode très approximative • Pas de modélisation des défauts	• Mèches inextensibles • Intersection entre les réseaux chaîne et trame ne pouvant pas glisser • Rotations libres entre deux réseaux • Contact sans glissement
Géo-mécanique	• Rapide (ordre de la minute) • Facile à caractériser • Pas de réelle idée des défauts • Prise en compte limitée des outils	• Mèches inextensibles • Intersection entre les réseaux chaîne et trame ne pouvant pas glisser • Rotations libres entre deux réseaux
Mécanique simplifiée	• Temps de calcul modéré à long suivant les contacts • Insertion facile dans les logiciels de calculs par FEM (LS Dyna...) • Pas de réelle idée des défauts	• Intersection entre les réseaux chaîne et trame ne pouvant pas glisser • Rotations libres entre deux réseaux
Viscoélastique	• Temps de calcul important • Facilité d'ajout de la thermique via la viscosité • Difficultés de caractérisation • Visualisation des défauts macroscopiques possible	• Intersection entre les réseaux chaîne et trame ne pouvant pas glisser
Continue	• Temps de calcul important • Caractérisations parfois complexes • Visualisation des défauts macroscopiques possible	• Intersection entre les réseaux chaîne et trame ne pouvant pas glisser
Semi-Discrète	• Temps de calcul important • Peu de caractérisations mais parfois délicates • Visualisation des défauts macroscopiques	• Intersection entre les réseaux chaîne et trame ne pouvant pas glisser

Tableau 8 : *Résumé des différentes méthodes à l'échelle macroscopique*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Une des hypothèses fortes de l'ensemble de ces simulations est le non glissement entre les réseaux chaîne et trame à l'échelle de la CER. Cette hypothèse se vérifie dans le cas où les conditions aux limites périodiques se trouvent sur la fibre et que l'on considère que les mèches ne se scindent pas. Dans ce cas le champ de déplacement du nœud sur la mèche est le même dans les différents éléments (pour le nœud appartenant à plusieurs éléments).

La suite de l'étude se concentre sur l'approche semi-discrète implémentée dans Plasfib, cette approche permettant d'obtenir des résultats performants à partir de trois caractérisations.

3.3 Caractérisation du comportement mécanique des renforts tissés à l'échelle macroscopique

En reprenant l'approche implémentée dans Plasfib, légèrement développée dans le chapitre 3.2.6. Il existe trois principales formes de rigidité (voir ***Figure 66***) qui régissent le comportement d'un tissu : la rigidité en tension due à l'extension des fibres, la rigidité en cisaillement due à la variation d'angles entre les fils de chaînes et de trames, la rigidité en flexion permettant de caractériser la forme des plis [HAM 2007].

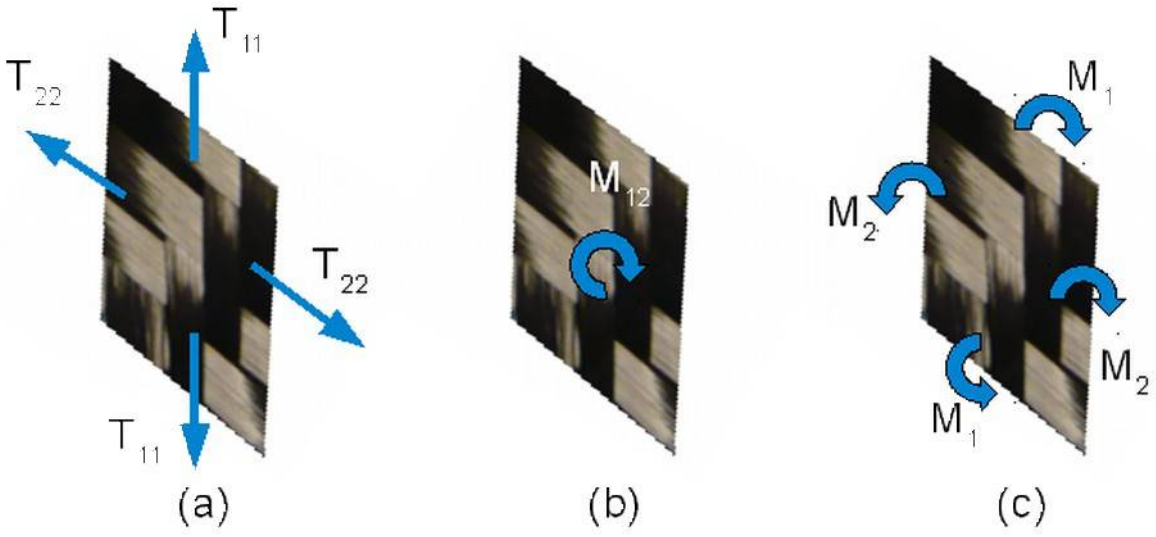


Figure 66: *Schéma des différents modes de déformations d'une C.E.R. (Cellule Elémentaire Représentative) : (a) tension ; (b) cisaillement ; (c) flexion*

3.3.1 Rigidité en tension

Si l'on reprend le travail des efforts virtuels pour le cas de la traction W_{int}^{t} :

$$W_{\text{int}}^{t}(\bar{\eta}) = \sum_{p=1}^{n_{CER}} \left({}^{p}\varepsilon_{11}(\bar{\eta}) \cdot {}^{p}T^{11}(\varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}) \cdot {}^{p}L_1 + {}^{p}\varepsilon_{22}(\bar{\eta}) \cdot {}^{p}T^{22}(\varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}) \cdot {}^{p}L_2 \right) \quad (31)$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

n_{CER} étant le nombre de cellules élémentaires représentatives dans le domaine sollicité, où $\varepsilon_{11}(\bar{\eta})$ et $\varepsilon_{22}(\bar{\eta})$ sont respectivement les déformations virtuelles dans les directions chaîne $\vec{h}_1$ et trame $\vec{h}_2$, dans le champ de déplacement virtuel $\vec{\eta}$. L_1^p et L_2^p sont les longueurs de la CER dans les directions respectives $\vec{h}_1$ et $\vec{h}_2$. T^{11} et T^{22} sont les tensions dans le tissu en fonction de leur déformée dans la direction respective des fils de chaîne et trame.

Une mèche est constituée de milliers de fibres possédant un très faible diamètre (3-30µm). La longueur des fibres étant très supérieure à leur diamètre on peut donc considérer que les fibres ne peuvent être soumises qu'à des tensions dans le sens longitudinal $\vec{h}_i$ (où i est l'indice de la mèche). Les fibres constituant les mèches pouvant glisser entre elles, on peut considérer qu'il n'y a pas de cisaillement à l'intérieur de la mèche. Dans le cas d'un tissu plat, le tenseur de Cauchy a pour forme $[\sigma]=\sum_{i=1}^{2}\sigma^{ii}\vec{h}_i\otimes\vec{h}_i$. On définit alors le tenseur de Tension $[T]$ obtenu par intégration de la contrainte de Cauchy sur la section de la mèche et la direction $\vec{h}_i$. On obtient $[T]=\int_S[\sigma]dS$ ce qui équivaut à $[T^{ii}]=\int_S[\sigma^{ii}]dS$. Cependant la tension dans les mèches dépend de l'étirement des fibres (très faible du fait que le module d'Young des mèches est proche de 70 GPa dans le cas de la fibre de verre E et 200GPa dans le cas de la fibre de carbone) et de l'embuvage. En effet la longueur de fil (chaîne ou trame) nécessaire pour fabriquer un tissu est plus importante que sa longueur ou largeur car le croisement des fils consomme de la longueur. On exprime l'embuvage d'un tissu en pourcentage : $Embuvage=\frac{L-L_0}{L_0}\times 100$ où L est la longueur du fil tendu et L_0 la longueur initiale (voir **Figure 67**). Le comportement en traction d'un tissu est donc non linéaire.

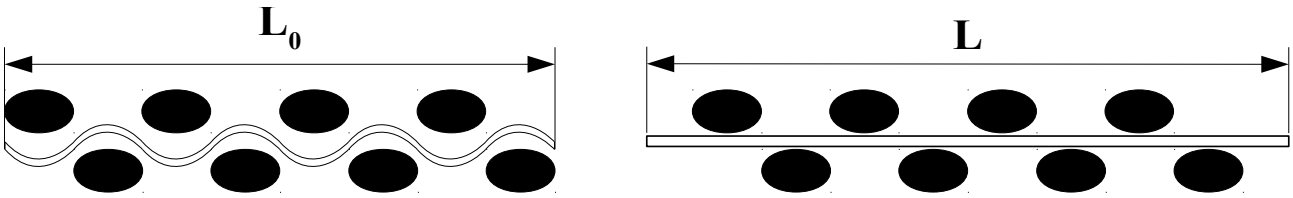


***Figure 67**: Schéma embuvage*

On remarque que la tension dans une mèche est dépendante de la tension exercée par les mèches transverses et que tendre un fil peut engendrer un déplacement des fils croisant ce premier.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Afin de caractériser le comportement mécanique du textile il est possible d'utiliser des simulations à l'échelle de la CER (échelle mésoscopique) ou des mesures expérimentales comme le test de traction biaxiale (voir ***Figure 68***). Une dernière approche est possible, il s'agit d'une manière analytique se basant sur les géométries du tissage [SUN 2005], [HIV 2008].

Figure 68: *Dispositif pour essai de traction biaxiale* [BUE 1998]

On supposera que le comportement en cisaillement n'influence pas sur le comportement en traction. Buet-Gautier a montré que l'angle de cisaillement avait peu d'influence en réalisant des tests de traction biaxiale sur un tissu avec différents angle de cisaillement [BUE 2001].

3.3.2 Rigidité en cisaillement

Dans le principe des travaux virtuels le moment de cisaillement $M^S(\gamma_{12})$ en fonction de l'angle de cisaillement $\gamma_{12}(\bar{\eta})$ s'écrit :

$$W^c_{\text{int}}(\bar{\eta}) = \sum_{p=1}^{n_{CER}} {}^p\gamma_{12}(\bar{\eta}) \cdot {}^pM^s(\gamma_{12}) \quad (32)$$

L'angle de cisaillement est la variation d'angle entre les fils de chaîne et trame par rapport à leur position initiale.

La caractérisation de la rigidité en cisaillement est possible comme précédemment à partir d'une simulation à l'échelle de la CER. Il existe deux méthodes expérimentales permettant de mesurer cette rigidité : le picture frame et le bias-extension test. Des études ont été réalisées sur les avantages et inconvénients de ces moyens de mesures [TAH 2013] et [LAU 2008].

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Afin de calculer les moments de cisaillement, l'hypothèse que la rigidité en cisaillement est indépendante de la tension dans les mèches sera faite. Cette hypothèse est discutable mais utilisée par la plupart des chercheurs même si certains travaux ont mis en évidence des modifications de comportement en cisaillement de renforts sous différentes sollicitations en traction [LAU 2008].

Pour la suite de l'étude le module en traction sera considéré comme linéaire et proche de celui de la fibre (l'embuvage est considéré comme négligeable).

a) Picture frame

Le picture frame détaillé par McGuiness [MCG 1997], consiste à disposer un tissu dans un cadre articulé à ses coins par des liaison pivots. Les mèches de l'éprouvette doivent être placées dans des mors métalliques et serrés. La principale difficulté est de bien aligner les fibres qui doivent être parfaitement parallèles, sous peine de fausser totalement le résultat du test. Le cadre est alors placé dans une machine à traction et deux extrémités opposées fixées au mors, tirées à vitesse constante. Cela crée une zone de cisaillement pur dont l'angle associé est γ .

On peut alors calculer le couple de cisaillement $C(\gamma)$ dans une CER dont l'expression est liée à la force exercée par la machine sur le cadre $F(\gamma)$ que l'on suppose distribuée sur l'ensemble des cellules élémentaires [BOI 2006] :

$$\boxed{C(\gamma)=F(\gamma)\frac{a\left(\cos\frac{\gamma}{2}-\sin\frac{\gamma}{2}\right)}{\sqrt{2}\cdot ncell}} \quad (33)$$

Où $ncell$ est le nombre de CER dans le cadre et a la longueur d'un côté du cadre.

Cette théorie vient d'une qualification énergétique basée sur l'équilibre des puissances, où la force exercée par la machine F se retrouve sous forme de couple surfacique de cisaillement dans l'éprouvette : $\boxed{F(\gamma)\cdot\dot{u}=S\cdot C(\gamma)\cdot\dot{\gamma}}$ (34).

Où u est le déplacement du mor S la surface initiale de l'éprouvette à l'intérieur du cadre (soit a^2).

On peut alors tracer le couple de cisaillement en fonction de l'angle de cisaillement.

Cependant ce test peut être assez difficile à mettre en œuvre car il nécessite une parfaite orientation des fibres parallèles aux côtés du cadre qui ne les retiennent pas. Si les mèches sont mal alignées des tensions parasites peuvent apparaître [LAU 2008].

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

b) Bias-extension test

Le bias-extension test consiste à soumettre en traction une éprouvette de tissu coupée à 45° par rapport au sens chaîne et trame et la partie travaillante est généralement de forme rectangulaire (voir ***Figure 69***).

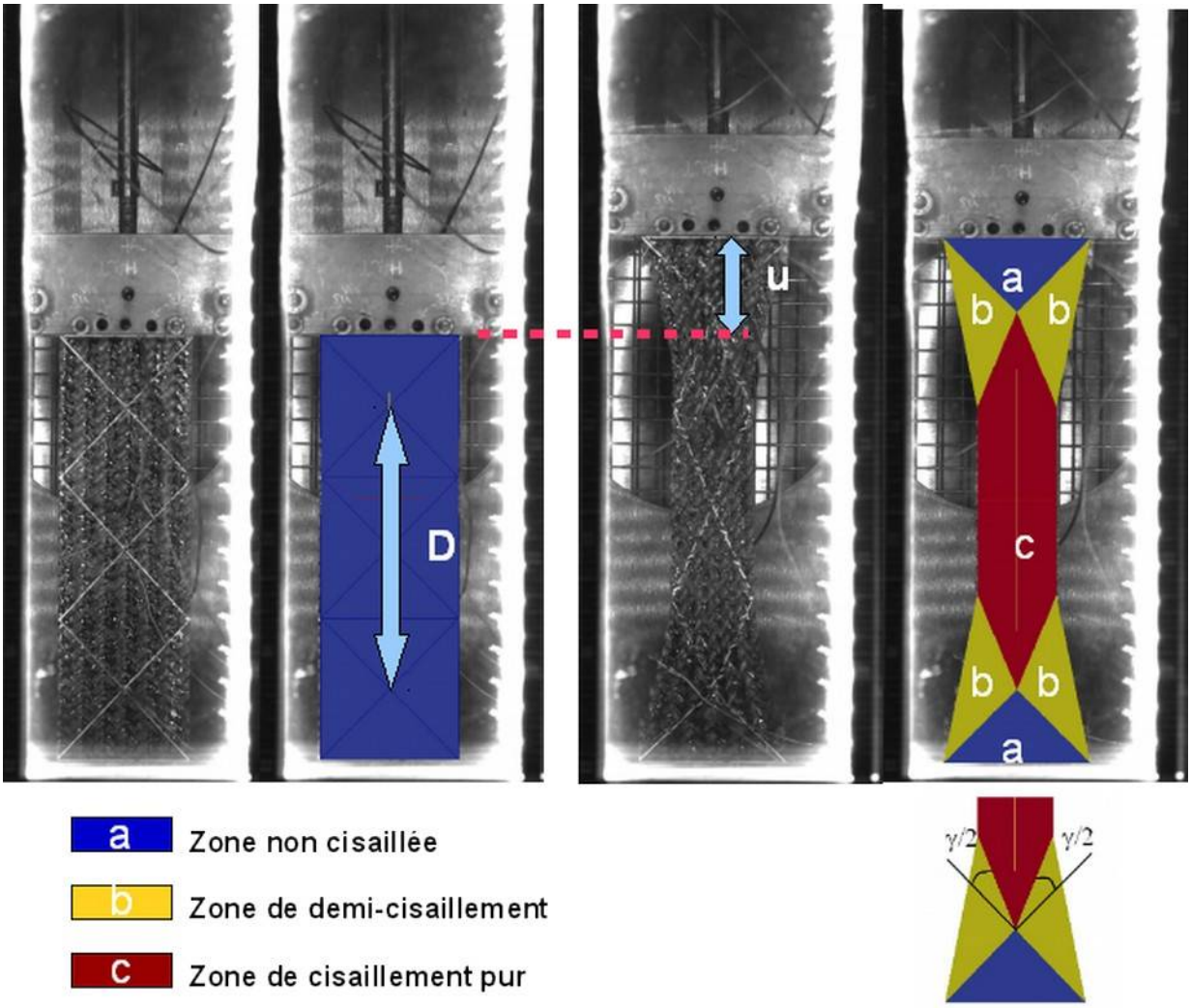


Figure 69: *Essai de bias-extension test*

On distingue trois zones distinctes à l'intérieur de l'éprouvette :

- Des zones non cisaillées : ces deux zones se trouvent aux extrémités de l'éprouvette et sont dues aux conditions limites (les mors serrant l'éprouvette et empêchant tout déplacement).
- Des zones demi-cisaillées : ces quatre zones se trouvent entre les parties non-cisaillées et la zone de cisaillement pur.
- Une zone de cisaillement pur : cette zone est supposée homogène.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

En considérant un non-allongement des fibres durant le bias-extension test, un non glissement de l'éprouvette dans les mors et que l'ensemble des efforts produit par la machine de traction est retransmis uniquement sous forme de cisaillement dans l'éprouvette. Cette hypothèse se vérifie dans le cas ou l'embuvage est négligeable et le module en traction des fibres est beaucoup plus important que le module en cisaillement. L'angle de cisaillement γ peut être calculé de façon cinématique à partir du déplacement des mors u et la longueur D de l'éprouvette (voir ***Figure 69***) :

$$\boxed{\gamma=\frac{\pi}{2}-2\cdot\arccos\left(\frac{D+u}{\sqrt{2}\cdot D}\right)} \quad (35).$$

Afin de calculer le couple de cisaillement, on reprend l'équation (34) du picture frame que l'on traduit pour le bias-test en l'appliquant aux différentes zones de cisaillement, que l'on note S_γ pour la surface de l'éprouvette en cisaillement pur et $S_{\gamma/2}$ la surface de l'éprouvette en demi-cisaillement. Avec $C(\gamma/2)$ le couple dans la zone de demi-cisaillement. On peut alors écrire :

$$\boxed{F(\gamma)\cdot\dot{u}=\left(S_\gamma\cdot C(\gamma)\cdot\dot{\gamma}\right)+\left(S_{\gamma/2}\cdot C(\gamma/2)\cdot\frac{\dot{\gamma}}{2}\right)} \quad (36)$$

et $\boxed{C(\gamma)=F(\gamma)\cdot\frac{S_u}{S_\gamma}\cdot\frac{\dot{u}}{\dot{\gamma}}-C(\gamma/2)\cdot\frac{S_{\gamma/2}}{2\cdot S_\gamma}}$ (37) pour le couple appliqué sur une C.E.R..

Où S_u est la surface d'une CER. Cependant pour résoudre ces équations (36) et (37) il faut initialiser le calcul car $C(\gamma/2)\neq C(\gamma)\neq C(\gamma)/2$ pour $\gamma\neq 0$. Il existe deux possibilités prendre $C(\gamma/2)=0$ (38) ou $C(\gamma/2)=C(\gamma)/2$ (39) pour γ proche de 0. Dans la suite de cette étude la seconde hypothèse sera utilisée (39) car les résultats convergent légèrement plus rapidement.

En observant un exemple de courbe obtenue (voir ***Figure 70***), on remarque trois zones différentes lors du cisaillement du tissu. Une première zone avec une montée en effort due à l'adhésion entre les différents fils par la matrice. Une deuxième zone où l'effort nécessaire pour cisailler le tissu est faible sous l'effet de l'inertie. Une dernière zone avec une montée en effort causée par les frottements engendrés par le contact entre les fils de chaîne et de trame. L'augmentation du cisaillement dans cette zone, s'effectue sous l'effet des mèches ayant tendance à tourner autour d'elles-mêmes puis à s'écraser entre elles ce qui augmente fortement les frottements [DUM 2003].

Des essais sur des pré-imprégnés à matrice thermoplastique à des vitesses plus faibles (15 à 60 mm/min) et en température [WAN 2014], montrent l'augmentation de la rigidité avec le contact latéral entre les fils de chaîne trame.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

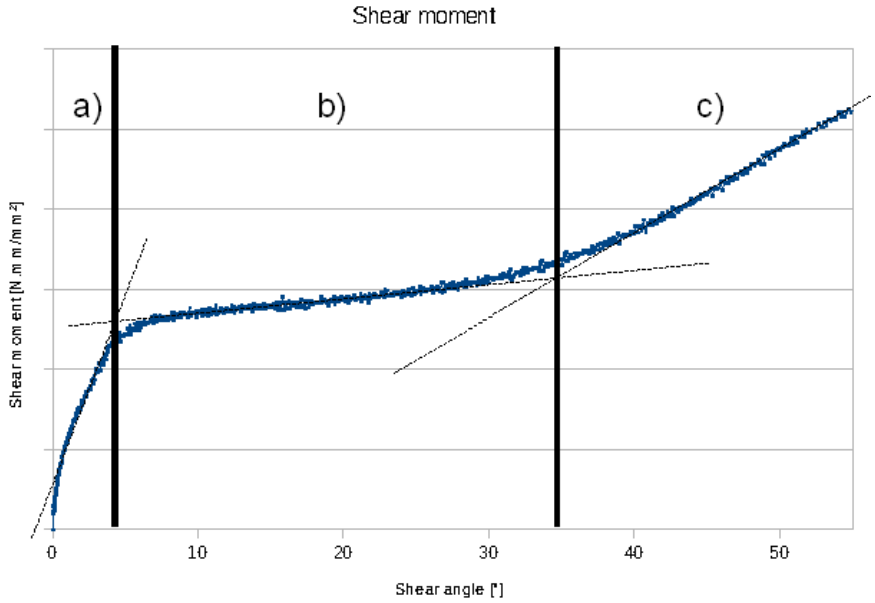


Figure 70: *Différentes zones de comportement en cisaillement:*
a) adhésion; b) inertie; c) frottements

En fin d'essai de bias-extension test un glissement entre les mèches peut apparaître et perturber la mesure [LOM 2008]. Ce glissement à pour effet de surestimer l'angle « maximum de cisaillement » théorique par rapport au réel. On appelle angle « maximum de cisaillement », l'angle de passage de la deuxième à la troisième zone (respectivement la zone b) et c) de la ***Figure 70***). Cet angle est aussi appelé angle de « blocage » mais comme vu expérimentalement, le tissu continue de se cisailler après cet angle. Cet angle de « blocage » est souvent utilisé dans la simulation par loi des filets en tant qu'angle à partir duquel les risques de plis deviennent important.

c) Données numériques

De façon numérique le cisaillement est pris en compte par une fonction polynomiale de degré cinq, afin de type : $C(\gamma)=X_1\cdot\gamma+X_2\cdot\gamma^2+X_3\cdot\gamma^3+X_4\cdot\gamma^4+X_5\cdot\gamma^5$ où les différents X_i sont déterminés grâce aux courbes expérimentales provenant de l'équation (37) en fonction de l'angle de cisaillement γ en radian. Le couple $C(\gamma)$ peut être calculé pour une CER ou pour 1mm², on obtient alors un couple surfacique. Si le choix d'un couple pour une CER est fait, la taille de la CER doit être rentrée dans le code de calcul.

Afin de limiter les erreurs expérimentales, chaque test présenté a été réalisé sur trois éprouvettes différentes, en obtenant un résultat proche entre les différents essais afin d'en vérifier la reproductibilité. Les courbes présentées sont alors des moyennes réalisées sur l'ensemble des éprouvettes dans les mêmes conditions.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.3.3 Rigidité en flexion

En détaillant le travail virtuel des forces en flexion $W_{\text{int}}^{f}(\bar{\eta})$ on obtient :

$$W_{\text{int}}^{f}(\bar{\eta})=\sum_{p=1}^{n_{cer}} {}^{p}\chi_{11}(\bar{\eta})\cdot {}^{p}M_{1}^{b}(\chi_{11})\cdot {}^{p}L_{1}+{}^{p}\chi_{22}(\bar{\eta})\cdot {}^{p}M_{2}^{b}(\chi_{22})\cdot {}^{p}L_{2} \quad (40).$$

Où M_1^b et M_2^b sont les moments de flexions respectifs suivant les fils de chaîne et de trame en fonction des courbures des fils de chaîne χ_{11} et de trame χ_{22}.

La rigidité en flexion permet principalement de décrire la forme des plis. Il existe différents moyens de la mesurer: essai standard ASTM ou test de cantilever, dispositif de flexion du KES (Kawabata Evaluation System for fabrics) [KAW 2002], flexomètre de De Bilbao [DEB 2010] (voir ***Figure 71***) . Cependant ce sont des tests statiques et pas forcément adaptés à des mesures en température.

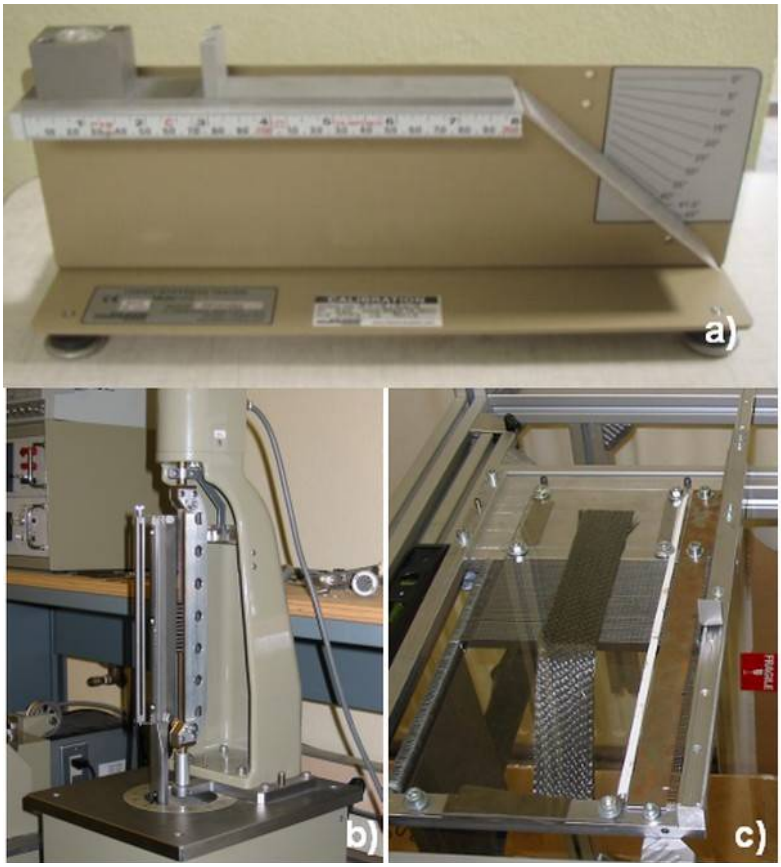


Figure 71: *Dispositifs de mesure de flexion statique :*
a) essai standard ASTM [ORL 2012] *; b) dispositif de flexion du KES* [DEB 2006] *; c) flexomètre de De Bilbao* [DEB 2006]

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

La flexion donnant principalement la forme des plis et influant peu le résultat en traction et cisaillement des simulations. Le choix a été fait d'obtenir une idée de la forme des plis en réalisant une adaptation du test de cantilever en température. Cette méthode a été adaptée par Biao Liang [LIA 2014] afin d'obtenir le module en flexion en fonction de la température et de la courbure. Une partie de la plaque pré-consolidée est maintenue à l'aide d'une plaque dont l'appui est maintenu par des ressorts afin de s'affranchir de la variation d'épaisseur due aux changement d'état de la matrice. L'autre partie de la plaque se trouve dans le vide et fléchie sous son propre poids (voir ***Figure 72***).

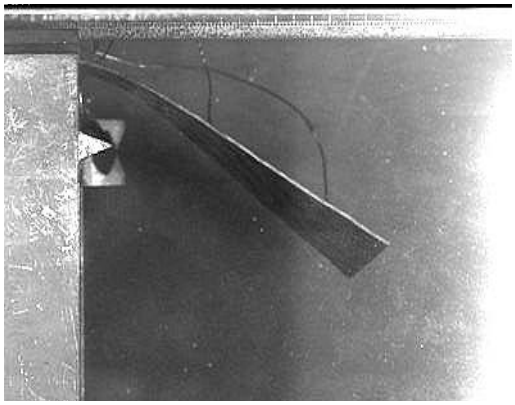


Figure 72: *Essai de flexion en température avec la méthode de B. Liang*

La position des différents points de l'éprouvette est prise en compte afin d'établir une courbe polynomiale représentant la position du point sur le côté de l'éprouvette dans le plan de la photo. Grâce à cette courbe la courbure $\chi(t)$ est calculée pour différents points $X(x(t), y(t))$ avec l'équation :

$$\chi(t)=\frac{\dot{x}\,\ddot{y}-\ddot{x}\,\dot{y}}{(\dot{x}^2+\dot{y}^2)^{3/2}} \quad (41).$$

Dans notre étude les tissus étant équilibrés $M_{13}=M_{23}$ et le moment en flexion $M(s)$ en fonction de l'abscisse curviligne s peut être calculé :

$$M(s)=\int_s^L q(u-s)\cos(\phi(u))\,du \quad (42).$$

Où q est le poids par unité de longueur, L la longueur total du profilé, u et ϕ les coordonnées du point dans le repère de Frenet, bougeant dans le long du profilé. Le moment en flexion en fonction de la courbure est calculé et ce tracé est approximé par une fonction polynomiale.

Les effets de la flexion étant peu impactant sur partie utile de la pièce et dans l'intention d'obtenir une idée de la forme des plis « hors pièce », une fonction linéaire sera utilisée.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.3.4 Cas de la compression

La compression est mise à part dans cette étude, en effet elle est principalement intéressante dans le cas d'éléments 3D, pour la représentation de tissus interlocks 3D et de N.C.F. de fortes épaisseurs, ou la consolidation de plaques et pièces composites. La variation d'épaisseur permet d'évaluer la porosité des textiles et permettre des simulations d'écoulements fluidiques en milieux poreux (procédés RTM, d'infusion et pultrusion) [ORL 2012] et [END 2003]. Des tests simples permettent de mesurer ce paramètre (voir ***Figure 73***), il faut cependant que la surface de compression soit très supérieure à l'épaisseur de l'éprouvette afin d'éviter tout « flambement ».

Figure 73: *Essai de compression transverse sur tissé épais* **[ORL 2012]**

Certaines études tentent d'évaluer les porosités qui peuvent apparaître lors du formage d'une pièce [WAK 2005] et [GAZ 2009] mais ces méthodes restent plus expérimentales que théoriques. Des éléments coques ont aussi été créés afin d'observer observer les contraintes transverses et de simuler des variations d'épaisseurs [SOU 2006].

3.3.5 Mesure des frottements

Il faut différencier deux types de frottements : les frottements inter-plis qui s'effectuent entre les différentes mèches et les frottements entre les plis et des plis (tissu/tissu ou tissu/moule). Si l'on se base sur une représentation macroscopique, les frottements à mesurer sont ceux des plis.

On trouve dans la littérature différentes valeurs de coefficients de frottements, pour des tissus secs les valeurs sont comprises entre 0,2 [DON 1999] et 0,3 [LEE 2009] pour les contacts tissus/outils et de 0,2 à 0,5 [DON 1999] entre les serre-flans et le tissu. Pour la simulation de tissus imprégnés différentes approximations peuvent être faîtes, des glissements sans frottements entre les éléments [SHE 2009], malgré différentes mesures en statique et dynamique des coefficients de frottements, mais dans la plupart des simulations de textiles avec une matrice thermoplastique, le coefficient utilisé est de 0,3 entre le tissu et les moules [JAU 2009]. Cependant une étude à menée par Philip

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Harrison [HAR 2013] à mesurer des coefficients de frottements variant ente 0,05 et 0,5 entre les textiles et les outils, le coefficient variant en fonction de la température, de la vitesse et de la pression exercée. Il est difficile d'implémenter cette variation de valeurs lors de la simulation et une valeur fixe reste souvent favorisée (un coefficient de frottements de 0,3 reste le plus répandu). Cependant lors de l'étude menée par Philip Harrison, il a été montré qu'utiliser un coefficient artificiel de 5 donnait des résultats plus proche de la réalité.Différents moyens de mesure permettent d'obtenir ce coefficient. Une façon simplifiée consiste à prendre une éprouvette entre 2 plaques et dont la force est exercée par une machine de traction. Cependant ce type de mesures nécessite que les contacts entre les surfaces éprouvette et mors soient parfaitement assurés pour obtenir un résultat viable. Afin de s'assurer de ces contacts d'autres moyens de mesure sur même principe (voir ***Figure 74***) ont été créés que ce soit pour des textiles secs [HIV 2012] (voir ***Figure 75***) ou des tissus co-mêlés [HAR 2010] (voir ***Figure 76***) ou des plaques pré-consolidées en chauffant l'éprouvette [UBB 2006] (voir ***Figure 77***).

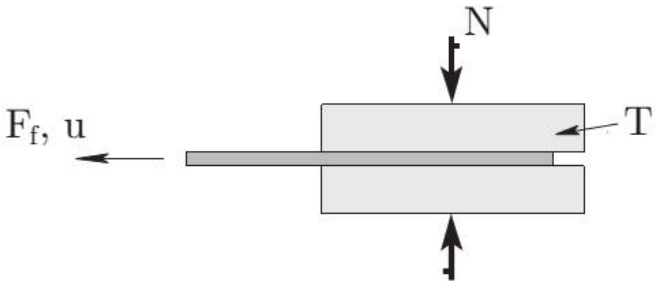


Figure 74: *Schéma de mesure du coefficient de frottements* [TEN 2008]

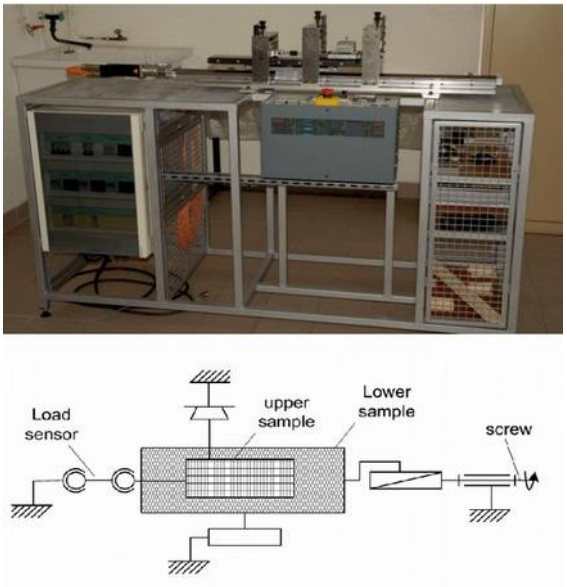


Figure 75: *Banc de mesure des frottements et schéma cinématique associé* [HIV 2012]

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

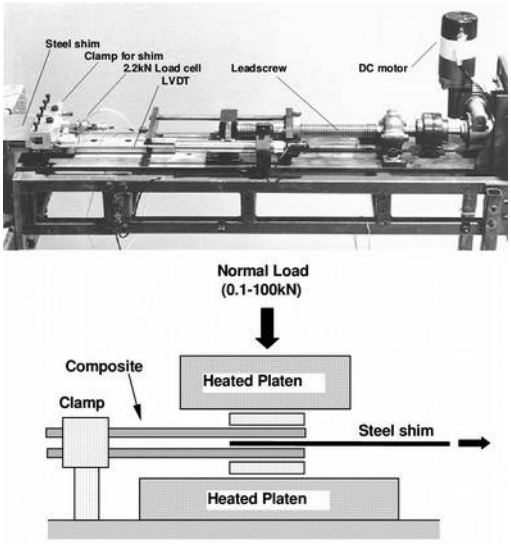


Figure 76: Banc de mesure de frottements [HAR 2010]

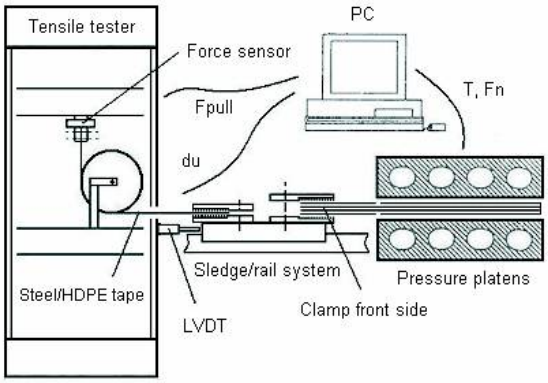


Figure 77: *Montage spécifique afin de mesurer les coefficients de frottements* [UBB 2006]

Si la matrice est à l'état fondu, il est possible de considérer une loi de frottements visqueux pour la simulation [TEN 2008] et [AKK 2007] utilisent le modèle Cross-WLF afin de calculer la viscosité en fonction du taux de cisaillement dans le cas du PP :

$$\boxed{\eta=\frac{\eta_0}{1+\left(\frac{\eta_0\cdot\dot{\gamma}}{\tau^*}\right)^{1-n}}} \quad (43) \text{ avec } \boxed{\eta_0=D_1\cdot\exp\left(-\frac{A_1\cdot(T-Tg)}{A_2+(T-Tg)}\right)} \quad (44).$$

Où η est la viscosité de la matrice (en Pa.s), $\dot{\gamma}$ est la vitesse de cisaillement (en s^{-1}), τ^* est le niveau de contrainte critique lors de la transition à l'affinement du cisaillement (déterminé par ajustement de courbe), n l'indice de la loi puissance à un taux élevé de cisaillement (déterminé aussi par ajustement de courbe) et η_0 la viscosité « statique » c'est-à-dire avec un cisaillement presque nul à la limite Newtonienne. Cette viscosité statique se calcule à partir de la formule (44), avec $A_2=A_3+D_3\cdot p$, D_1, D_2, A_1, A_3 et D_3 des constantes caractéristiques du matériau, T la température (en K) et Tg la température de transition vitreuse. La Tg peut être calculée par la formule : $Tg=D_2+D_3\cdot p$ où p est la pression exercée sur la matrice (en Pa). Dans le cas où la matrice est indépendante de la pression on a $D_3=0$ (cette indépendance peut être locale, c'est-à-dire dans la gamme de pression étudiée).

D'autres approches sont possibles mais il devient rapidement complexe de déterminer tous les paramètres. Dans la suite de cette étude il a été décidé d'utiliser un coefficient fixe de 0,3 revenant le plus souvent dans la littérature.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

3.4 Modélisation de la mise en forme d'un stratifié

Avant de lancer la simulation d'une pièce complexe, certaines simulations élémentaires doivent être réalisées afin de valider les différents paramètres. Une première étape est la simulation des essais expérimentaux afin de vérifier chaque paramètre de façon indépendante.

Pour la simulation de plusieurs couches, il existe deux possibilités : prendre en compte et simuler chaque couche textile, ou considérer la plaque pré-consolidée comme un ensemble. Le premier choix peut être plus proche de la réalité mais nécessite un temps de calcul beaucoup plus important (plus d'éléments et surtout de contacts avec ceux rajouter entre les couches). Dans la recherche d'une efficience accrue, le choix se fera principalement par l'orientation des différentes couches du stratifié [VAN 2009]. Dans le cas où l'ensemble des tissus ont la même orientation le choix s'orientera vers l'utilisation d'un seul élément représentant l'ensemble des couches, cela se justifie aussi par le fait qu'il existe peu de délaminage lors de mise en forme de ces stratifiés orthotropes. Dans le cas de fortes épaisseurs ou de plis avec des orientations différentes, le choix de représenter chaque pli semble le plus justifié. De façon à respecter les lois sur les éléments finis l'épaisseur doit être beaucoup moins importante que les longueurs de l'élément, de plus les différents rayons de la pièce sont modifiés par les épaisseurs. Si les plis ont des orientations différentes, leur comportement ne sera pas le même et chaque pli influencera le comportement des autres.

Dans un cadre industriel, le temps de calcul est très important et le principal est de trouver un compromis entre ce temps et la fidélité de la simulation par rapport à la pièce fabriquée. Il existe une recherche d'une méthode efficiente, qui définie la complexité du modèle à utiliser en fonction du temps de calcul et de caractérisation des différents paramètres, ainsi que du niveau de détail recherché. Cette étude se concentrera principalement sur la simulation avec le code de calcul Plasfib développé par l'INSA de Lyon (voir ***Figure 78***).

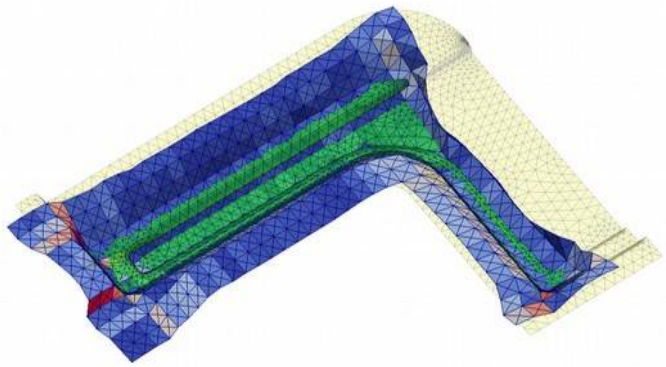


Figure 78*: Exemple de simulation sur Plasfib pour pièce type : pied de porte automobile*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

4 Influence de la thermique et de la vitesse dans le procédé d'estampage

Les flans subissent de grands changements thermiques et des déformations à grande vitesse. Il est nécessaire de mesurer ces influences pour déterminer leur ampleur et les paramètres adéquate à utiliser pour la simulation du procédé de thermo-estampage.

4.1 Influence de la thermique sur les propriétés de mise en forme du stratifié

La température a une faible influence sur le comportement du renfort mais une forte influence sur le comportement de la matrice. En appliquant cela aux différents modes de déformations, on remarque que le comportement dans le sens de la fibre est régi par la rigidité de la fibre et la matrice guide principalement le comportement en flexion, en cisaillement et tous les sens transverses (voir ***Figure 79***).

Le module d'Young dans le sens fibre E_1 est : $\boxed{E_1 = \frac{V_f}{V_T} \cdot E_f + \frac{V_m}{V_T} \cdot E_m}$ (45)

et dans le sens transverse E_2 est : $\boxed{\frac{1}{E_2} = \frac{V_f}{V_T} \cdot \frac{1}{E_f} + \frac{V_m}{V_T} \cdot \frac{1}{E_m}}$ (46).

Où V_f est le volume de fibre, V_m le volume de matrice, V_T le volume total, E_f le module d'Young de la fibre et E_m le module d'Young de la matrice avec $E_f \gg E_m$.

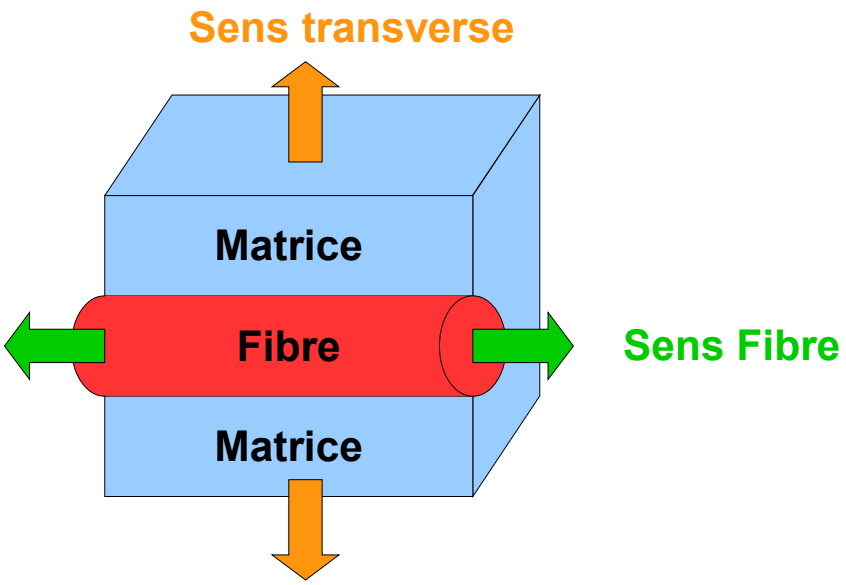


Figure 79: *Schéma d'explication des sens fibres et transverses*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

En se focalisant sur les comportements dépendant fortement de la matrice, on observe un changement très important aux températures de transition vitreuse et de fusion. De plus, à partir du passage à l'état fluide du polymère, le comportement est fortement dépendant de la température. Il est donc nécessaire de connaître la température de fusion et/ou de transition vitreuse du polymère suivant sa nature (amorphe, cristallin ou semi-cristallin) afin de réduire la zone à investiguer. Cette étude se concentre sur les températures où la matrice est à l'état fluide, ce qui est nécessaire à la mise en forme du flan sans le détériorer. A l'état solide, il s'agit plutôt d'un calcul de déformation de mécanique des solides usuel, en grandes ou petites déformations.

4.1.1 Expérimentations

a) Le cisaillement

Le cisaillement plan est un couple appliqué dans le plan du tissu. La rigidité en cisaillement provient de la variation d'angle entre les fils de chaîne et les fils de trame et leur écrasement les uns sur les autres.

Des mesures de cisaillement par bias-extension test à différentes températures ont été effectuées sur des matériaux différents, trois matrices différentes (PP, PA6, PA6.6) et deux sergés 2/2 de contextures différentes.

Des éprouvettes en "I" ont été découpées, dont les fibres sont orientées à +/-45°, la partie utile mesure 210x70mm (voir ***Figure 80***), cette taille d'éprouvette permet d'obtenir une quantité convenable de CER en cisaillement.

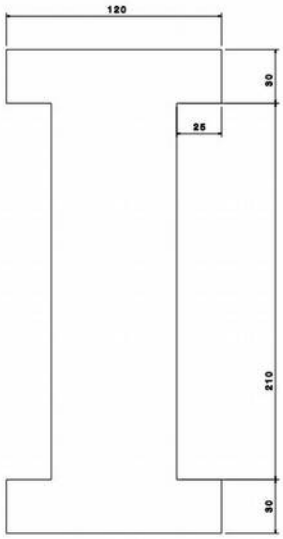


Figure 80: *Géométrie de l'éprouvette de bias-extension test*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Les talons en I permettent un meilleur maintien des éprouvettes dans les mors afin d'éviter un glissement des fibres non maintenue sur les bords des talons qui engendrerait une impossibilité de mesure [GUZ 2015].

Les éprouvettes sont placées dans des mors conçus par le LaMCoS permettant, par des systèmes de ressorts, d'exercer une pression sur le talon de l'éprouvette, y compris après le passage à l'état fluide de la matrice. Une enceinte thermique permet la chauffe des éprouvettes, des thermocouples placés à l'intérieur de l'enceinte et sur l'éprouvette, permettent de contrôler l'homogénéité de la température. Une caméra prend des photographies de l'éprouvette lors de son allongement afin de vérifier de manière optique, les angles de cisaillement ainsi que d'éventuels glissements des talons hors des mors (voir ***Figure 81***).

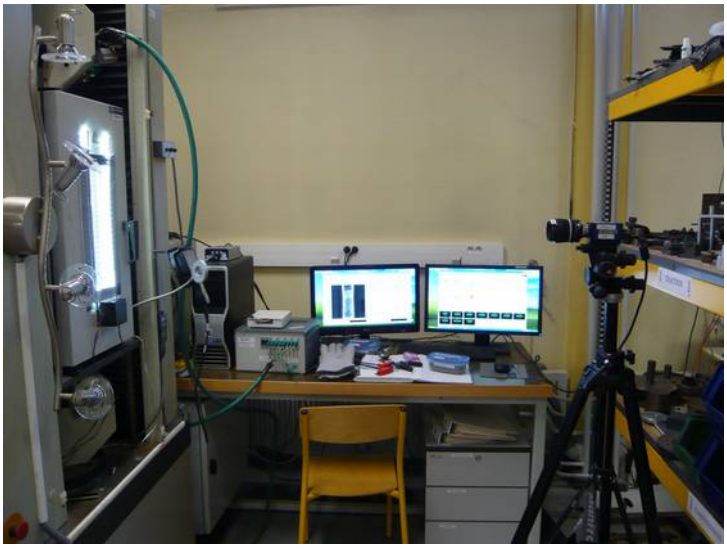


Figure 81: *Mesures optiques lors du bias-extension test*

L'expérience montre qu'en dessous de la température de fusion de la matrice, ce test n'est pas réalisable car les fils de chaîne et trame ne peuvent pas se cisailler dans le plan. Cela devient un cas de traction d'éprouvette composites avec la fibre placée à +/-45°, en petites déformations (avant rupture de la matrice et/ou de la fibre, en traction). Lorsque la matrice est à l'état fluide, on peut distinguer trois zones : une première où l'effort nécessaire au déplacement de la traverse augmente fortement et est dû à l'adhésion entre les fils, une seconde où l'effort nécessaire à déformer le tissu devient faible, en partie à cause de l'inertie et une dernière zone où l'effort nécessaire augmente fortement. La montée en effort dans la dernière partie du test est causée par l'apparition d'un contact latéral entre les fils de chaîne et de trame.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Afin d'éviter que les résultats ne soient trop perturbés par des glissements entre les mèches (voir Chapitre 3.3.2b), seuls les résultats obtenus pour un angle de cisaillement inférieur ou égal à 45° seront utilisés. Une régression polynomiale d'ordre 5 (sans constante), du module de cisaillement en fonction de l'angle de cisaillement, servira à approcher les courbes expérimentales afin de les représenter lors de la simulation (voir ***Figure 82***).

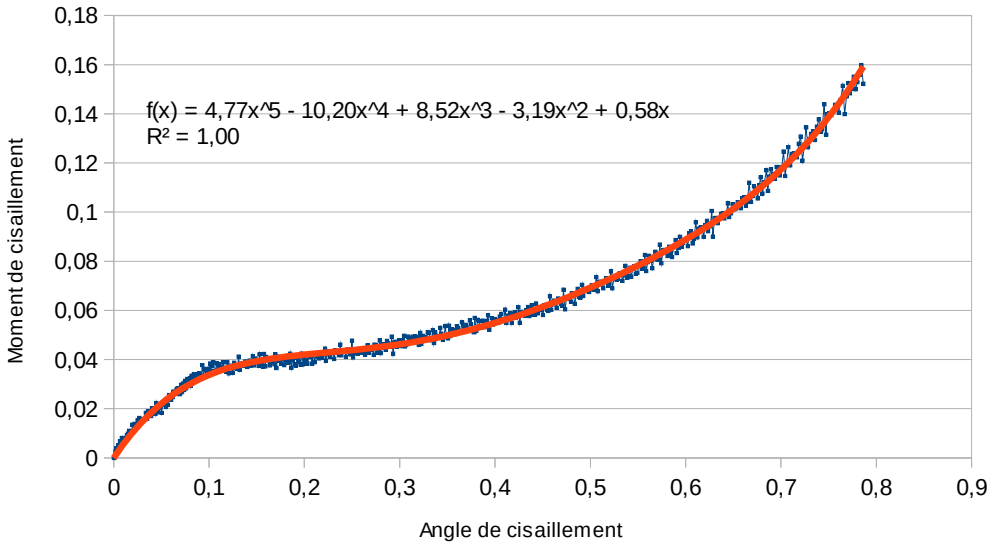


Figure 82: *Exemple de régression polynomiale*

Où R^2 est le coefficient de détermination défini tel que :

$$R^2 = 1 - \left(\frac{\sum_{i=1}^{n} (y_i - f_i)^2}{\sum_{i=1}^{n} (y_i - \bar{y})^2} \right) \quad (47).$$

$$\text{Avec} \quad \bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} y_i \quad (48).$$

Où y_i sont les valeurs expérimentales des différents points de i=1 à n et f_i les valeurs obtenues par régression polynomiale. Afin d'obtenir une bonne corrélation entre l'expérimental et la simulation, il est nécessaire d'obtenir un coefficient de corrélation proche de 1.

En observant les courbes de cisaillement obtenues pour différentes températures et une vitesse de déplacement de la traverse de 449 mm/min (voir ***Figure 83, 84, 85 et 86***), on remarque qu'elles possèdent le même profil pour le même matériau mais celui-ci varie d'une matière à l'autre. Ce qui confirme, l'influence de la matrice sur le comportement en température comme pressenti précédemment et confirmé ici par l'expérience.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

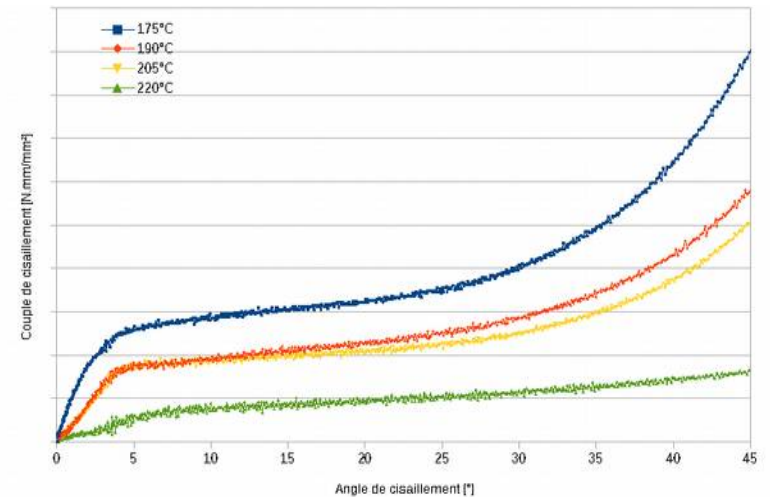


Figure 83: *Cisaillement en température des éprouvettes de 104-FG-290*

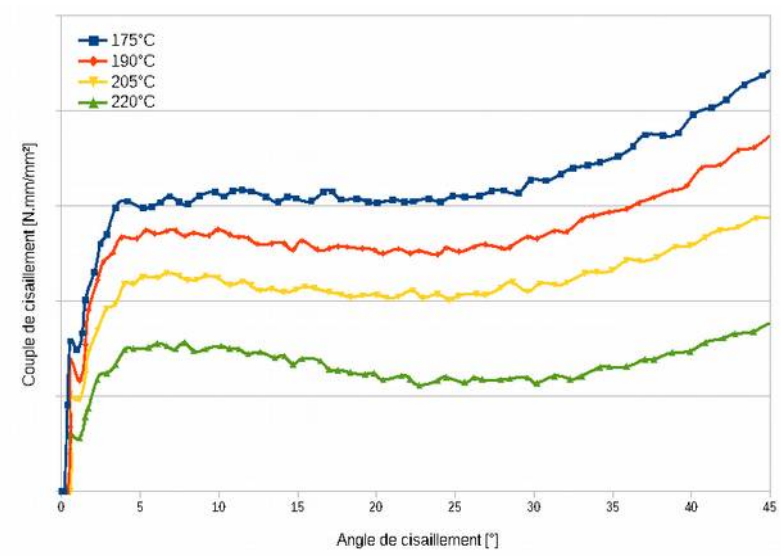


Figure 84: *Cisaillement en température des éprouvettes de 104-RG-600*

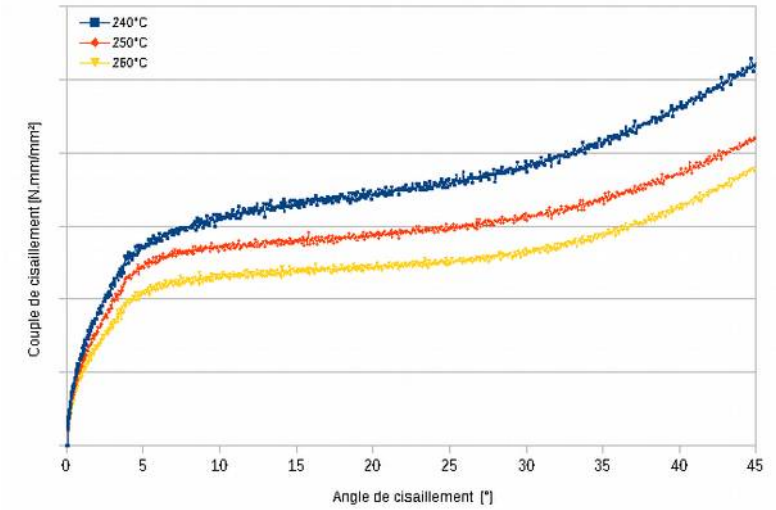


Figure 85: *Cisaillement en température des éprouvettes de 102-RG-600*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

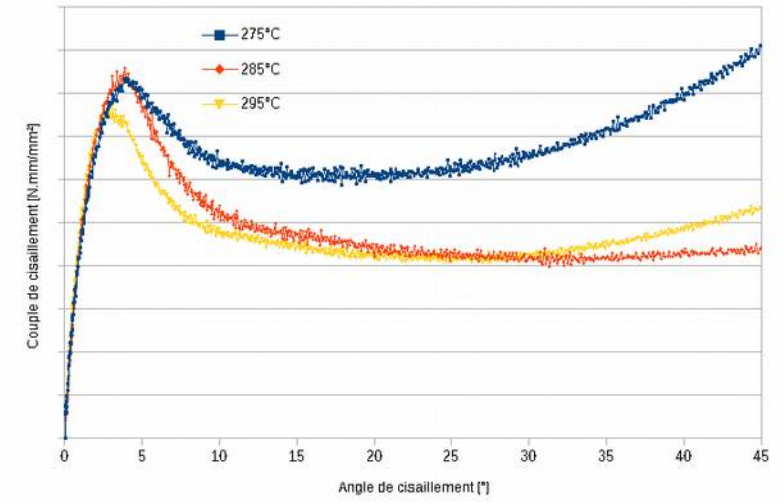


Figure 86: *Cisaillement en température des éprouvettes de 101-RG-600*

Chaque courbe présentée est une moyenne réalisée à partir de trois tests. L'expérimentation confirme que l'augmentation de la température permet de diminuer les efforts nécessaires pour cisailler le tissu.

En reprenant les fonctions polynomiales de chaque courbe de cisaillement et en les multipliant par un coefficient, on peut retrouver les courbes à différentes températures pour un même tissu et une même matrice. Il devient possible de tracer des abaques permettant d'estimer le couple en cisaillement d'un tissu pour toutes températures supérieure à la fusion de la matrice.

En prenant l'exemple du 104-RG-600, le passage d'une courbe à une autre par l'utilisation d'un facteur divisant (ou multipliant) peut entraîner des variations allant jusqu'à 5 % de la valeur recherchée. En traçant la courbe du coefficient de division des polynômes en fonction de la température et en prenant pour référence 205°C, on obtient une nouvelle fonction (voir ***Figure 87***). Cette courbe peut servir d'abaque pour estimer le couple de cisaillement pour des températures où les tests n'ont pas été réalisés.

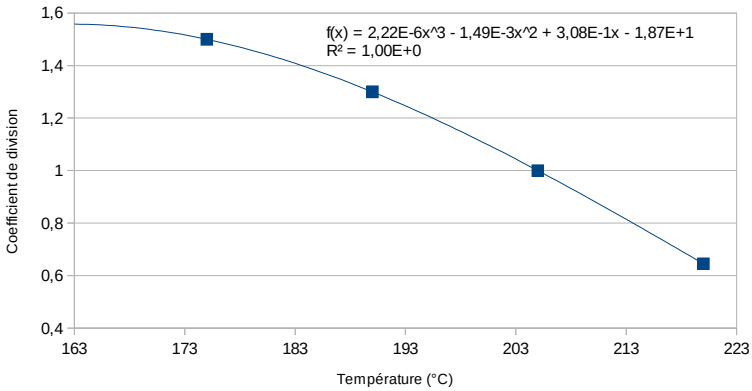


Figure 87: *Exemple d'abaque du coefficient de division des polynômes en fonction de la température*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

L'avantage de cette estimation est, après simulation, de pouvoir caractériser des plages de température pour lesquelles il est possible de former la pièce sans risque d'apparition de défauts.

La matrice influence plus fortement certaines phases du bias-extension test et surtout au début de l'essai. Dans cette première zone, apparait une montée en efforts due à l'adhésion de la matrice entre les différents fils. Il serait intéressant de mesurer la viscosité en fonction de la vitesse et la température afin de juger plus précisément de l'influence de la matrice.

b) La flexion

Des mesures de flexion par l'adaptation du test de cantilever ont été réalisées à différentes températures et pour différents matériaux, trois matrices différentes (PP, PA6, PA6.6) et deux sergés 2/2 de contextures différentes. Afin de vérifier l'homogénéité de la température sur l'éprouvette sans perturber la mesure, des thermocouples sont incorporés sur une seconde éprouvette positionnée derrière celle mesurée. En effet la masse surfacique des éprouvettes étant faible, l'effort appliqué par le thermocouple peut fortement modifier la mesure de la courbure (voir ***Figure 88***).

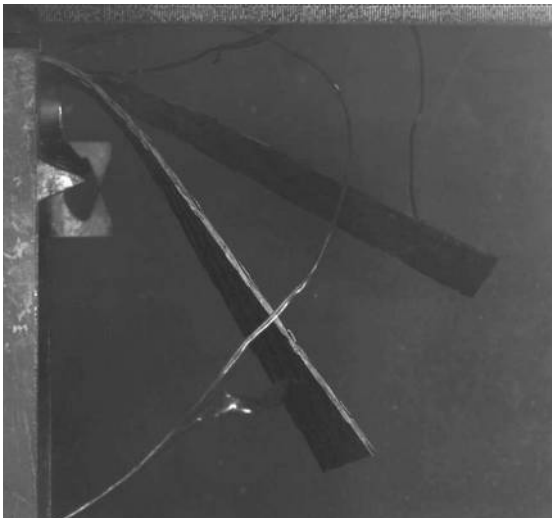


Figure 88: *Influence des thermocouples sur la flexion d'une éprouvette*

La caméra est placée de façon orthogonale au plan transverse de l'éprouvette et centrée par rapport au milieu de l'éprouvette, de façon à obtenir un rapport millimètre/pixel constant sur le côté de l'éprouvette.

La position du côté du flan pour différentes températures peut être mesurée dans le plan transverse en prenant pour origine le début de la partie utile de l'éprouvette (voir ***Figure 89, 90, 91 et 92***).

Les températures de fusion des différentes matrices utilisées sont récapitulées dans le ***Tableau 9***.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Désignation	104-FG-290(4)	104-RG-600(4)	102-RG-600(2)	101-RG-600(2)
T fusion	163°C	163°C	220°C	255°C

Tableau 9: *Récapitulatif des températures de fusion*

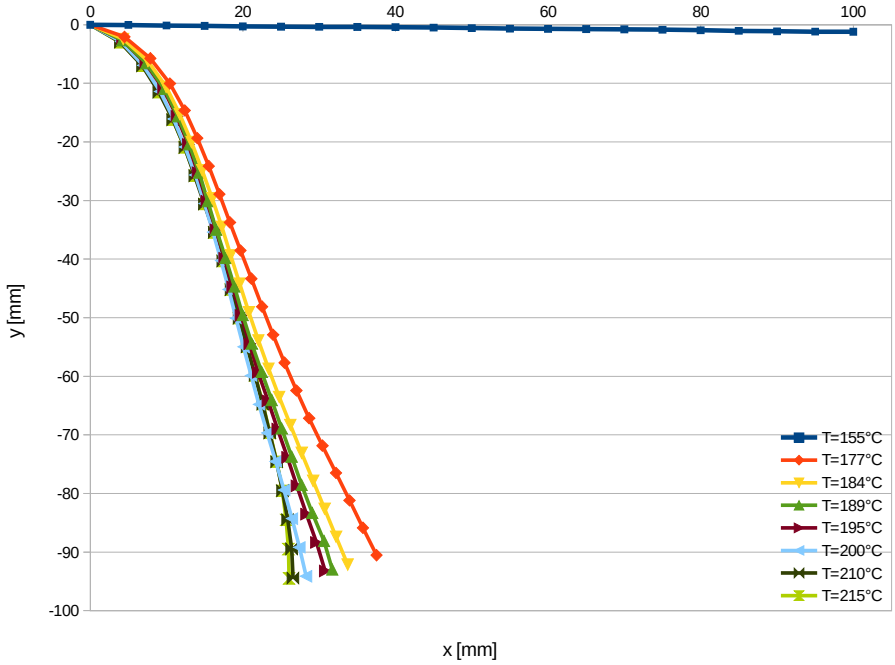


Figure 89: *Position des côtés d'une éprouvette de 104-FG-290*

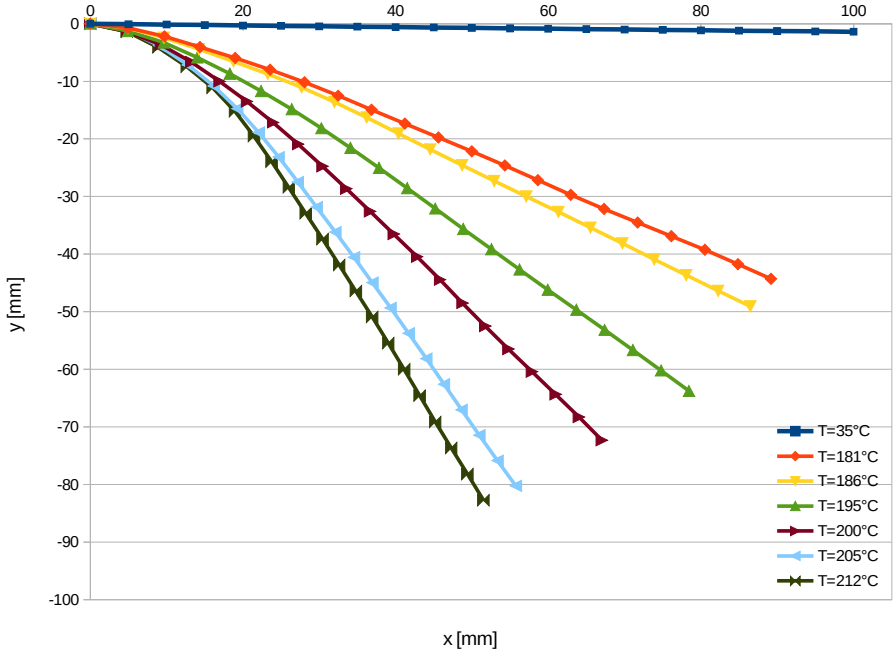


Figure 90: *Position des côtés d'une éprouvette de 104-RG-600*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

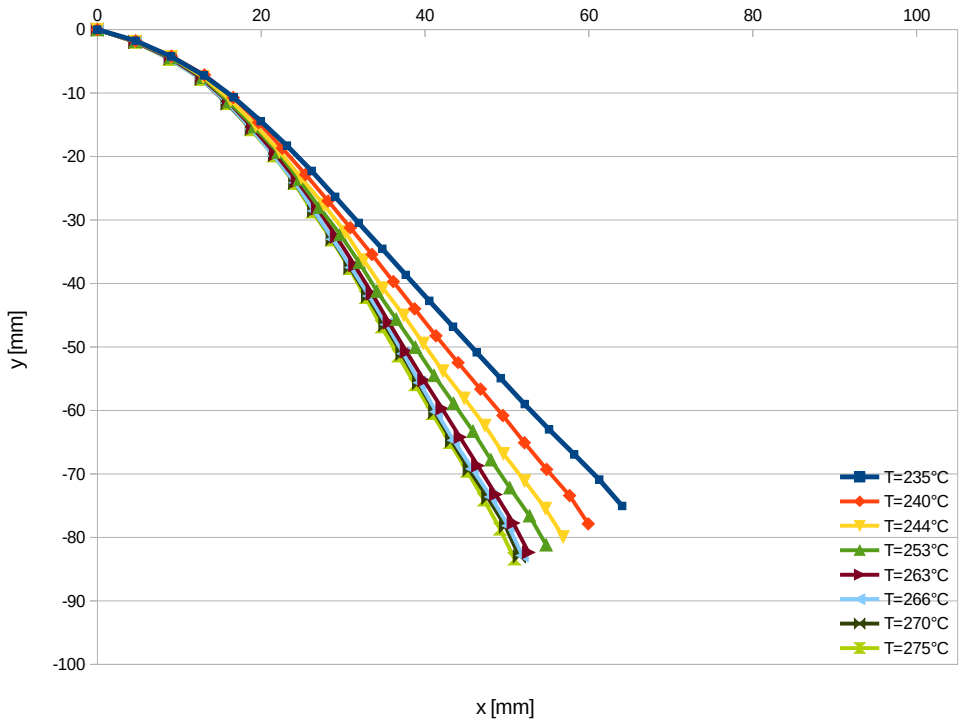


Figure 91: *Position des côtés d'une éprouvette de 102-RG-600*

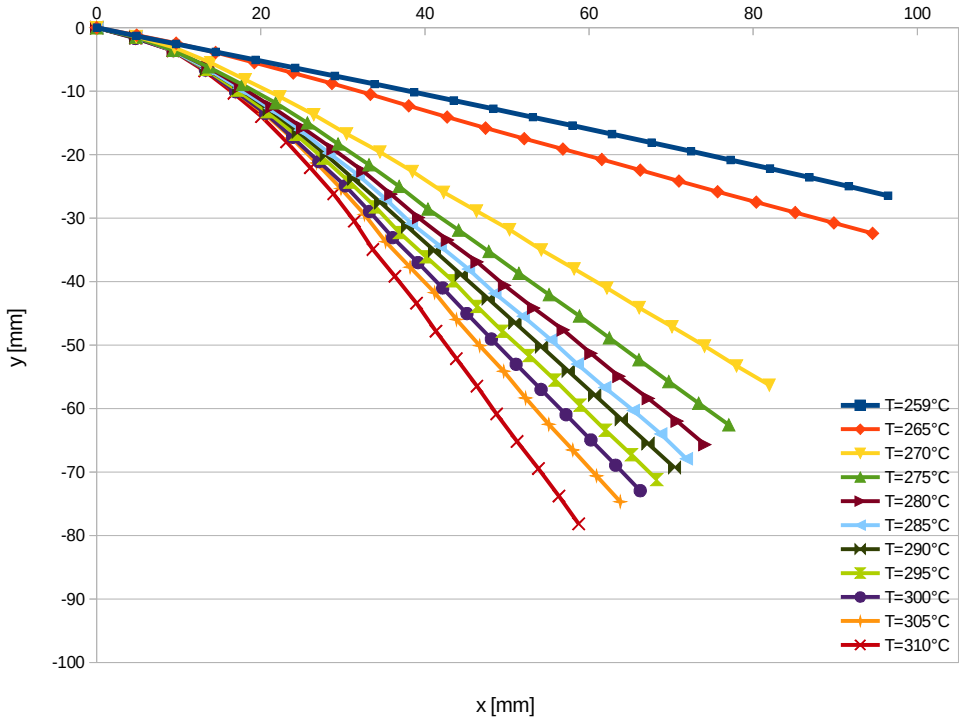


Figure 92: *Position des côtés d'une éprouvette de 101-RG-600*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Une première observation est le fort changement de comportement au passage de la température de fusion (voir ***Figure 89***). Le tissage et la matrice influent sur le comportement en flexion mais il semble se dégager qu'à partir d'une température suffisamment importante, l'allure des éprouvettes avec le même textile semble converger.

Une des difficultés de ce test est de ne pas avoir de délaminage des différentes couches qui composent l'éprouvette lorsqu'elles fléchissent sous leur propre poids. Dans ce cas, la masse surfacique de l'éprouvette varie suivant la section et il devient très difficile de mesurer le moment en flexion.

Pour obtenir les modules en flexion, il est aussi possible d'utiliser une méthode inverse, en simulant le test de flexion et en obtenant la même allure d'éprouvette (voir ***Figure 93***).

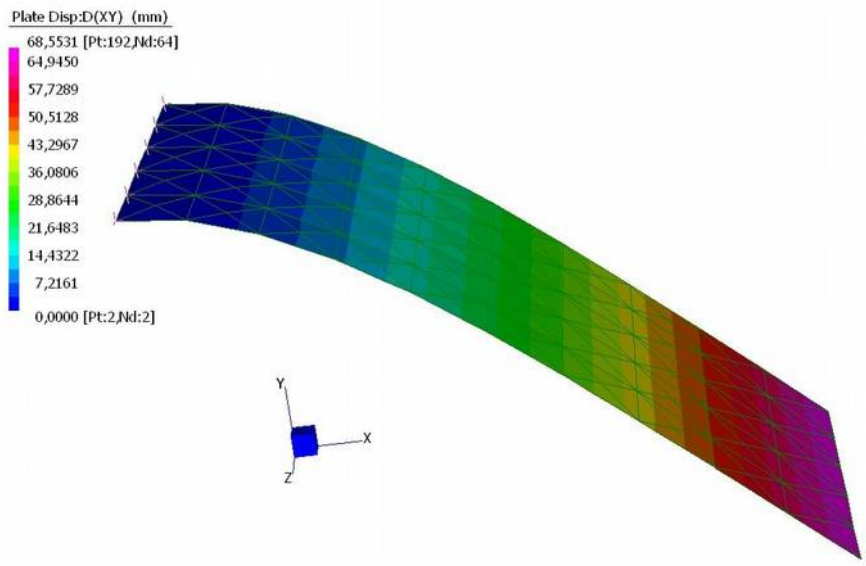


Figure 93: *Détermination du module de flexion par méthode inverse*

Les tissus utilisés dans cette étude étant équilibrés, les tests n'ont besoin d'être réalisés que dans le sens chaîne ou trame.

4.1.2 Adaptation à la simulation

La simulation se faisant à l'heure actuelle à une température donnée, il est important de choisir les paramètres représentant la température de mise en forme. Si la mise en forme est suffisamment rapide, permettant l'emboutissage avant que la matrice se solidifie, la température la plus représentative semble être celle juste avant le contact avec le poinçon. Une autre possibilité est de déterminer une plage de températures pour la laquelle il est possible de mettre en forme le textile. Cette deuxième possibilité semble plus adaptée à une fabrication industrielle qui se veut robuste et peu dépendante des paramètres extérieurs (température de l'atelier...).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

De plus la chauffe dans le four infrarouge est rarement homogène sur la surface de la plaque ainsi que dans son épaisseur. Il est possible de prendre en compte des températures différentes pour l'emboutissage mais qui n'évoluent pas au au fur et à mesure de la mise en forme [WAN 2013]. Sinon l'utilisation de plages de températures comme précédemment semble adaptée à une logique industrielle. Un autre avantage de définir des plages de températures, permet de réaliser des spécifications à respecter pour des gammes d'industrialisation ou des cahiers de charges pour la fabrication.

L'ajout du calcul des températures à chaque pas de temps, augmenterait fortement le temps de calcul global et nécessiterait l'ajout d'un lien entre les comportements à différentes températures. Si cela devait être implémenté, des lois viscoélastiques sont usuellement utilisées lors de variations en température. Dans le cas de la prise en compte d'une température variant lors de l'estampage, le changement de comportement le plus important se situe au passage de la température de fusion de la matrice lors du refroidissement, figeant la matière. En effet lorsque la matrice est à l'état solide on retrouve les lois de comportement usuellement utilisées et ne pouvant subir de grande déformations sans risques d'endommagement de la matière.

4.2 Influence de la vitesse d'emboutissage sur les propriétés de mise en forme du stratifié

L'augmentation de la vitesse empêche le tissu de se relaxer et a pour conséquence d'augmenter les efforts nécessaires pour déformer le textile (voir ***Figure 94***).

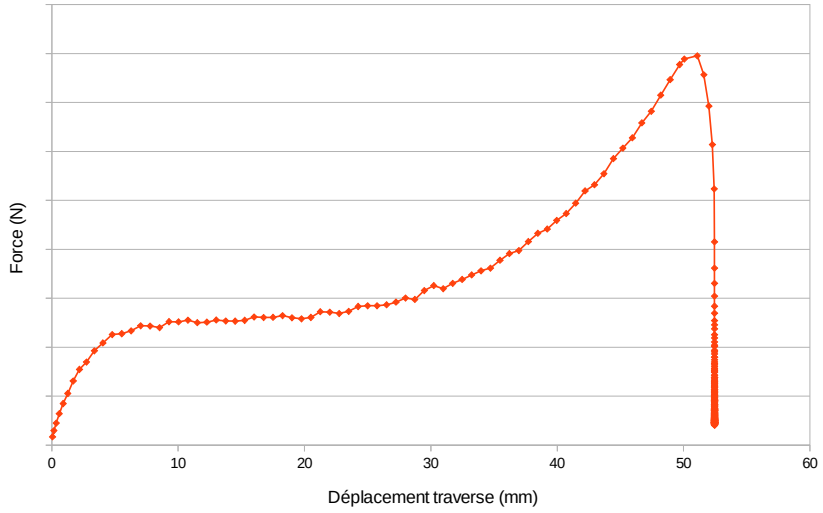


Figure 94: *Relaxation d'une éprouvette à la fin d'un bias-extension test*

Le comportement d'un textile avec une matrice fluide est influencé par la vitesse, la relaxation du matériau étant moins importante.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

4.2.1 Expérimentations

a) Le cisaillement

Il est important de différencier la vitesse de cisaillement lors de la mise en forme et la vitesse de cisaillement du bias-extension test. En effet la vitesse de cisaillement d'une cellule élémentaire représentative n'est pas la vitesse d'emboutissage.

Il est plus judicieux de prendre en compte la vitesse angulaire de cisaillement. Cette vitesse n'est pas constante lors du bias-extension test et ne l'est pas non plus lors de la mise en forme. Si la vitesse doit être prise en compte dans le modèle, il faut trouver un lien entre les comportements aux différentes vitesses et faire varier les caractéristiques en fonction de la vitesse de cisaillement angulaire des directions de fibre.

En gardant un comportement à vitesse constante pour la simulation, la vitesse choisie peut être calculée en prenant l'angle maximum de cisaillement à la fin de la mise en forme sur le temps de formage. Le bias-extension test doit alors atteindre cet angle dans la zone en cisaillement pure dans le temps donné. Cela reste une approximation mais semble être le choix le plus judicieux dans le cas du choix d'un comportement constant pour la simulation.

Le déplacement de la traverse à une vitesse de 450 mm/min, représente une vitesse angulaire moyenne de 7,6°/s (50° en 6,6 secondes) sur des éprouvettes de 210x70 mm utile. La mise en forme d'un hémisphère se fait en approximativement 2 secondes (avec une vitesse de descente maximale du vérin de 350 mm/s et un ralentissement lors de la montée en pression) pour un angle maximal d'environ 60°. Ce qui donne une vitesse de cisaillement angulaire moyenne de 30°/s et cela dans le cas d'un blocage du tissu sinon le temps d'emboutissage est d'environ 0,5 s. La vitesse de caractérisation des éprouvettes n'est pas celle de l'emboutissage mais une caractérisation à ces vitesses est actuellement compliquée et nécessite une machine de traction rapide avec une chambre thermostatique afin de mesurer des efforts maximaux d'une dizaine de Newton.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

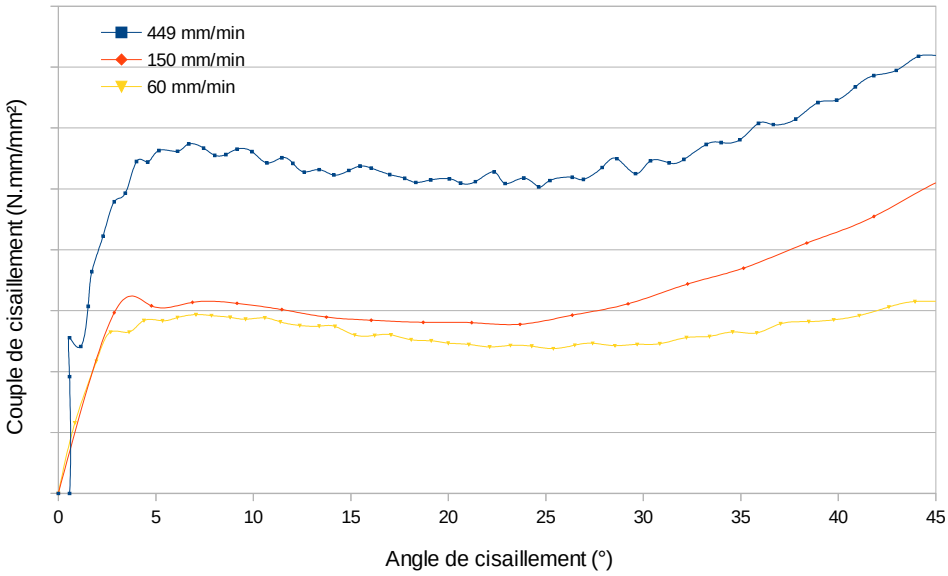


Figure 95: *Courbes en cisaillement d'éprouvettes de 104-RG-600 à 205°C*

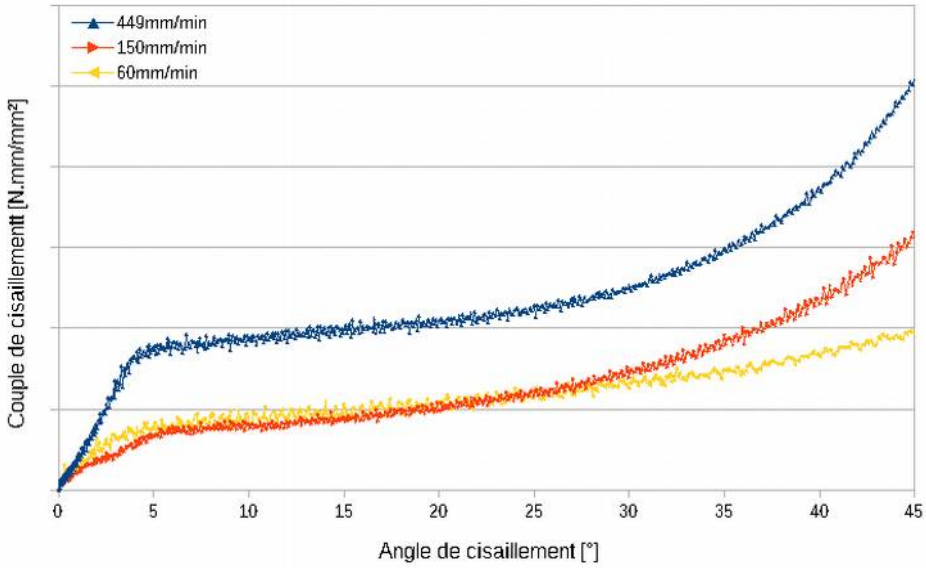


Figure 96: *Courbes en cisaillement d'éprouvettes de 104-FG-290 à 205°C*

Afin d'observer l'influence de la vitesse, des bias-extension tests ont été réalisés à différentes vitesses d'extensions sur deux textiles différents mais imprégnés de la même matrice (voir ***Figure 95 et 96***). Les courbes à une vitesse de 449 et à 150 mm/min sont relativement parallèles une fois la phase d'adhésion passée. En comparant les courbes à une vitesse de 150 et 60 mm/min, elles sont relativement similaires et ne diffèrent que dans la phase où les fils de chaîne et trame rentre en contact. En détaillant chaque phase, on peut trouver une explication aux différents comportements, souvent liés aux efforts générés par les frottements visqueux de la forme $F=-k\cdot v$, venant s'opposer au mouvement, où v est la vitesse et k le coefficient de résistance. Les frottements visqueux sont très influents dans la phase de démarrage du test et lorsque les fils de chaîne et trame rentrent en contact. A l'opposé, dans la partie inertielle ces frottements sont moins influants.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Contrairement au comportement en température, il semble plus difficile de réaliser des abaques permettant d'estimer le module en cisaillement des éprouvettes à des vitesses d'essais non réalisées. Sans moyens de mesures à grande vitesse et à une température élevée les modules de cisaillement utilisés sont obtenus à la vitesse maximale du banc de traction (449 mm/min).

b) La flexion

Les tests de flexion réalisés en température sont des tests mis au point de façon récente sur des textiles pré-imprégnés d'une matrice thermoplastique [LIA 2014]. Ces tests sont réalisés de façon quasi-statique, le tissu fléchissant sous son propre poids. Réaliser de tels tests avec des vitesses importantes, nécessiterait de changer de dispositif et de réaliser des essais de flexion trois points sur un stratifié de forte épaisseur afin de limiter la flexion du tissu sous son propre poids, tout en mesurant des flexions significatives. Cela se rapprocherait de tests réalisés sur les tissus interlocks [ORL 2012] mais en température.

La prise en compte de la rigidité de flexion dans la simulation de mise en forme d'un pré-imprégné thermoplastique et sa dépendance en température son rarement pris en compte. Prendre en compte la vitesse de flexion ne semble pas encore prioritaire. Dans le cas où elle deviendrait nécessaire, la vitesse à prendre en compte pour la flexion, est la courbure par seconde. Pour des tests de flexion en vitesse et l'utilisation d'un module en flexion unique lors de la simulation, la variation de courbure en fonction du temps à prendre serait celle moyenne. C'est à dire la courbure maximale sur le temps de formage de la pièce du cas expérimental, doit être équivalente à la courbure maximale sur le temps de l'essai pour y parvenir (voir ***Figure 97***).

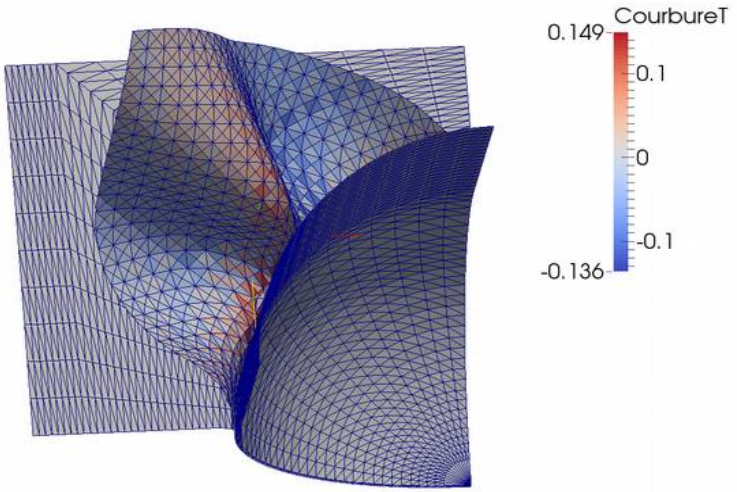


Figure 97: *Courbure maximale lors de la simulation d'un hémisphère*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Dans l'optique de l'utilisation d'un module de flexion permettant de donner une idée de l'importance des plis, la caractérisation de la flexion peut s'arrêter à un test statique de cantilever dépendant de la température et complété au besoin par méthode inverse en comparant la simulation à l'expérimental.

4.2.2 Adaptation à la simulation

La simulation se fait à l'heure actuelle avec une invariance des modules en fonction de la vitesse. L'ajout des lois de comportement en fonction de la vitesse ne semble pas aisé et pas forcément prioritaire à implémenter en comparaison avec l'influence de la température. Un inconvénient majeur à l'ajout de ces lois serait l'augmentation du temps de calcul pouvant déjà être important.

Un paramètre important durant la simulation est la vitesse d'emboutissage, c'est à dire le déplacement du poinçon par pas de temps. Cette vitesse à un réel impact sur la simulation (voir ***Figure 98***), l'énergie cinétique étant prise en compte dans le modèle.

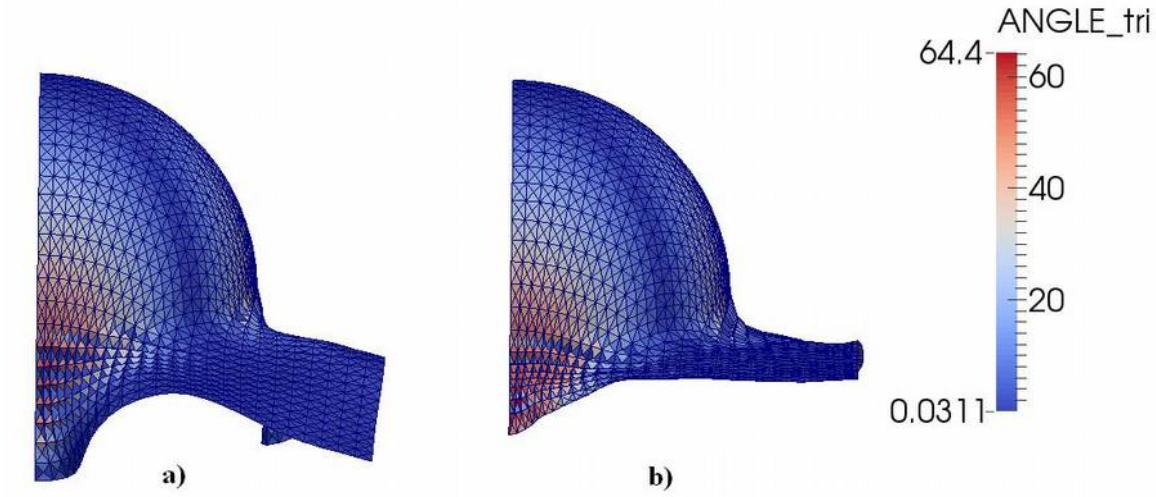


Figure 98: *Simulation d'estampage à différentes vitesses:*
a) 8mm/s (angle maximum de cisaillement: 59,1°); b) 80mm/s (angle maximum de cisaillement: 64,4°)

L'augmentation de l'énergie cinétique à pour conséquence d'aplatir le flan contre le moule, écrasant les plis et par conséquence, augmentant légèrement l'angle maximum de cisaillement. Cette augmentation d'angle de cisaillement se retrouve principalement sur la partie non utile de la pièce, en considérant la partie utile comme étant celle prise entre le poinçon et le moule inférieur (l'hémisphère). L'énergie cinétique dépend aussi de la masse, cette dernière est parfois modifiée dans le but de réduire le temps de calcul (mass scaling). Il faut s'assurer que l'énergie cinétique lors du calcul, est beaucoup plus faible que l'énergie interne afin de ne pas influencer le résultat de la mise en forme.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Dans une optique industrielle, il est intéressant de réduire le temps de calcul. Pour cela il faut augmenter le pas de temps critique Δt_c que l'on peut définir de la façon suivante :

$$\Delta t_c = L \cdot \sqrt{\frac{\rho}{E}} \quad (49).$$

Où L représente la longueur de l'élément, ρ la masse volumique de l'élément et E le module élastique de l'élément. Pour cela, il existe différentes méthodes : augmenter la taille du maillage, réduire le module en traction et augmenter la masse. Augmenter la taille des éléments diminue la précision des résultats et des formes obtenues. Comme expliqué précédemment, changer la masse des éléments modifie l'énergie cinétique, qui doit rester nettement inférieure à l'énergie interne pour ne pas perturber les résultats. Le module en traction peut être réduit de façon raisonnable, cependant il est important de vérifier qu'il n'existe pas d'allongement des fibres lors de la mise en forme. Le module en traction étant beaucoup plus grand que les autres, il est souvent réduit de manière significative pour des questions de temps de calcul, sans pour autant influencer les résultats obtenus.

4.3 Influence de la matrice

Les différentes expérimentations révèlent l'influence de la matrice sur le comportement mécanique. A l'état solide, le comportement du stratifié peut être étudié en petites déformations, en cas de grandes déformations les risques d'endommagement de la matière deviennent très importants. A l'état visqueux, la matrice influence le comportement du textile sans être prédominante [HAR 2005]. Le changement de comportement est soudain et se produit au passage de la température de fusion. Il est important d'obtenir une homogénéité de température avant de réaliser les tests. Cette homogénéité est primordiale aux abords de la température de fusion, où les comportements diffèrent fortement, sous risque d'obtenir des résultats inutilisables (voir ***Figure 99***).

Figure 99: *Bias-extension test à une teméprature non homogène, proche de la fusion de la matrice*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Ces essais montrent l'importance des températures dans le procédé de thermo-estampage, au niveau de la chauffe infrarouge et du refroidissement, afin de mettre en forme le flan. Une matrice à l'état fluide et des règles de conception de moules composites respectées permettent d'assurer un non endommagement du textile durant le formage.

Dans le cas du cisaillement, en se référant au bias-extension test, la première phase où la montée en effort est principalement due à l'adhésion entre les fibres, dépend fortement de la viscosité de la matrice. Les profils des différentes courbes de cisaillement dans cette phase varient fortement et la montée en effort afin de déformer le tissu est dépendante de la viscosité de la matrice, c'est à dire de la température de celle-ci. Dans la deuxième phase où l'inertie permet de limiter les efforts afin de déformer l'éprouvette, les courbes sont presque parallèles, la matrice influençant peu cette phase. La dernière phase introduisant des frottements entre les fils de chaîne et de trame, est aussi dépendante de la viscosité de la matrice, qui introduit des frottements visqueux.

Il n'a pas été possible d'obtenir les viscosités des matrices utilisées lors de cette étude en fonction de la température et du cisaillement. Ces mesures demandant beaucoup de temps et un investissement financier conséquent pour un industriel, il a été décidé de ne pas approfondir les recherches afin de déterminer le comportement d'un stratifié en fonction du textile sec et de la matrice seule. Une observation rapide de courbes de viscosité d'un polypropylène à différentes température (voir ***Figure 100***), permet d'observer que la viscosité du polymère diminue avec la température et le cisaillement, jusqu'à atteindre un maximum.

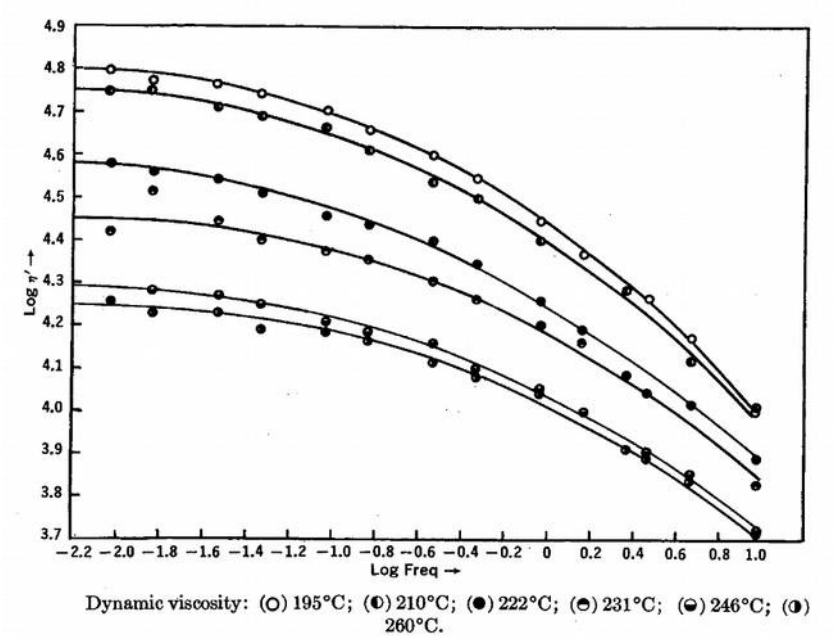


Figure 100: *Variation de la viscosité d'un Polypropylène à différentes températures [DUN 1970]*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Cette température maximale peut être observée lors des essais de flexion, l'éprouvette ne se déforme plus à partir d'une certaine température.

En récapitulant, le choix de la matrice se fait suivant plusieurs critères, de façon à répondre au cahier des charges de la pièce une fois terminée : la résistance de la matrice suivant les températures que doit supporter la pièce (minimales et maximales), le prix de la matrice et les caractéristiques du polymère à l'état solide (mécanique, thermique, électrique,…). La sélection se fait principalement sur les caractéristiques du stratifié avec la matrice à l'état solide.

Le choix de la matière pour la mise en forme se fait souvent sur le choix du renfort et de son armure. La fibre étant choisie pour les caractéristiques mécaniques.

4.4 Influence du renfort

Les renforts utilisés dans les plaques pré-consolidées sont le plus souvent de la fibre de verre ou de carbone, qui résistent aux très fortes températures. Le choix de la fibre se fait en fonction du cahier des charges suivant la recherche de la performance mécanique ou d'une pièce économique. Dans certains cas la fibre utilisée peut dépendre d'autres paramètres recherchés comme la conductivité thermique ou électrique.

Afin d'observer l'influence du renfort, il est possible de comparer les éprouvettes de 104-RG-600 et de 104-FG-290 pour des stratifiés consolidés d'une épaisseur de un millimètre. Les premières éprouvettes sont faites de deux couches de 600 g/m² quand aux deuxièmes, elles sont constituées de quatre couches de 290 g/m², le tout complété de polypropylène. Les armures sont toutes les deux des sergé 2/2.

En comparant les deux textiles utilisés pour un stratifié de un millimètre d'épaisseur, la plaque constituée du textile le plus fin se cisaille trois fois plus facilement que celui constitué de textiles de 600 g/m², lors du bias-extension test pour des température identiques. Les profils des courbes sont aussi différents, avec des variations de comportement très différentes lors de la première et de la troisième phase.

Dans le cas d'un tissu plus fin, la première phase avec une montée en effort est plus faible. En plaçant les éprouvettes dans les mors et en chauffant l'enceinte, le tissu le plus léger à tendance à se cisailler sous son propre poids (voir ***Figure 101***).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

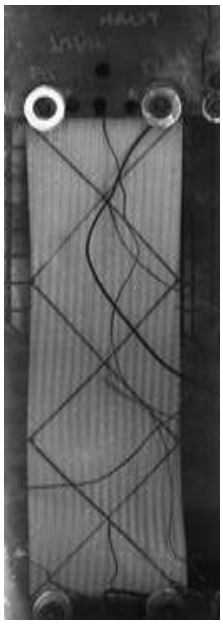


Figure 101: *Eprouvette se cisaillant sous son propre poids lors d'un bias-extension test*

Cela explique la plus faible montée en effort durant la première phase, pour ce qui est de la longueur plus importante de cette phase, cela doit être causé par les plus faibles espaces entre les fibres, faisant commencer la phase d'inertie plus tardivement.

Pour ce qui est de la dernière phase les espaces étant moins important entre les fils dans le tissu de 290 g/m² les frottements sont plus importants, introduisant une montée en effort plus importante sur dans angles de cisaillement plus faible en comparaison avec tissu de 600 g/m².

La différence entre les deux textiles se vérifie aussi pour la flexion (voir ***Figure 102***). Le module en flexion de l'éprouvette de 104-RG-600 est plus important que celui de l'éprouvette de 104-FG-290. L'épaisseur plus importante des mèches permet d'obtenir une plus grande rigidité, par augmentation du moment quadratique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

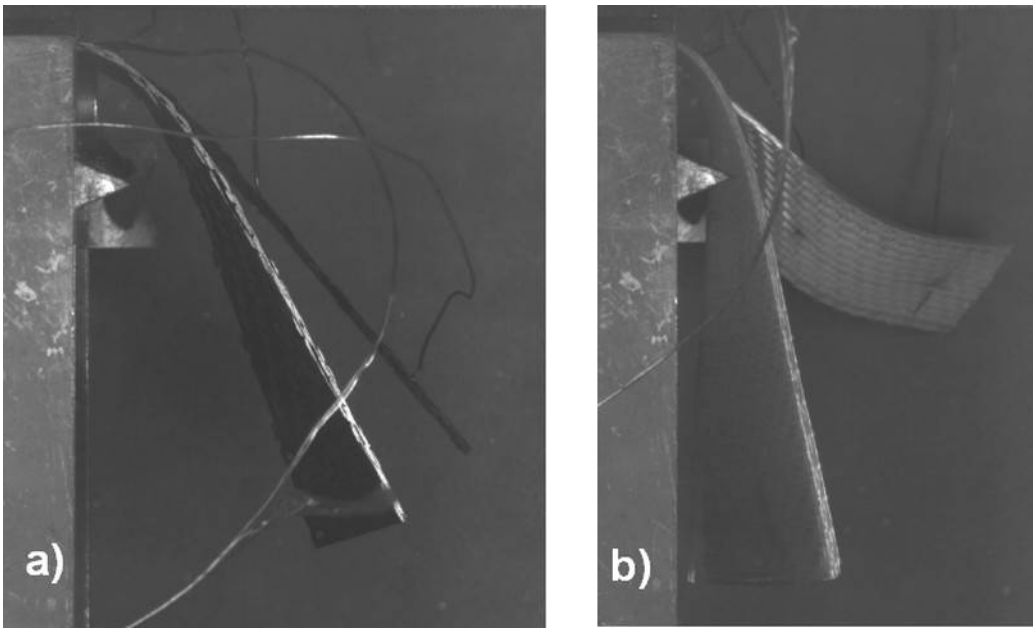


Figure 102: *Comparaison entre deux éprouvettes en flexion à la même température:*
a) éprouvette de 104-RG-600 ; b) éprouvette de 104-FG-290

Pour ce qui est du module en traction, il ne varie pas sensiblement, les sections de l'éprouvette en traction possédant la même surface de fibre et de plastique. Ce module étant beaucoup plus important que les deux autres, sa variation n'a pas de réelle influence sur la simulation.

Afin de garder les caractéristiques du stratifié lorsque la matrice est solide il est possible de garder le même grammage et la même fibre mais de choisir une armure qui se déforme plus facilement. Plus un fil est laissé libre, plus le tissu pourra aisément se cisailler pour se mettre en forme. C'est pourquoi un satin de 5 se cisaillera avec moins d'effort qu'une toile. Cependant si le tissu se déforme trop facilement, il peut faire apparaître des plis facilement, ou des espacements entre deux fils sur des formes trop pointues.

En estampant un flan de 207-C200(4) placé à 0° avec des pinces à 45° (voir ***Figure 103***), ou quatre plis de ce même tissu sec (sergé 2/2, de 200 g/m²) sans pinces (voir ***Figure 104***), sur une forme hémisphérique, on obtient une forme finale sans plis intérieurs. Il est donc important de considérer l'ensemble tissu et matrice ensemble à leur température de mise forme afin d'obtenir des simulations réalistes.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Figure 103: *Hémisphère en 207-C200(4)*

Figure 104: *Hémisphère réalisé avec des tissus secs*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

5 Simulation à l'échelle macroscopique de stratifiés pré-consolidés

Les simulations ont été réalisées sur le logiciel Plasfib, développé par le LaMCoS de l'INSA de Lyon. Ces simulations sont comparées aux hémisphères estampés chez COGIT Composites, dont l'angle de cisaillement est mesuré de façon optique à partir de photographies.

Différents hémisphères ont été estampés avec des matières différentes, principalement à partir de plaques de 104-FG-29 et de 102-RG-600. Les tissus ont été placés à 0° et 45° afin d'observer les effets de l'orientation du textile. Des pinces ont été réalisées hors zone utile de la pièce afin de libérer le textile et permettre de former des hémisphères sans plis à l'intérieur du dôme. Ces pinces ont été placées à différents endroits afin de comprendre leur influence.

5.1 Mesure des angles de cisaillement

Les angles de cisaillement sont mesurés par le logiciel Image J à partir de photos prises à l'intérieur de l'hémisphère dans la zone la plus cisaillée. Il est possible de réaliser des mesures de cisaillement en différents points de l'hémisphère. Cependant pour des questions de rapidité, il sera vérifié qu'on obtient bien une croix sur l'hémisphère représentant les fils de chaînes et trames non-cisaillés les uns par rapport aux autres et des zones fortement cisaillées entre les branches de la croix, dont le maximum se trouve sur le bord de l'hémisphère (voir ***Figure 105***).

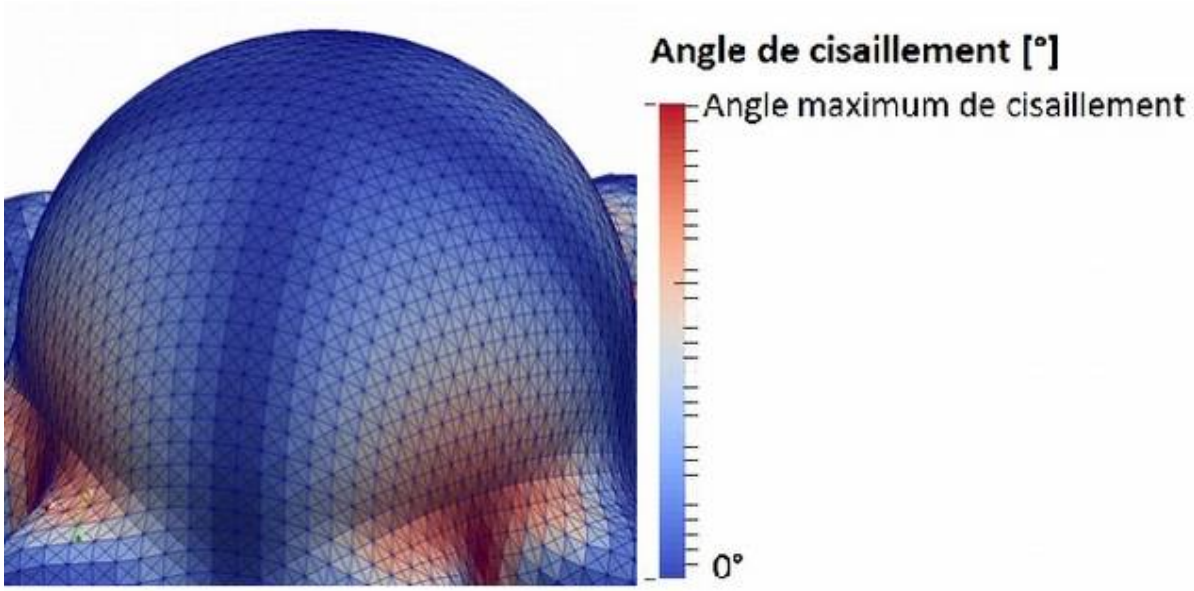


Figure 105: *Répartition des zones de cisaillement sur un hémisphère*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

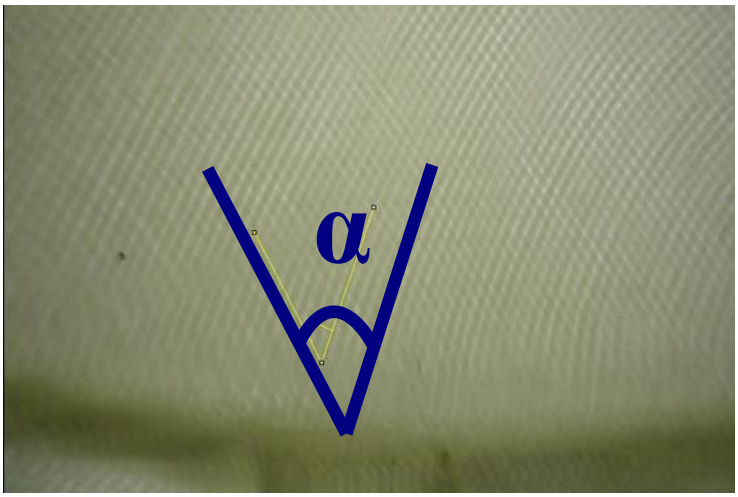


Figure 106: *Mesure de l'angle de cisaillement avec le logiciel Image J*

La croix de non-cisaillement est présente sur l'ensemble des simulations et des expériences. Des mesures d'angles sont prises dans la zone la plus cisaillée afin de chercher le cisaillement maximal (voir ***Figure 106***). Cette méthode est approximative mais permet d'estimer la validité de la simulation.

5.2 Simulation du 104-FG-290

Dans un premier temps les simulations sont réalisées sur les plaques pré-consolidées sans réalisation de pinces.

5.2.1 Tissu placé à 0°

La simulation et l'expérimental se ressemblent au niveau des formes externes et du cisaillement à l'intérieur du dôme compris entre 54° et 56° pour l'expérimental et de 55.1° pour la simulation, l'angle maximum de 58° se situe en dehors de l'hémisphère (voir ***Figure 107***).

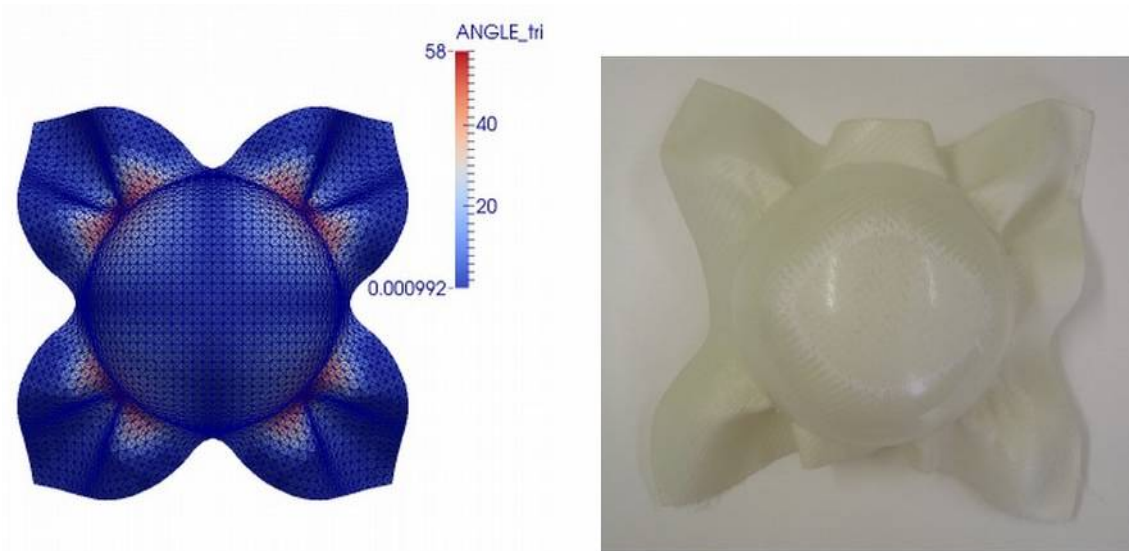


Figure 107: *Simulation et expérience vues du dessus*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Les plis sont cependant inversés au niveau de la direction, lors de la simulation ils sont formés sous un effet de flambement, où la légère direction du départ donne le sens du plis. En retirant la gravité de la simulation cela amplifie le caractère aléatoire du sens du pli, de plus les lames de ressorts qui maintiennent le flan n'ont pas été prises en compte lors de la simulation.

5.2.2 Tissu placé à 45°

La simulation et l'expérimental correspondent au niveau des formes externes et du cisaillement interne compris entre 50° et 52° pour l'expérimental et de 51.1° pour la simulation (voir ***Figure 108***).

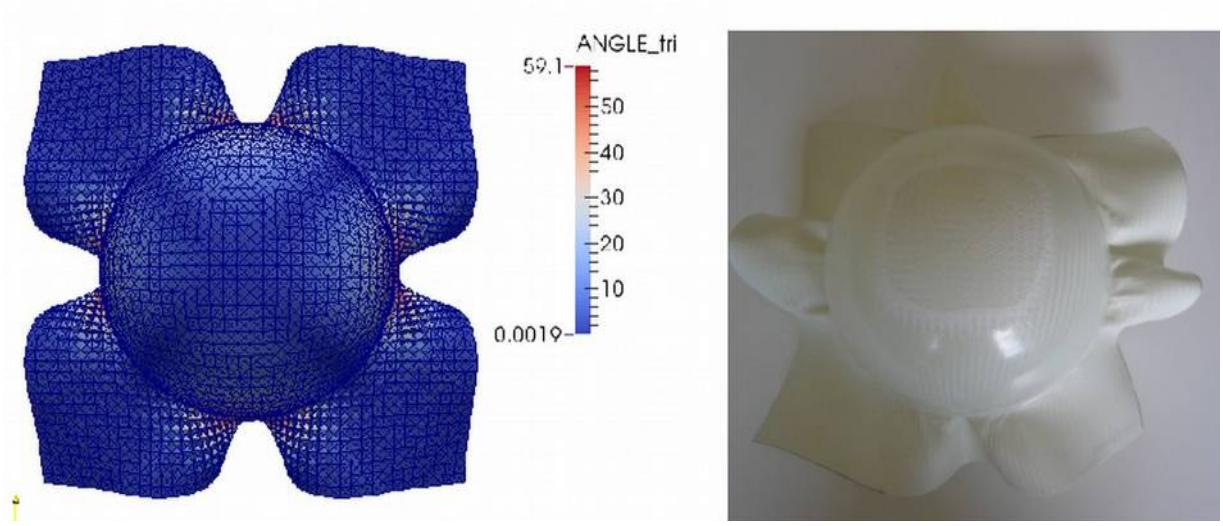


Figure 108: *Simulation et expérience vues du dessus*

Sur le modèle expérimental, la moitié des plis est dans le même sens que la simulation et l'autre moitié se trouve dans le sens opposé. La concordance de forme entre la simulation et l'expérimental est plus remarquable, lorsque les prises de vues sont faites par le dessous de l'hémisphère (voir ***Figure 109***).

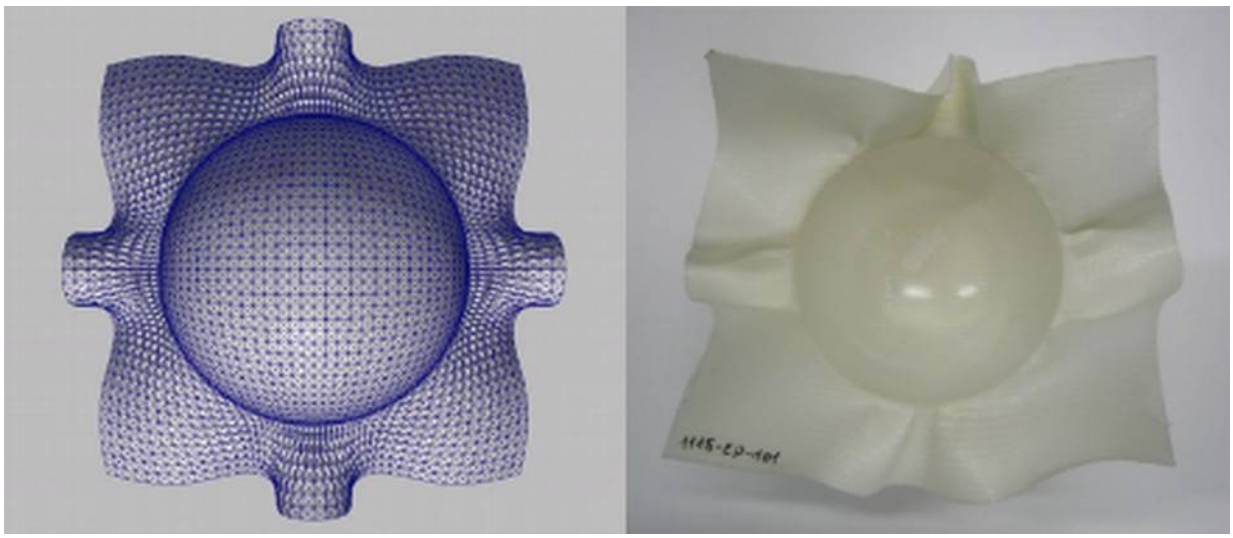


Figure 109: *Simulation et expérience vues de dessous*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Cependant certains petits plis peuvent se retrouver sur les bords de l'hémisphère légèrement sur la partie utile (voir ***Figure 110***).

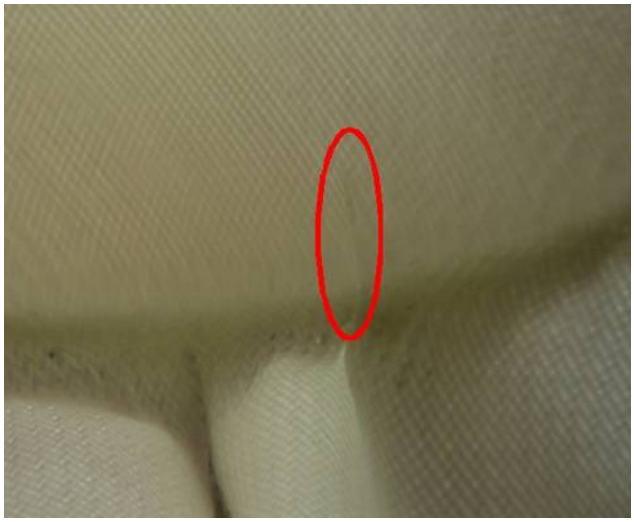


Figure 110: *Légers plis sur les bords de l'hémisphère*

Pour supprimer ces légers plis, des pinces ont été réalisées, qui consistent à couper le flan au préalable de façon à relâcher le textile. Contrairement à ce qui est réalisé habituellement avec des pinces venant dans la partie utile de la pièce, celle-ci resteront en dehors, pour ne pas créer de faiblesses sur la pièce finale. Afin de libérer le textile, les pinces ne sont pas réalisées dans le sens de la fibre mais à 45° de celle-ci et dans les zones les plus cisaillées.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

5.2.3 Tissu placé à 0° avec des pinces à 45°

La simulation et l'expérimental ne semblent pas correspondre au niveau des formes externes à première vue mais correspondent pour le cisaillement interne compris entre 50° et 53° pour l'expérimental et de 51.7° pour la simulation (voir ***Figure 111***).

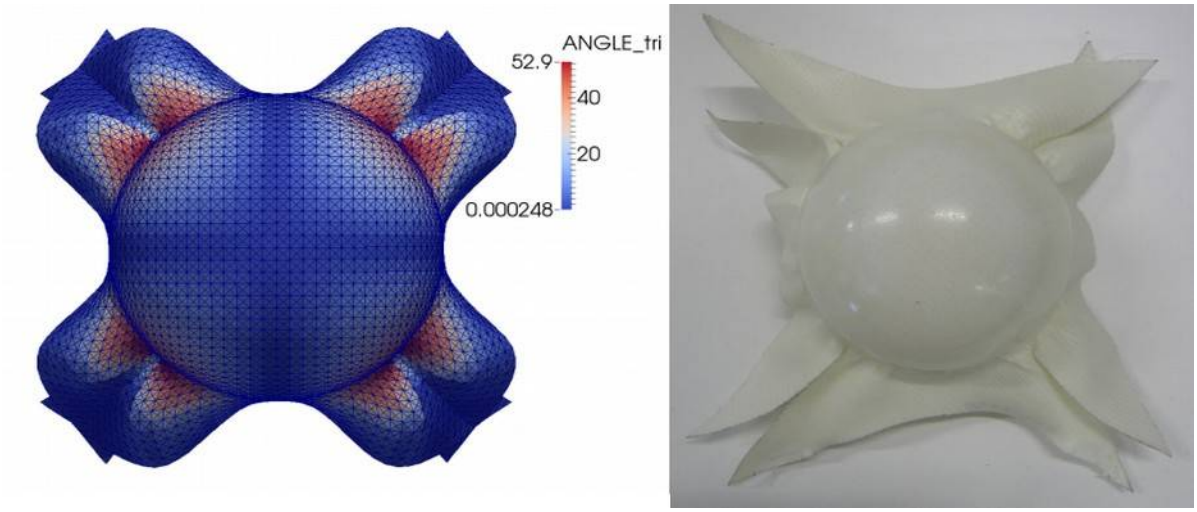


Figure 111: *Simulation et expérience vues du dessus*

Mais en analysant la simulation de façon plus détaillée, les parties hors pièce utile avec les pinces sont courbées au lieu d'être à plat (voir ***Figure 112***). Les pinces ont les zones cisaillées sur la partie proche de l'hémisphère et hors bord des pinces sur la simulation et l'expérimental. Ces pinces permettent de limiter le cisaillement maximal dans la zone utile et sur l'ensemble du textile.

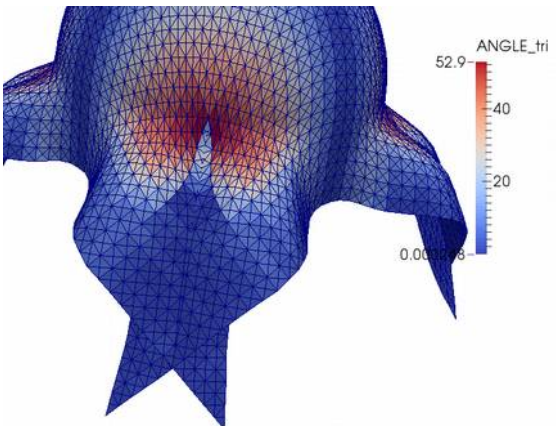


Figure 112: *Zoom sur les pinces*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

5.2.4 Tissu placé à 45° avec des pinces à 0° et 90°

La simulation et l'expérimental ne semblent pas correspondre au niveau des formes externes à première vue mais correspondent pour le cisaillement interne compris entre 50° et 52° pour l'expérimental et de 52.2° pour la simulation (voir ***Figure 113***).

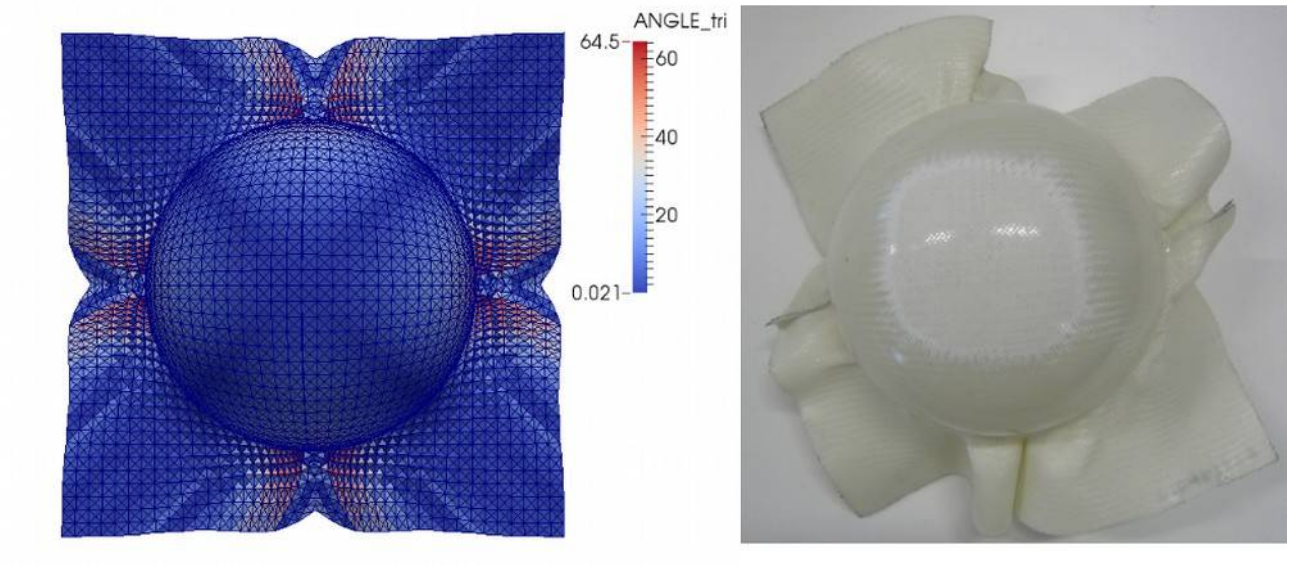


Figure 113: *Simulation et expérience vues du dessus*

Mais en investiguant la simulation de façon plus détaillée, les parties hors pièce utile où se trouvent les pinces, ne considèrent pas de contacts et se traversent mutuellement, empêchant la formation de plis (voir ***Figure 114***). Les pinces ont les zones cisaillées sur la partie proche de la fin de la pince et seulement sur la partie non relâchée de la pince, ce phénomène est visible sur la simulation et l'expérimental. Ces pinces augmentent légèrement le cisaillement maximal dans fin de zone utile mais seulement autour des pinces et réduit faiblement le cisaillement sur le reste du textile.

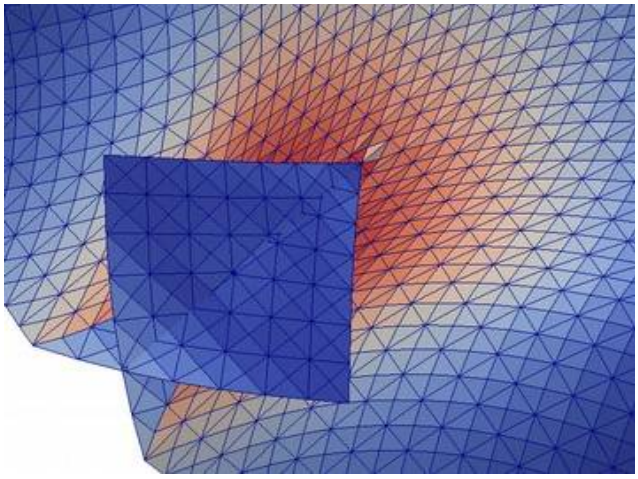


Figure 114: *Zoom sur les pinces*

Ces dernières pinces n'empêchent pas la formation de légers plis à l'intérieur du dôme.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

5.3 Simulation du 102-RG-600

Dans un premier temps les simulations sont réalisées sur les plaques pré-consolidées sans réalisation de pinces.

5.3.1 Tissu placé à 0°

La simulation et l'expérimental se ressemblent au niveau des formes externes et du cisaillement interne compris entre 52° et 54° pour l'expérimental et de 53° pour la simulation (voir ***Figure 115***).

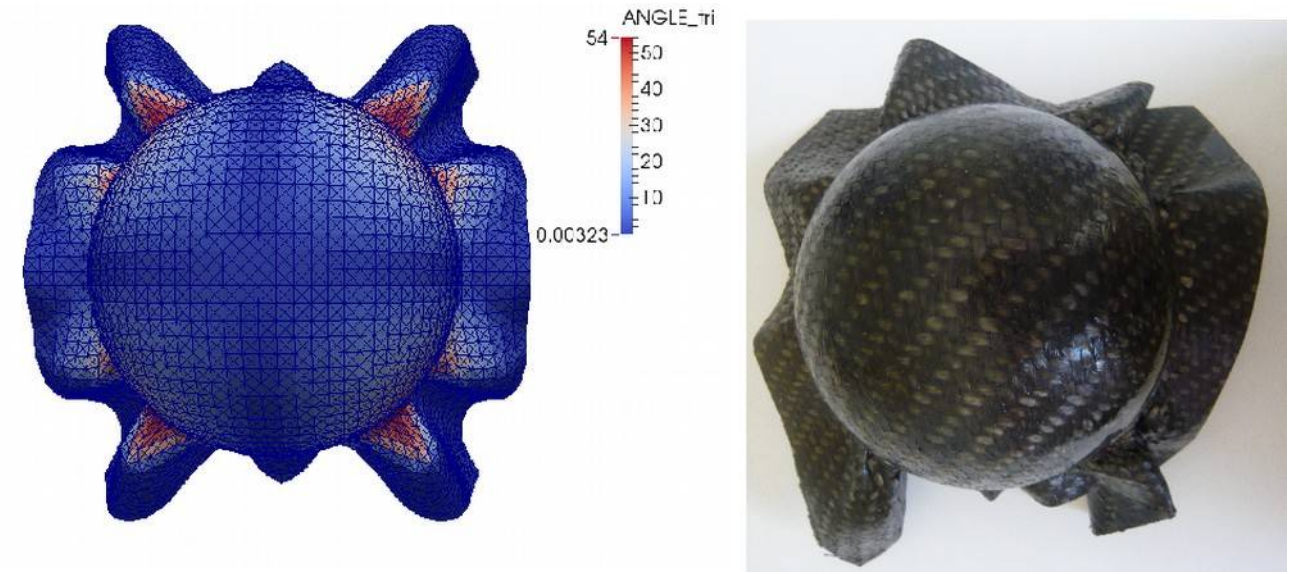


Figure 115: *Simulation et expérience vues du dessus*

La pièce expérimentale possède de très léger plis sur les bords de l'hémisphère (voir ***Figure 116***).

Figure 116: *Légers plis sur les bords de l'hémisphère*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

5.3.2 Tissu placé à 45°

La simulation et l'expérimental correspondent au niveau des formes externes, une partie des plis ont leur direction inversée, le cisaillement interne est compris entre 48° et 50° pour l'expérimental et de 49,7° pour la simulation (voir ***Figure 117***).

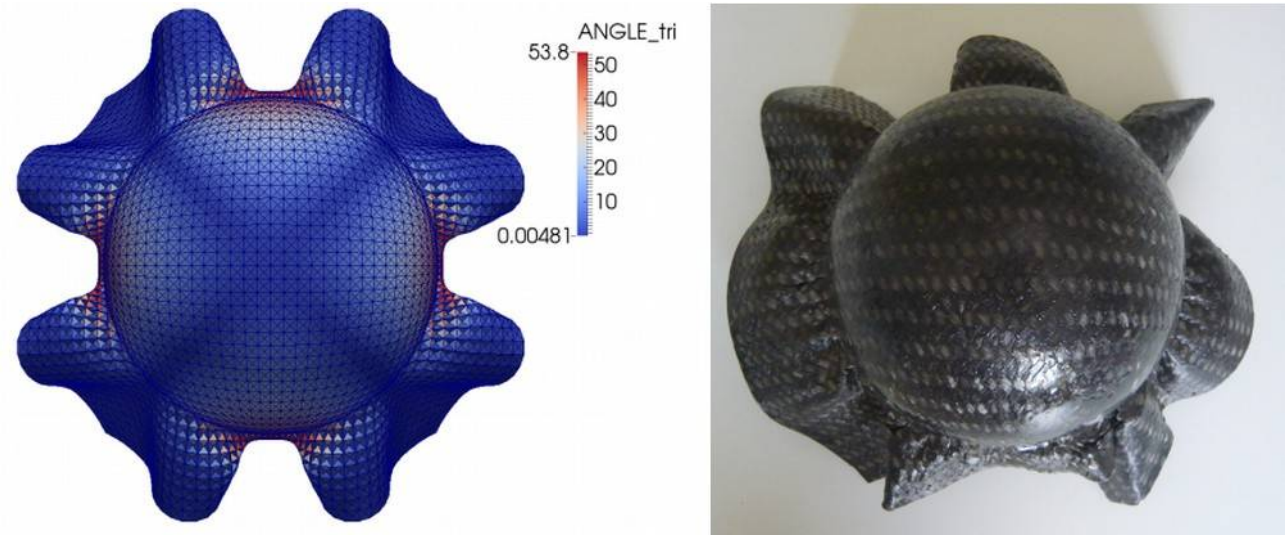


Figure 117: *Simulation et expérience vues du dessus*

A l'intérieur de la pièce expérimentale on peu observer de léger plis à l'intérieur du dôme (voir ***Figure 118***).

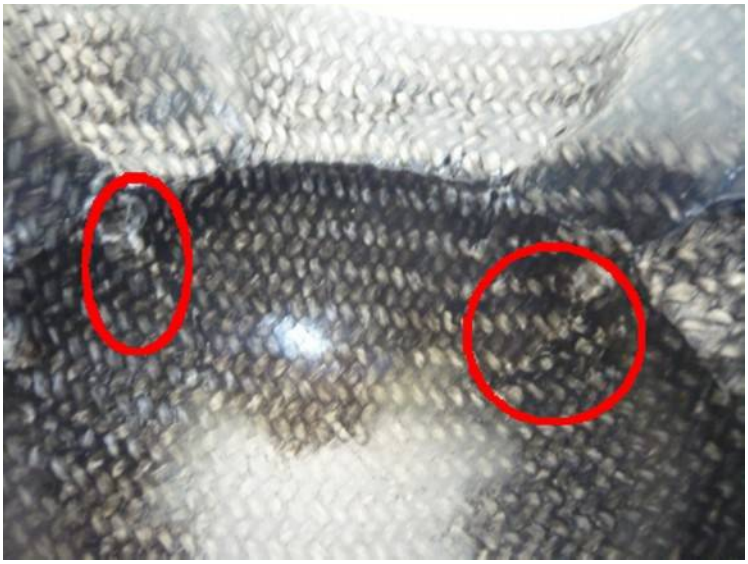


Figure 118: *Légers plis sur les bords de l'hémisphère*

Pour supprimer tout ces plis, il est possible de réaliser des coupes afin de relâcher le textile.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

5.3.3 Tissu placé à 0° avec des pinces à 45°

Afin de supprimer les légers plis qui peuvent apparaître sur les bords de l'hémisphère, des pinces sont réalisées dans la zone cisaillée.

La simulation et l'expérimental correspondent au niveau des formes externes et du cisaillement interne compris entre 53° et 57° pour l'expérimental et de 55.5° pour la simulation (voir ***Figure 119***).

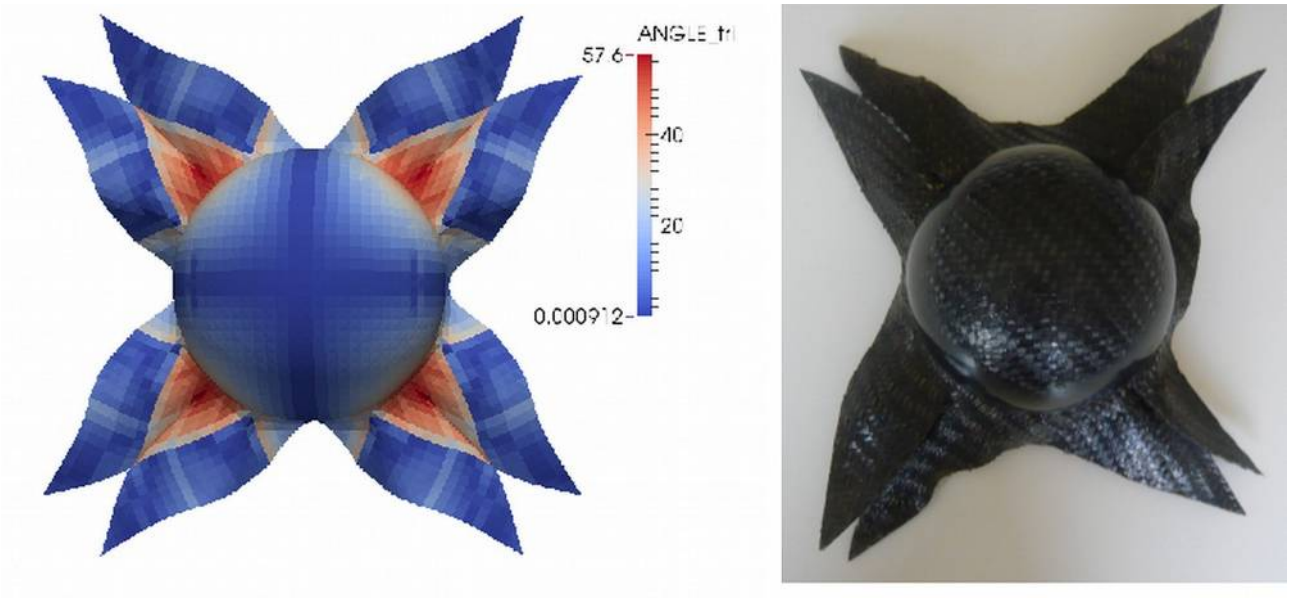


Figure 119: *Simulation et expérience vues du dessus*

Il est à noter que malgré la non présence du contact entre les pinces, elles sont très représentatives de la réalité (voir ***Figure 120***), cela est dû au fait que le contact entre les pinces est faible dans la partie expérimentale.

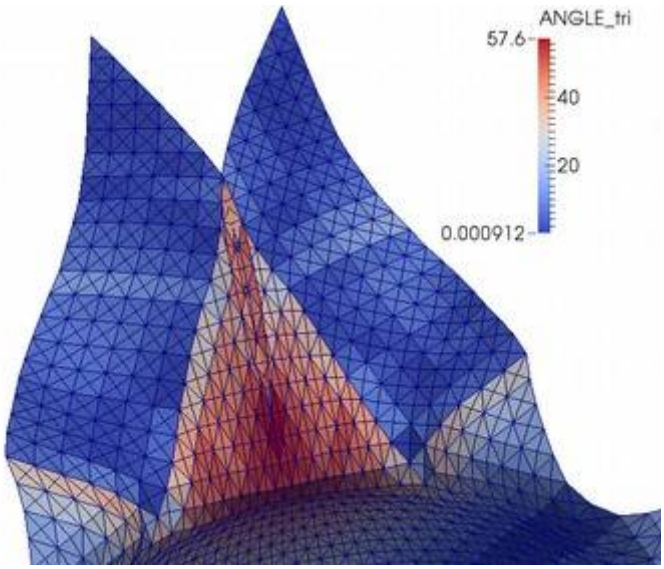


Figure 120: *Zoom sur les pinces*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Ces pinces permettent de relâcher les tissus et supprimer les plis qui pouvaient apparaître précédemment malgré un cisaillement légèrement plus important en fin de pièce. Cependant le cisaillement est plus faible en dehors du bord (47°), les pinces ayant effectivement servies à réduire le cisaillement.

5.3.4 Tissu placé à 45° avec des pinces à 0° et 90°

La simulation et l'expérimental ne correspondent pas parfaitement au niveau des formes externes mais très proche pour le cisaillement interne compris entre 49° et 51° pour l'expérimental et de 50.3° pour la simulation (voir ***Figure 121***).

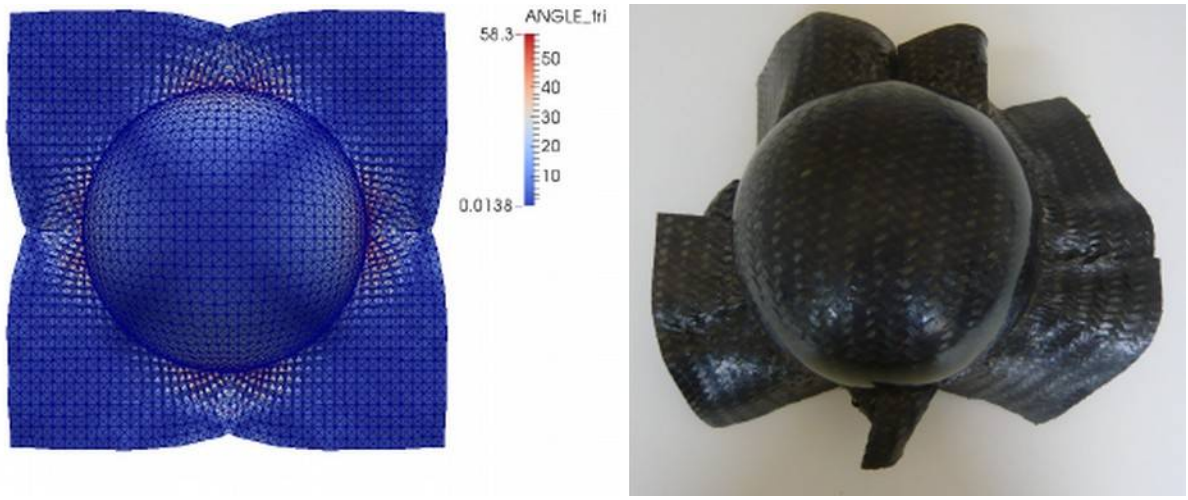


Figure 121: *Simulation et expérience vues du dessus*

La variation entre la simulation et la pièce estampée semble majeure et est expliquée par la non prise en compte du contact entre les pinces provoquant des plis (voir ***Figure 122***).

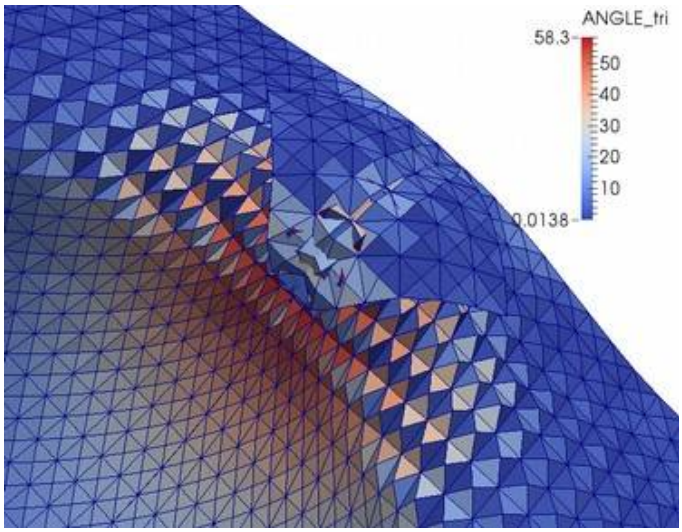


Figure 122: *Zoom sur les pinces*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

5.3.5 Tissu placé à 45° avec des pinces à 45°

Un estampage a été expérimenté avec des pinces à 45° pour estimer l'influence dans le cas ou seul les fils de chaîne ou de trame sont coupés avec les pinces et cela dans une zone non cisaillée sans les pinces.

La simulation et l'expérience ne semblent pas correspondre au niveau des formes externes à première vue mais correspondent pour le cisaillement interne compris entre 45° et 50° pour l'expérimental et de 50.5° pour la simulation (voir ***Figure 123***).

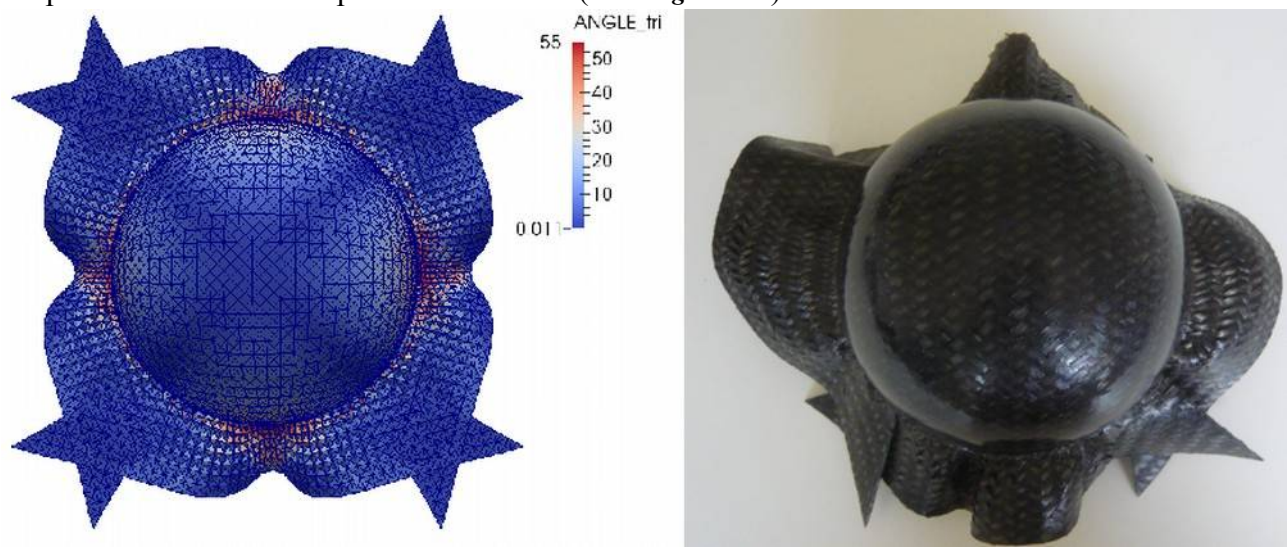


Figure 123: *Simulation et expérience vues du dessus*

En observant la simulation de façon plus détaillée, les parties hors pièce utile, où se trouvent les pinces, ne considèrent pas de contacts et se traversent mutuellement, empêchant la formation de plis (voir ***Figure 124***). Les pinces ne sont pas du tout cisaillées, ce phénomène est visible sur la simulation et l'expérimental.

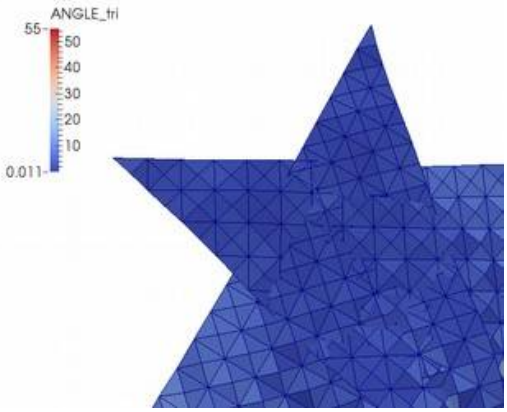


Figure 124: *Zoom sur les pinces*

Comme prédit ces pinces ne semblent pas des plus pertinentes dans des zones non cisaillées, et n'empêchent pas la présence de légers plis aux bords de l'hémisphère (voir ***Figure 125***).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

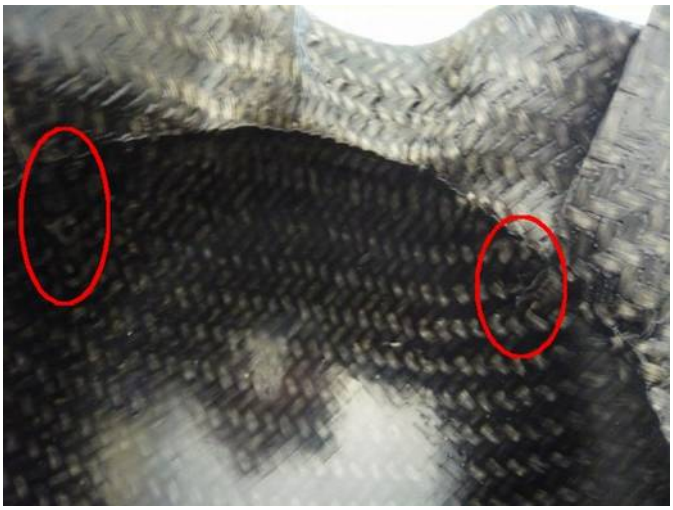


Figure 125: *Légers plis sur les bords de l'hémisphère*

L'angle de cisaillement est presque inchangé après la réalisation de pinces.

5.4 Conclusion

La simulation donne une réelle idée de la pièce finale et de sa faisabilité. L'angle de cisaillement est fidèle à la réalité, surtout dans les parties pressées entre le moule et le contre-moule.

Le but de ces simulations, au-delà de la faisabilité est surtout de donner l'orientation des fibres dans le but de pouvoir calculer les véritables résistances mécaniques de la pièce (voir ***Figure 126***). Les composites sont souvent considérés comme des matériaux orthotropes, ce qui est vrai à plat mais très différent une fois mis en forme. Il est possible de réaliser de la rétro-ingénierie afin d'orienter au mieux le flan de façon à placer les fibres dans le sens des efforts. Il est possible de transposer cela aux calculs de thermique [LAM 2004], dynamique rapide… Pour obtenir des résultats encore plus proches de la réalité, il faudrait prendre en compte le moyen de préhension du flan même si cette période est courte et que occasionnellement des fils restent coincés dans les pinces métalliques.

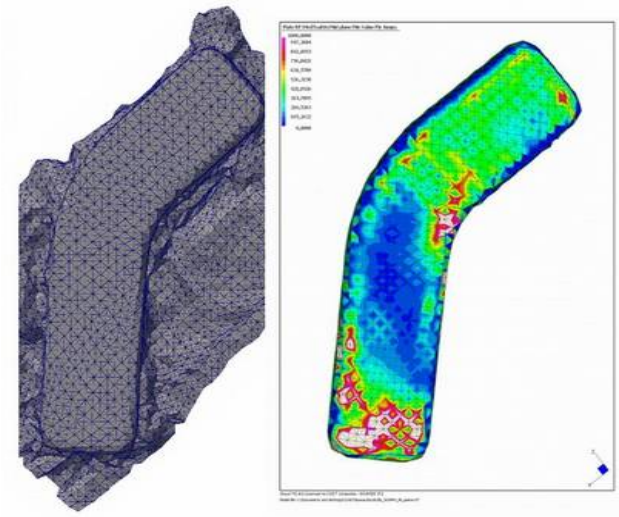


Figure 126: *Calcul mécanique d'une pièce après déformation*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

6 Fils de chaîne et trame non-orthogonaux initialement

On observe par des mesures optiques que la largeur de l'éprouvette dans la zone en cisaillement pur à la fin du test est loin d'être ce qu'elle devrait être en théorie. Des expérimentations ont été menées afin de déterminer l'origine de cet écart et de recalculer la véritable valeur de l'angle et du couple de cisaillement.

6.1 Théorie

Dans un premier temps il est important de reprendre le calcul théorique afin de déterminer l'angle de cisaillement γ en fonction de grandeurs physiques.

6.1.1 Bias-extension test en fonction des longueurs de fil

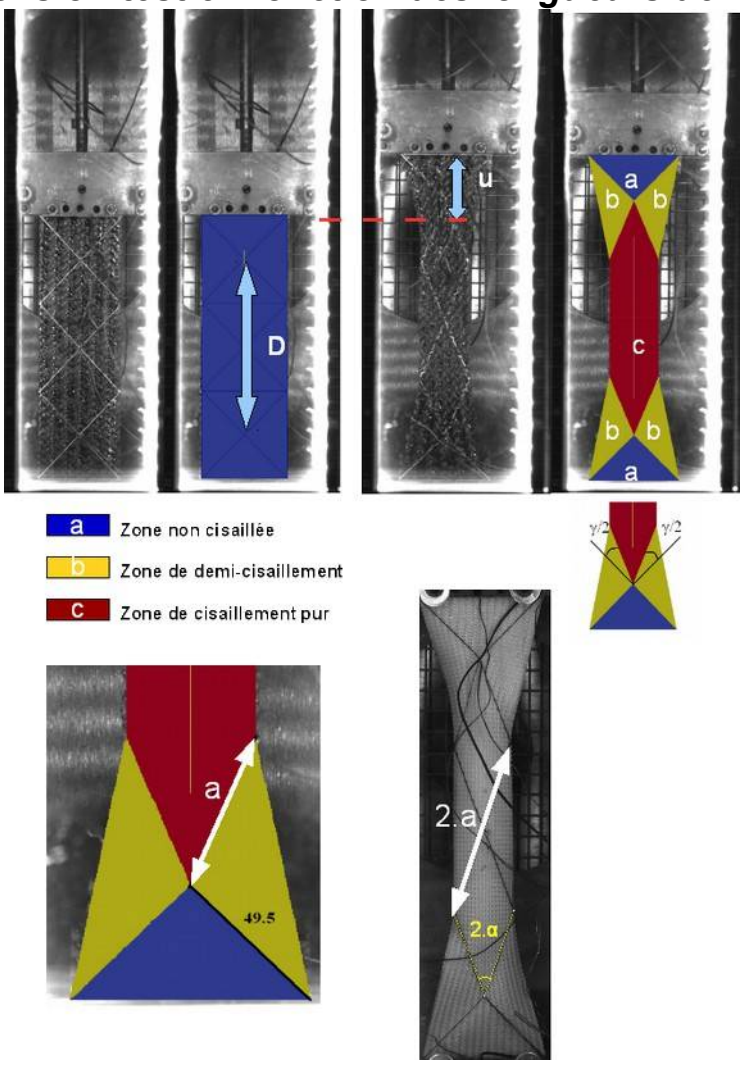


Figure 127: *Schéma du bias-extension test*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

On remarque (voir ***Figure 127***) que $\boxed{\alpha = 45° - \frac{\gamma}{2}}$ (50).

En calculant l'angle de cisaillement en fonction de la longueur des fils, on obtient de façon géométrique $\boxed{\gamma = 90° - 2 \cdot acos\left(\frac{D+u}{4 \cdot a}\right)}$ (51), si l'on considère que l'angle de cisaillement est similaire sur l'ensemble de la zone en cisaillement pur.

6.1.2 Non allongement des fibres:

On considère habituellement un non-allongement des fibres lors de la réalisation du bias-extension test. Pour une éprouvette dont la partie utile mesure 210x70mm.

On a alors $a \approx 49{,}5\,mm$ $\left(a = \sqrt{2 \cdot \left(\frac{70}{2}\right)^2}\right)$.

Au vu des efforts exercés lors du test (maximum 20 Newtons) et du module d'Young de la fibre de verre (69 GPa), l'allongement des fibres par les efforts paraît négligeable.

L'allongement des fibres par dilatation thermique peut être considéré (9×10^{-6} /K). Afin d'en prendre compte, on peut mesurer la longueur, en tarant la largeur dans les mors en température comme étant de 70mm. En ramenant tout par rapport à la température initiale, cet allongement est aux alentours de 0,1mm dans le cas d'une augmentation de température de 200°C d'un fil de 50mm. L'allongement des fibres ne semble pas pertinent de façon mécanique ou thermique.

6.2 Variation entre l'expérience et la théorie

On remarque une différence significative entre l'angle de cisaillement théorique et l'angle de cisaillement mesuré de façon expérimentale. De façon expérimentale, l'angle de cisaillement varie entre 45 et 65° pour un angle théorique de 60°. Cette variation se retrouve aussi pour des angles inférieurs à 45° de façon théorique.

6.2.1 Allongement des fibres

Afin de mesurer si l'écart constaté est dû à un allongement des fibres par l'embuvage ou une mise en tension des fibres qui pourraient être ondulantes dans le plan de la plaque. Ce phénomène d' ondulation est visible lors de la consolidation de plaques d'UD si ces derniers ne sont pas maintenus (voir ***Figure 128***).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

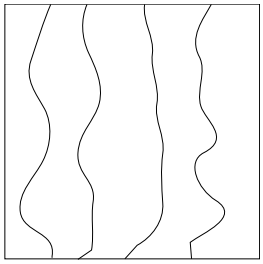


Figure 128: *Fibres ondulantes dans le plan*

En regardant plus précisément les photos prises lors du test on remarque que la longueur a n'est pas égale à 49,5mm mais peut atteindre 49,7mm.

On remarque cependant que les zones non cisaillées ne sont pas affectées par ce phénomène et que les longueurs du triangle restent toujours 49,5mm; 49,5mm; 70mm.

Cet allongement est supérieur à l'extension classique dû à l'embuvage. Ce phénomène se retrouve principalement avec les tissus possédant des mèches larges. Une explication est que la matrice et sa viscosité importante peuvent légèrement faire onduler les mèches dans le plan de la plaque lors de sa consolidation.

Cependant, cet allongement reste faible et n'explique pas complètement la variation d'angle de cisaillement trouvée.

6.2.2 Orthogonalité des fils de chaîne et trame

En regardant une plaque pré-consolidée de composites à matrice thermoplastique en se plaçant de façon perpendiculaire au plan observé (voir ***Figure 129***).

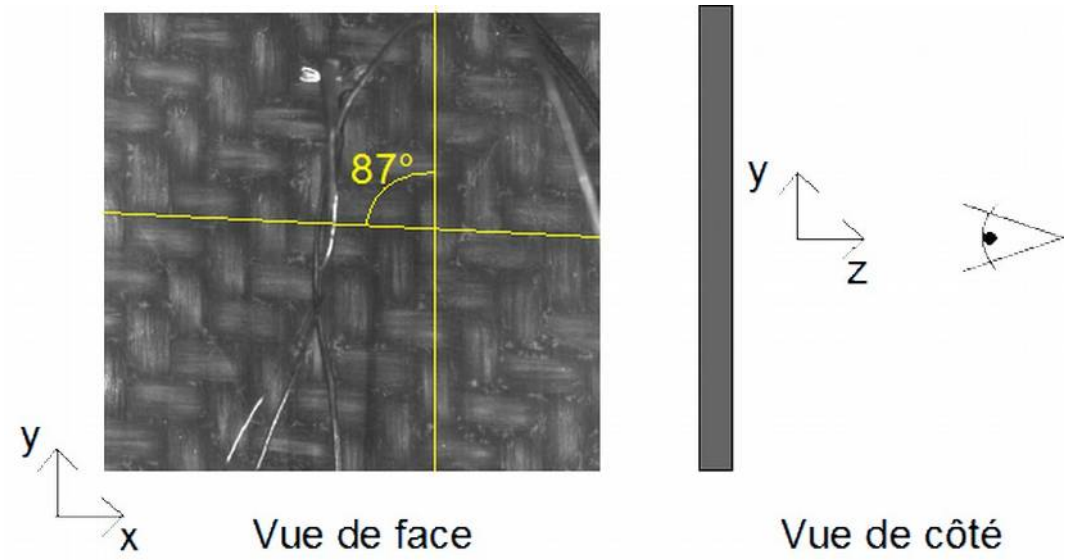


Figure 129: *Exemple de mesure d'angle entre les fils de chaîne et trame*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

On remarque que les fils de chaîne et les fils de trame ne sont pas forcément orthogonaux. Il est possible que durant le procédé d'imprégnation du tissu ou lors de sa mise en place, celui-ci soit cisaillé, entraînant une légère variation de l'angle entre la trame et la chaîne. Dans ce cas, il apparaît que les produits utilisés pour les éprouvettes de bias-extension test peuvent avoir des fils de chaîne et trame non orthogonaux ce qui entraîne une mesure faussée du module de cisaillement.

Il faut recalculer l'angle de cisaillement et son couple, en fonction des angles initiaux de l'éprouvette et mesurer l'importance de cette non-orthogonalité dans les résultats.

6.3 Fils de chaîne et de trame non orthogonaux

6.3.1 Bias-extension test théorique

On observe que certaines plaques pré-consolidées de composites à matrice thermoplastique n'ont pas leurs fils de chaîne et de trame orthogonaux. Cela se retrouve principalement dans le cas de tissus possédant des mèches larges. Le bias-extension test pourrait être généralisé en calculant théoriquement le comportement de n'importe quel tissu, à condition qu'aucun fil ne soit dans les deux mors de l'éprouvette (supérieur et inférieur).

Il faut alors connaître les différents cisaillements appliqués dans les différentes surfaces de l'éprouvette, de façon à calculer le travail des efforts extérieurs appliqués au VER de surface initiale S_u et S_γ la surface cisaillée.

On a alors : $\frac{d(W_{ext})}{dt} = \dot{W}_{ext} = \sum_{i=1}^{n} S_{\gamma_i} \cdot C(\gamma_i) \cdot \dot{\gamma}_i$ (52) dans le cas d'un couple surfacique

et $\frac{d(W_{ext})}{dt} = \dot{W}_{ext} = \sum_{i=1}^{n} \frac{S_{\gamma_i}}{S_u} \cdot C(\gamma_i) \cdot \dot{\gamma}_i$ (53) dans le cas du couple rattaché au VER.

On obtient: $C_4(\gamma_4) = \frac{F \cdot \dot{L} \cdot S_u}{\dot{\gamma}_4 \cdot S_4} - \frac{C_2(\gamma_2) \cdot \dot{\gamma}_2 \cdot S_2}{\dot{\gamma}_4 \cdot S_4} - \frac{C_3(\gamma_3) \cdot \dot{\gamma}_3 \cdot S_3}{\dot{\gamma}_4 \cdot S_4}$ (54).

Où C_2, C_3 et C_4 les couples de cisaillement des zones respectives A_2, A_3 et A_4.

De façon plus générale, les résultats de ce chapitre pourrait aussi être utilisés pour des textiles qui sortent de l'ordinaire: NCF à 0/45°, tissu avec des fils de chaîne et trame non orthogonaux...

Ces textiles doivent cependant posséder une liaison entre les différentes couches ou fils.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

6.3.2 Hypothèses

Il faut cependant considérer les hypothèses suivantes (voir ***Figure 130***):

- Dans un premier temps on supposera un non-allongement des fibres (**E'** et **F'** constants)..
- On suppose un non glissement des fibres pour des angles inférieurs à 45°.
- On suppose l'existence de 4 zones différentes de cisaillement:
  - 2 zones non cisaillées A_1.
  - 1 zone en cisaillement pur A_4.
  - 2 x 2 zones en partie cisaillées A_2 et A_3.
- Les angles des fibres β_0 et σ_0 à la base de l'éprouvette (où σ_0 est l'angle le plus important) ont été mesurés et les dimensions de l'éprouvette $\mathbf{L_0}$ et $\boldsymbol{\ell}$ sont connues de façon précises (où $\mathbf{L_0}$ est la Longueur initiale de l'éprouvette) et l'on mesure le déplacement de la traverse $L-L_0$.
- L'ensemble des efforts exercés sur l'éprouvette sont convertis en cisaillement.
- Pour conserver les zones de cisaillement il faut respecter : $l\cdot\tan(\beta_0)+l\cdot\tan(\sigma_0)\leqslant L$.
- A l'origine l'angle entre les fils de chaîne et trame est le même sur l'ensemble de l'éprouvette.
- Le cisaillement est nul à l'origine.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

6.3.3 Schéma

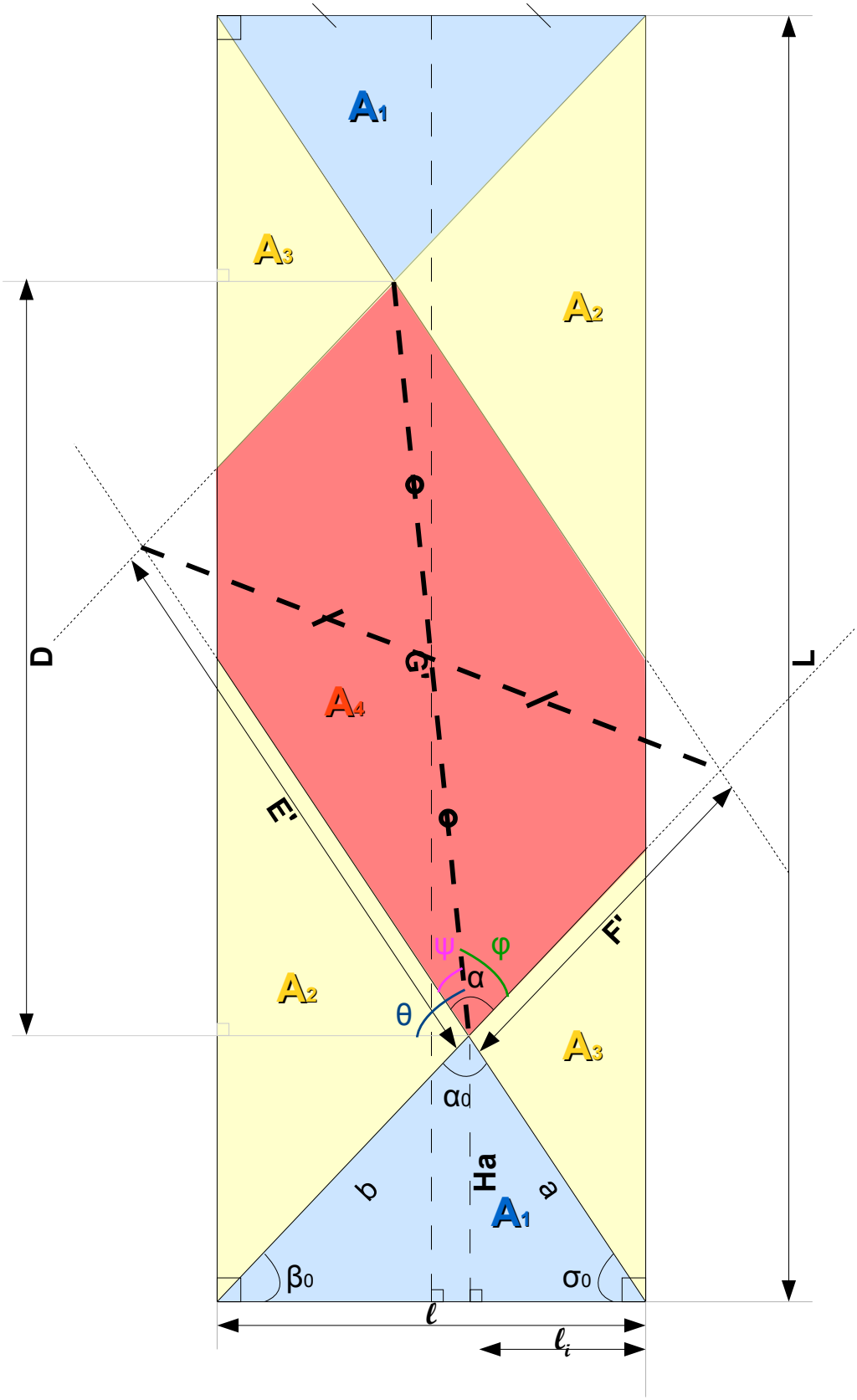


Figure 130: *Schéma de principe d'une éprouvette avec fils de chaîne et trame non orthogonaux*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

6.3.4 Calcul théorique des angles de cisaillement

On cherche à mesurer l'angle de cisaillement γ_4 dans la zone en cisaillement pur A_4 avec $\alpha(L)$ l'angle entre les fils de chaîne et trame de cette zone.

Où:

$$\boxed{\gamma_4=\alpha_0-\alpha} \quad (55).$$

Avec:

$$\alpha(L)=\phi(L)+\psi(L) \quad (56).$$

A l'origine, on a:

$$\alpha(0)=\alpha_0=180°-(\beta_0+\sigma_0) \quad (57).$$

D'après le théorème d'Al-Kashi, on a tout au long du test dans le tringle de longueurs E',G',F' :

$$\Psi(L)=\arccos\left(\frac{E'^2+G'(L)^2-F'^2}{2\cdot E'\cdot G'(L)}\right) \quad (58) \text{ et}$$

$$\phi(L)=\arccos\left(\frac{F'^2+G'(L)^2-E'^2}{2\cdot F'\cdot G'(L)}\right) \quad (59).$$

D'après la loi des sinus dans le triangle de longueurs L_0, F'+b, E'+a, on a:

$$\frac{L_0}{\sin(\sigma_0+\beta_0)}=\frac{F'+b}{\cos(\sigma_0)}=\frac{E'+a}{\cos(\beta_0)} \quad (60).$$

Avec:

$$a=\frac{l_i}{\cos(\sigma_0)} \quad (61),$$

$$b=\frac{(l-l_i)}{\cos(\beta_0)} \quad (62) \text{ et}$$

$$l_i=\frac{l\cdot\tan(\beta_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)} \quad (63).$$

Tout au long du test, on a:

$$D(L)=L-2\cdot Ha \quad (64).$$

D' où:

$$Ha=l_i\cdot\tan(\sigma_0) \quad (65).$$

On peut alors calculer l'évolution de G' en fonction du déplacement de la traverse ($L-L_0$ qui se

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

retrouve dans l'équation (64)):

$$G'(L)=\sqrt{D^2+\left(l-2\cdot l_i\right)^2} \quad (66).$$

En reprenant les différentes équations précédentes, on obtient:

$$\boxed{E'=\frac{L_0\cdot\cos(\beta_0)}{\sin(\sigma_0+\beta_0)}-\frac{l}{\cos(\sigma_0)}\cdot\left(\frac{\tan(\beta_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}\right)}$$ (67) à partir de (60), (61) et (63).

$$\boxed{F'=\frac{L_0\cdot\cos(\sigma_0)}{\sin(\sigma_0+\beta_0)}-\frac{l}{\cos(\beta_0)}\cdot\left(\frac{\tan(\sigma_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}\right)}$$ (68) à partir de (60), (62) et (63).

$$\boxed{G'(L)=\sqrt{\left[L-2\cdot\left(\frac{l\cdot\tan(\beta_0)\cdot\tan(\sigma_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}\right)\right]^2+\left[l\cdot\left(\frac{\tan(\sigma_0)-\tan(\beta_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}\right)\right]^2}}$$ (69) avec (63), (64), (65) et (66).

$$\alpha(L)=\arccos\left(\frac{E'^2+G'(L)^2-F'^2}{2\cdot E'\cdot G'(L)}\right)+\arccos\left(\frac{F'^2+G'(L)^2-E'^2}{2\cdot F'\cdot G'(L)}\right)$$ (70) à partir de (56), (58) et (59).

D'où $\boxed{\gamma_4(L)=180°-(\beta_0+\sigma_0)-\arccos\left(\frac{E'^2+G'(L)^2-F'^2}{2\cdot E'\cdot G'(L)}\right)-\arccos\left(\frac{F'^2+G'(L)^2-E'^2}{2\cdot F'\cdot G'(L)}\right)}$ (71) à partir de (55),(57) et (70).

En remplaçant E' (67), F' (68) et G' (69) dans l'équation (70), on obtient le cisaillement γ_4 (71)en fonction des différents paramètres mesurés et mesurables.

Soit γ_2 l'angle de cisaillement dans la zone A_2 et γ_3 l'angle de cisaillement dans la zone A_3. Soit α_{20} l'angle chaîne/trame initial dans la zone A_2 et α_{30} l'angle chaîne/trame initial dans la zone A_3.

On a:

$$\boxed{\alpha_{20}=\alpha_{30}=\beta_0+\sigma_0} \quad (72).$$

D'où: $\boxed{\gamma_2(L)=-\sigma_0+\theta(L)-\psi(L)}$ (73) et

$$\boxed{\gamma_3(L)=180°-\beta_0-\theta(L)-\phi(L)} \quad (74).$$

Avec : $$\theta(L)=\arctan\left(\frac{D(L)}{l-2\cdot l_i}\right) \quad (75).$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

En utilisant (63), (64) et (65) dans (75), on obtient:

$$\boxed{\theta(L)=\arctan\left(\frac{L-\frac{2\cdot l\cdot\tan(\beta_0)\cdot\tan(\sigma_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}}{l\cdot\left(\frac{\tan(\sigma_0)-\tan(\beta_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}\right)}\right)} \quad (76).$$

En remplaçant ψ (58), φ (59) et θ (76) dans les équations (73) et (74), on obtient:

$$\boxed{\gamma_2(L)=-\sigma_0+\arctan\left(\frac{L-\frac{2\cdot l\cdot\tan(\beta_0)\cdot\tan(\sigma_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}}{l\cdot\left(\frac{\tan(\sigma_0)-\tan(\beta_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}\right)}\right)-\arccos\left(\frac{E'^2+G'(L)^2-F'^2}{2\cdot E'\cdot G'(L)}\right)} \quad (77).$$

$$\boxed{\gamma_3(L)=180°-\beta_0-\arctan\left(\frac{L-\frac{2\cdot l\cdot\tan(\beta_0)\cdot\tan(\sigma_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}}{l\cdot\left(\frac{\tan(\sigma_0)-\tan(\beta_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}\right)}\right)-\arccos\left(\frac{F'^2+G'(L)^2-E'^2}{2\cdot F'\cdot G'(L)}\right)} \quad (78).$$

En remplaçant E' (67), F' (68) et G' (69) dans les équations (77) et (78), on obtient le cisaillement γ_2 et γ_3 en fonction des différents paramètres mesurés et mesurables.

6.3.5 Calcul théorique des surfaces cisaillées à l'origine

Soit S_1 la surface initiale associée aux zones A_1, S_2 la surface initiale associée aux zones A_2, S_3 la surface initiale associée aux zones A_3 et S_4 la surface initiale associée à la zone A_4 et S la surface totale de l'éprouvette à l'origine.

On a alors:

$$\boxed{S=L_0\cdot l} \quad (79),$$

$$S_1=l\cdot Ha \quad (80).$$

En utilisant les équations (63) et (65) dans la formule (80), on obtient:

$$\boxed{S_1=\frac{l^2\cdot\tan(\beta_0)\cdot\tan(\sigma_0)}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}} \quad (81).$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

De même on a:

$$\boxed{S_2=\frac{(l\cdot\tan(\sigma_0))^2}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}} \quad (82) \text{ et}$$

$$\boxed{S_3=\frac{(l\cdot\tan(\beta_0))^2}{\tan(\beta_0)+\tan(\sigma_0)}} \quad (83).$$

La dernière surface est calculée par soustraction des surface précédentes, à la surface totale de l'éprouvette:

$$\boxed{S_4=S-(S_1+S_2+S_3)} \quad (84).$$

En considérant que le couple de cisaillement ne dépend que du cisaillement et non de la zone de l'éprouvette la formule (54) devient:

$$\boxed{C(\gamma_4)=\frac{F\cdot\dot{L}\cdot S_u}{\dot{\gamma}_4\cdot S_4}-\frac{C(\gamma_2)\cdot\dot{\gamma}_2\cdot S_2}{\dot{\gamma}_4\cdot S_4}-\frac{C(\gamma_3)\cdot\dot{\gamma}_3\cdot S_3}{\dot{\gamma}_4\cdot S_4}} \quad (85).$$

Il suffit d'initialiser la suite, en considérant soit que $C(\gamma_2)\approx 0$ et $C(\gamma_3)\approx 0$ ou que $C(\gamma_2)\approx\frac{C(\gamma_4)\cdot\gamma_2}{\gamma_4}$ et $C(\gamma_3)\approx\frac{C(\gamma_4)\cdot\gamma_3}{\gamma_4}$, pour les premiers pas de temps. Plus le pas de temps est faible, plus la suite convergera vers le bon résultat.

Si les fils de chaîne et de trame sont orthogonaux et les angles β_0 et σ_0 à 45° ont obtient la même formule que précédemment (37) c'est à dire :

$$C(\gamma_4)=\frac{F\cdot\dot{L}\cdot S_u}{\dot{\gamma}_4\cdot S_4}-\frac{C(\gamma_2)\cdot(S_2+S_3)}{2\cdot S_4} \quad (86).$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

6.3.6 Comparaison des différents calculs à la théorie

En prenant un exemple où les fils de chaîne et trame non orthogonaux (voir ***Figure 131***), on applique la nouvelle méthode. En jaune on observe l'angle de cisaillement visible si l'on considère les fils de chaîne et de trame orthogonaux pour un cisaillement nul et en rouge la courbe théorique associée. Si l'on considère que ces fils ne sont pas orthogonaux et que le cisaillement est nul au début du test, on obtient la courbe bleue en pratique et la courbe verte en théorique.

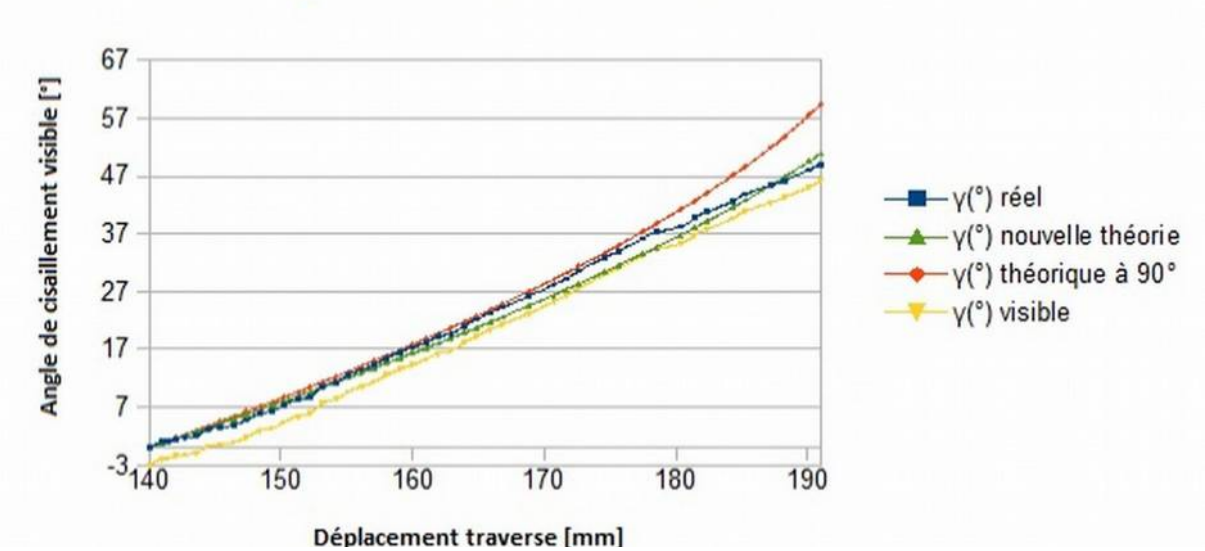


Figure 131: *Exemple de calcul de l'angle entre les fils de chaîne et trame*

Cela se vérifie en reprenant trois essais de bias-extension test fait dans les mêmes conditions dont un des essais semble différent des autres (voir ***Figure 132***).

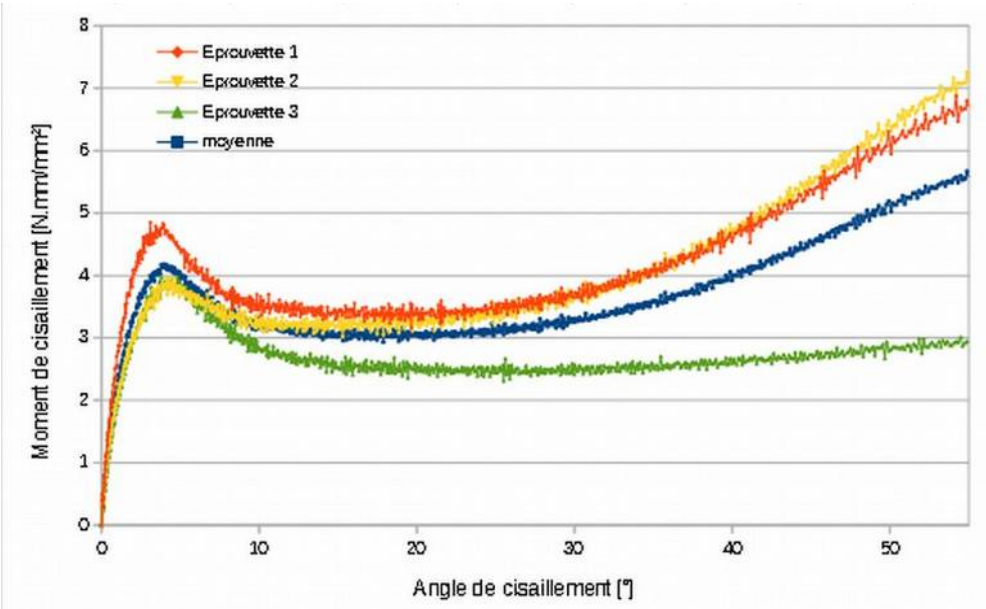


Figure 132: *Couples de cisaillement pour les mêmes paramètres*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

En mesurant les différents angles des tests par méthode optique (voir ***Figure 133***), on peut expliquer les différence des couples de cisaillement.

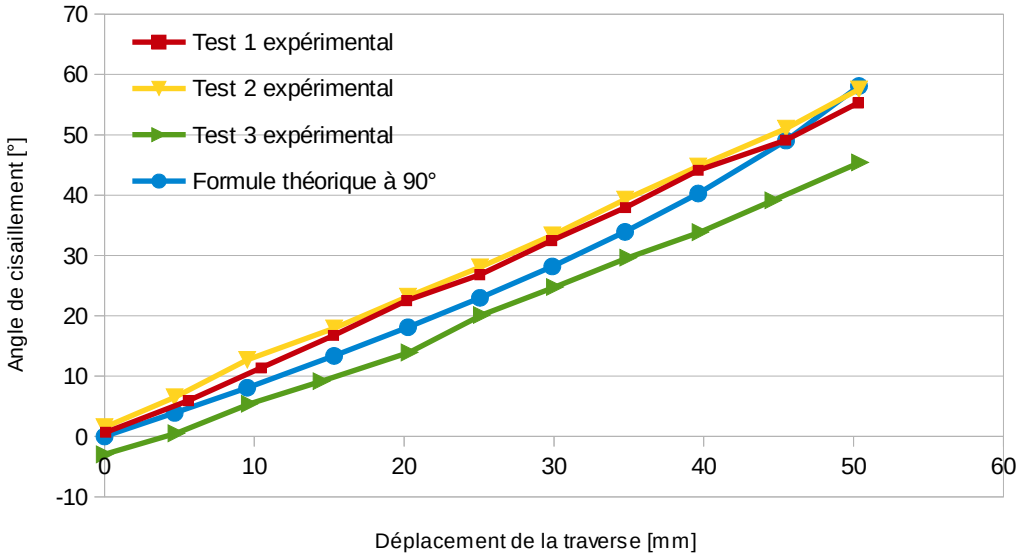


Figure 133: *Angle de cisaillement pour des fils orthogonaux*

Plus l'angle entre les fils de chaîne et trame est faible dès le départ du test, plus la montée en effort sera rapide. En s'intéressant de plus près au test 79 (voir ***Figure 134***) et en appliquant la nouvelle méthode de calcul d'angle de cisaillement, on peut calculer plus précisément le réel angle entre les fils de chaîne et trame.

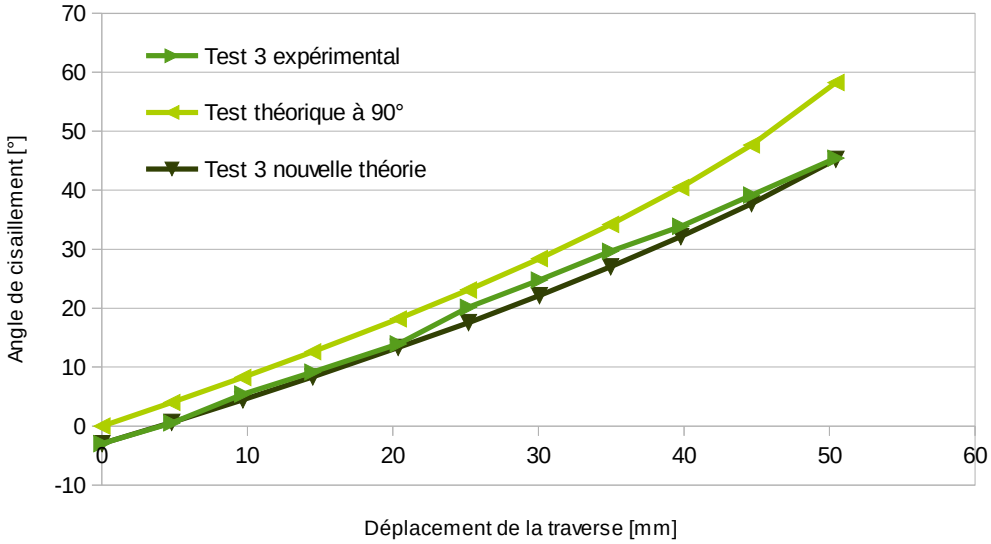


Figure 134: *Comparaison des différentes méthode sur le test 79*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

6.4 Conclusions

Les nouvelles équations de calcul du module de cisaillement semblent se rapprocher plus précisément de la réalité. Cependant cela inclut de réaliser le bias-extension test dans deux directions orthogonales du matériau étudié et de prendre en compte la réelle orientation des fils dans la simulation. Une variation d'angle à l'origine de trois degrés peut modifier sensiblement le résultat d'un bias-extension test.

La mesure des angles entre les différents fils et la base de l'éprouvette prise dans le mord à l'origine du test, doit être réalisée de façon précise, afin d'obtenir des résultats exploitables.

Les tissus fortement déséquilibrés peuvent avoir un comportement différent de celui prédit. Cela nécessiterait des essais complémentaires.

Cette méthode ne peut s'appliquer que si l'ensemble des fils sont droits. Si le tissu est déformé et que l'angle entre les fils de chaîne et de trame différent sur l'ensemble de la plaque, seul une méthode optique suivant l'ensemble des fils de l'éprouvette peut être exploitable [JAU 2009a], [KHA 2009], [YIN 2004].

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

7 Méthodologie proposée

L'objectif de cette thèse est de proposer une méthode efficiente afin de déterminer la faisabilité d'une pièce par thermo-estampage. La méthode la plus efficiente dépend de plusieurs paramètres qui sont la complexité de la pièce, les matériaux utilisés et le niveau de confiance souhaité. Dans une optique industrielle, le coût des tests nécessaires et le temps pour arriver au résultat sont primordiaux. Les campagnes de tests par essais-erreurs sont coûteuses car utilisant des machines et des matériaux pendant des périodes qui peuvent devenir importantes si les problèmes sont complexes. Des plans d'expérience peuvent réduire ces temps d'essai mais dans le cas de paramètres fortement liés les uns aux autres, le nombre d'essais à réaliser sera fortement augmenté. La méthodologie proposée ne tient pas compte de l'expérience que peuvent avoir les utilisateurs, qui peut réduire le temps de mise au point du procédé.

7.1 Evaluation de la difficulté de la pièce

Un des premiers indicateur de complexité de la pièce à fabriquer est de savoir si la pièce est développable. Si elle l'est, la pièce peut être facilement estampée et il n'y aura pas de problème textile lors de la mise en forme, les seuls paramètres à maîtriser seront les températures de chauffe et des moules afin de ne pas obtenir de défauts dus à la matrice.

Si la pièce est non développable, il faut s'intéresser aux doubles courbures et leurs rayons. Sans expérience des formes complexes, une simulation rapide par une approche géométrique, permet d'obtenir une idée du cisaillement que pourrait subir le textile. Dans le cas d'une forme très complexe, l'approche géométrique peut être dans l'incapacité de donner un résultat. Si l'angle de cisaillement donné est inférieur à 40° sur la pièce, la mise en forme du textile ne devrait pas causer de problèmes. Si les angles sont proches des 40°, la plupart des logiciels utilisant une approche géométrique permettent de réaliser des pinces, qui peuvent permettre de réduire les déformations subies par le textile. Il est important de garder à l'esprit que les pinces faites sont loin de simuler la réalité, et ne permettent pas de relâcher le textile mais de changer les contours de la pièces.

Cet angle de 40° n'est pas pris au hasard, sans expérience des matériaux utilisés, il est conseillé de prendre un angle de cisaillement maximal, plus faible que ce qui est usuellement trouvé. La plupart des tissus se déforment sans créer de plis pour un angle de cisaillement aux alentours de 45°. La valeur de 40° prise précédemment doit être modifié en fonction du textile utilisé.

Si la pièce semble toujours difficile à fabriquer après l'ensemble de ces réflexions et tests rapides (voir ***Figure 135***), il peut être conclu que la fabrication de la pièce nécessite une étude poussée.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

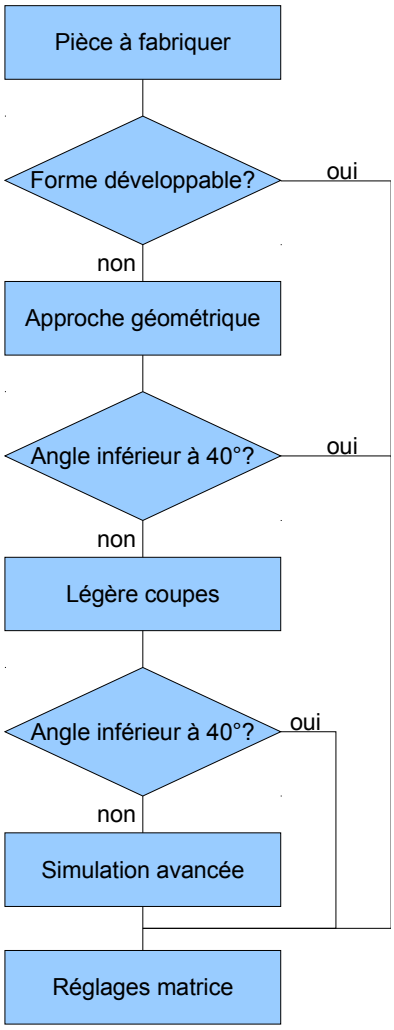


Figure 135: *Logigramme d'évaluation de la complexité d'une pièce*

7.2 Simulation avancée

Afin de réaliser une simulation avancée, des mesures expérimentales sont nécessaires. Ces mesures dépendent du type de simulation et des lois de comportement utilisées. Dans le cas de l'utilisation d'éléments coques et d'une approche semi-discrète, il est important de caractériser le cisaillement et dans un second temps d'obtenir un ordre de grandeur de la flexion.

7.2.1 Mesures expérimentales

Avant de lancer les caractérisations, il est important de connaître les gammes de températures de mise en forme de la matrice et de vitesses d'estampage, pour optimiser le nombre de mesures à réaliser. Les températures sont souvent indiquées par les fournisseurs de matières (température de chauffe dans le four et des moules pour le refroidissement). La vitesse d'estampage utilisée est souvent celle maximale de la machine, pour la retranscrire en vitesse de cisaillement il faut prendre l'angle maximum de cisaillement (qui peut être celui obtenu par simulation géométrique) et le divisé

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

par le temps de mise en forme (dénivelé divisé par la vitesse du vérin). Cette vitesse de variation d'angle doit être retranscrite dans le bias-extension test. Il s'agit d'une approximation mais elle permet d'obtenir des paramètres fiables sans obtenir des temps de calculs et un nombre trop important de caractérisations.

Les matériaux à caractériser sont ceux qui permettent de répondre au cahier des charges, une fois la matrice solidifiée.

a) Bias-extension test

En possédant une bonne connaissance des températures de chauffe de la matrice pour former le stratifié, et de la vitesse de déformation. Une caractérisation à une température et une vitesse peut être suffisante (avec un minimum de tests permettant de vérifier la reproductibilité de l'expérience). Sinon, plusieurs températures et / ou vitesses doivent être investiguées et des abaques peuvent compléter les mesures réalisées (voir ***Figure 136***).

Figure 136: *Bias-extension test en température*

Le cisaillement est le paramètre le plus influent sur la simulation, une fois bien caractérisé, une idée du module en flexion est nécessaire afin d'estimer la forme des plis.

b) Mesure de la flexion

Pour une mesure statique de la flexion, une adaptation du test de cantilever en température est suffisante (voir ***Figure 137***). Une autre possibilité est une approximation du module de flexion par méthode inverse, cela permet de déterminer une plage dans laquelle se trouve le module, en analysant le nombre de plis sur les parties hors pièce.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

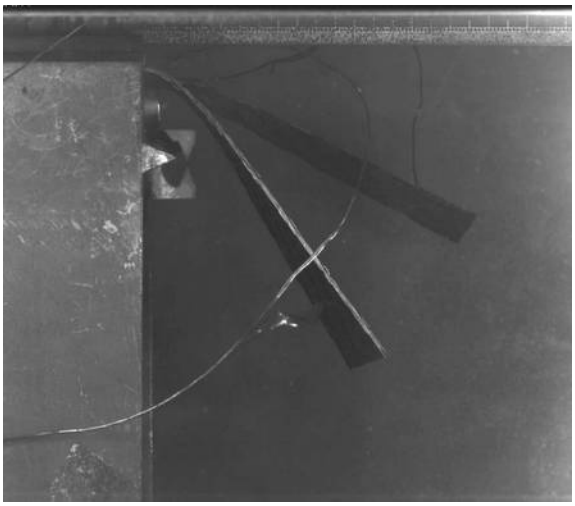


Figure 137: *Adaptation du test de cantilever en température*

c) Module en traction

Le module en traction étant beaucoup plus élevé que les autres modules, il est possible de prendre le module de la fibre ou juste un module important qui permettra de vérifier qu'il n'y a pas d'allongement de la fibre tout en limitant le temps de calcul.

d) Préparation du fichier de simulation

Le maillage est une étape importante, car un mauvais maillage donnera de mauvais résultat et la taille des éléments déterminera le temps de calcul. Il est important de préparer un fichier (voir ***Figure 138***) qui ne pourra être source d'erreur avec un maillage permettant d'identifier les problèmes de drapage. Les temps de calculs peuvent être faits en masqué si ils sont lancés en parallèle. Un fichier aisément modifiable permet de lancer plusieurs calculs rapidement en parallèle afin d'obtenir une solution rapidement. Ces calculs peuvent faire partie d'un plan d'expérience afin d'optimiser le nombre d'essais pour atteindre une solution.

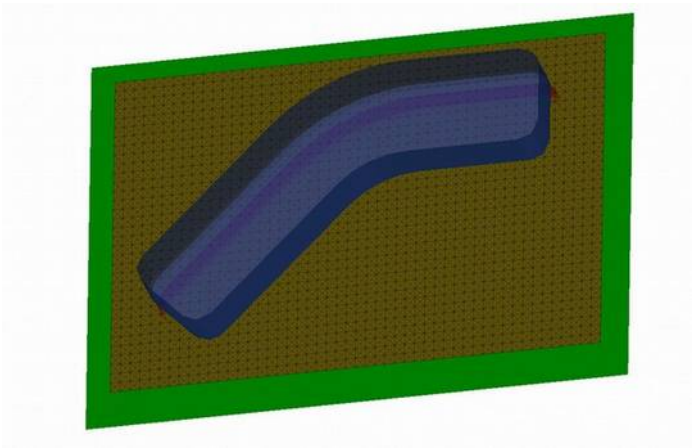


Figure 138: *Visualisation d'un fichier avant simulation de mise en forme*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

7.3 Analyse des résultats

Il est important d'être critique à la vue des résultats afin de s'assurer que les approximations faîtes n'ont pas été trop fortes ou que le calcul explicite n'a pas divergé.

7.4 Simulation de la température

Même si cette simulation (voir ***Figure 139***) n'est pas obligatoire pour montrer la faisabilité d'une pièce, elle permet d'optimiser les temps de fabrication, primordiaux dans le cas d'une production en grande série à laquelle ce procédé est destiné.

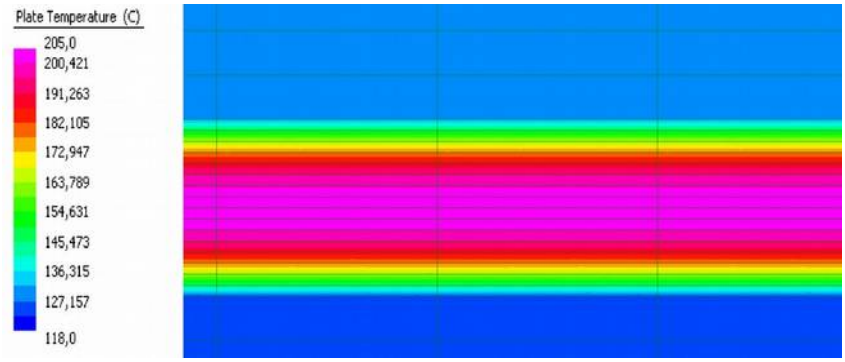


Figure 139: *Simulation de la variation de température à l'intérieur du flan par méthodes des éléments finis*

7.5 Validation expérimentale

Une validation expérimentale, voir une pré-série permettent de valider les données obtenues par simulation. Cette phase est obligatoire avant le lancement d'une série sauf dans le cas d'une pièce simple (voir ***Figure 140***) ou d'une légère modification de pièce existante.

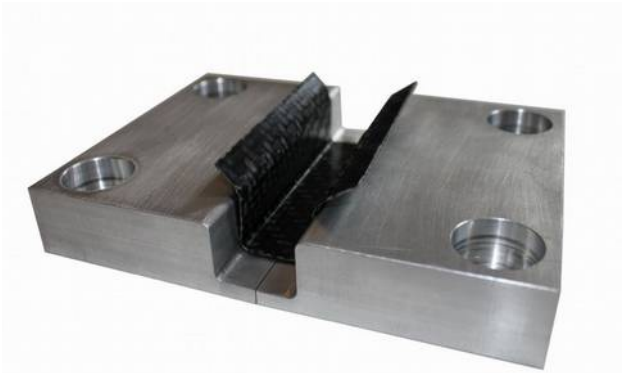


Figure 140: *Exemple de pièce simple de forme développable*

7.6 Conclusion

Cette méthode permet d'évaluer la complexité de la pièce afin de déterminer la nécessité d'une simulation et la complexité du modèle à utiliser. Le procédé de thermo-estampage étant complexe et les paramètres liés entre eux, l'option d'une validation expérimentale permet de confirmer la simulation avant le lancement en production.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

8 Conclusion et perspectives

Ce travail a pour objectif de contribuer à l'étude de faisabilité de pièce composites à renfort tissé par le procédé de thermo-estampage. Ce procédé est complexe car de nombreux domaines sont mis en jeu comme la mécanique, la thermique et dans une moindre mesure l'influence de la dynamique. Ces différents domaines interagissent entre eux et pour limiter la complexité du modèle, il est nécessaire de réaliser des hypothèses. Les hypothèses proposées ont pour objectif de réaliser des simulations donnant des résultats proches de la réalité pour un coût et un temps les plus faibles possibles.

Des caractérisations de plaques composites à matrice thermoplastique ont été réalisées par des essais de bias-extension test pour le cisaillement et des essais de cantilever en température pour la flexion. Ces essais ont été réalisés à des températures et des vitesses différentes pour mesurer l'influence de ces paramètres. Il semble possible de prédire le comportement d'un matériau pour des températures non atteintes lors des essais, à partir d'abaques calculées à partir d'une caractérisation à trois ou quatre températures différentes. Cette étude pourrait être complétée par la réalisation de bias-extension test à grandes vitesses et en température.

Des mesures expérimentales couplées à des simulations permettent d'optimiser les temps de production. Les mesures expérimentales ont mis en évidence l'existence d'un choc thermique à la surface du stratifié lors de l'estampage. Un fort gradient thermique apparaît durant le refroidissement ce qui peut entraîner des modifications de comportement du polymère dont la cristallisation dépend du taux de refroidissement.

Des solutions ont été trouvées afin d'améliorer la mise en forme les plaques pré-consolidées. L'utilisation de pinces dans les zones fortement cisaillées, en dehors de la partie utile de la pièce permettent de relâcher le textile et supprimer certains plis.

Des simulations d'emboutissage ont été couplées aux expériences afin d'identifier la pertinence et la qualité des simulations.

Une méthodologie efficiente pour l'analyse de la faisabilité d'une pièce complexe est proposée. Cette méthode permet de répondre à des besoins industriels et remplacer les campagnes d'essais-erreurs souvent coûteuses.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Les simulations permettent de prévoir le positionnement des fibres et prédire le comportement et les résistances de la pièce une fois la matrice consolidée. D'un point de vue industriel, cela donne l'opportunité d'optimiser au maximum le placement du textile et de vérifier que la pièce finale répond au cahier des charges.

Un apport de ce travail, est le calcul du moment et des angles de cisaillements pour des tissus dont les fils de chaîne et de trame ne sont pas orthogonaux. Un décalage de cinq degré initial, comparé à un tissu dont les fils de chaîne et trame sont orthogonaux, peut engendrer un décalage final de quinze degré entre les deux tissus. Cette théorie s'applique aussi pour des éprouvettes non symétriques suite à un mauvais placement lors de leur découpe.

Ce travail met en lumière des axes d'investigation intéressants comme la réalisation de simulation de mises en forme, prenant en compte la thermique et les changement de comportement en fonction de cette dernière.

Une autre investigation intéressante serait la prédiction du comportement du stratifié à partir d'une théorie prédictive (hors simulation microscopique ou mésoscopique) à partir de la viscosité de la matrice et de l'armure textile.

La création d'une base de données des comportements de différents textiles et matrices, permettrait une sélection préalable des matériaux les plus adaptés dès le début de l'étude. La création de cette base de donnée permettrait de réduire la phase de caractérisation des matériaux.

Une simulation de la chauffe infrarouge du flan, dont les températures seraient reprises lors de la simulation de la mise en forme pourrait améliorer la précision des résultats obtenus.

Enfin, la méthode proposée pourrait être validée sur des pièces industrielle afin de la confirmer ou de la faire évoluer le cas échéant.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Bibliographie

- **[AIM 2007]** Aimene, Y., 2007. Approche hyperelastique pour la simulation des renforts fibreux en grandes transformations. Ph.D. thesis, INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUEES DE LYON.
- **[AKK 2007]** Akkerman, R., Ubbink, M. P., de Rooij, M. B., Thije, R. H. W. T., Apr. 2007. ToolPly friction in composite forming 907 (1), 1080–1085.
URL http://dx.doi.org/10.1063/1.2729658
- **[ALL 2011]** Allaoui, S., Boisse, P., Chatel, S., Hamila, N., Hivet, G., Soulat, D., Vidal-Salle, E., Jun. 2011. Experimental and numerical analyses of textile reinforcement forming of a tetrahedral shape. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 42 (6), 612–622.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2011.02.001
- **[BAD 2008]** Badel, P., Nov. 2008. Analyse mésoscopique du comportement mécanique des renforts tissés de composites utilisant la tomographie aux rayons x. Ph.D. thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.
- **[BAN 2006]** Bank, L. C., Jul. 2006. FRP Confining. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, NJ, USA, pp. 316-358.
URL http://dx.doi.org/10.1002/9780470121429.ch11
- **[BEH 2008]** Behera, B. K., Pattanayak, A. K., Sep. 2008. Measurement and modeling of drape using digital image processing. Indian Journal of Fibre & Textile Research 33, 230–238.
- **[BEK 2010]** Bekampien˙e, P., Domskien˙e, J., Apr. 2010. Influence of stitching pattern on deformation behaviour of woven fabric during forming. In: MATERIALS SCIENCE. Vol. 16. Materials Engineering'2009, Kaunas.
- **[BER 2001]** Berreur, L., de Maillard, B., Nösperger, S., Dec. 2001. L'industrie française des matériaux composites. Tech. rep., Ministère de l'économie des finances et de l'industrie.
- **[BOI 2000]** Boisse, P., Daniel, J. L., Hivet, G., Soulat, D., 2000. A Simplified Explicit Approach For Simulations Of Fibre Fabric Deformation During Manufacturing Preforms For R.T.M. Process. International Journal of Forming Processes, Vol.3, n°3-4, 1395-1414.
- **[BOI 2005]** Boisse, P., Gasser, A., Hagege, B., Billoet, J.-L., Nov. 2005. Analysis of the mechanical behavior of woven fibrous material using virtual tests at the unit cell level. Journal of Materials Science 40 (22), 5955-5962.
URL http://dx.doi.org/10.1007/s10853-005-5069-7

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

- **[BOI 2006]** Boisse, P., Zouari, B., Daniel, J.-L., Dec. 2006. Importance of in-plane shear rigidity in finite element analyses of woven fabric composite preforming. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 37 (12),2201–2212.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2005.09.018
- **[BOI 2007]** Boisse, P., 2007. Finite element analysis of composite forming. LONG A.C. Composites forming technologies. Cambridge England, Woodhead Publishing In Textiles, 46-79.
- **[BOI 2011]** Boisse, P., Hamila, N., Vidal-Sallé, E., Dumont, F., Mar. 2011. Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. influence of tensile, in-plane shear and bending stiffnesses. Composites Science and Technology 71 (5), 683–692.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compscitech.2011.01.011
- **[BUE 1998]** Buet, K., Analyse et simulation du comportement mécanique des renforts composites tissés. Thèse de doctorat LM2S. Orléans : Université d'Orléans, 1998, 129 p.
- **[BUE 2001]** Buet-Gautier, K., Boisse, P., 2001. Experimental analysis and modeling of biaxial mechanical behavior of woven composite reinforcements 41 (3), 260-269.
URL http://dx.doi.org/10.1007/bf02323143
- **[CAL 2013]** Calvimontes, A., Oct. 2013. Simulation of textile wetting using fluid implicit-particles (FLIP). In: 46th International Detergency Conference. Düsseldorf.
- **[CAS 2013]** Cassinelli, A., Caruso, A., Maffezzoli, A., Mar. 2013. A model for the simulation of fabric draping on tools for composite fabrication. In: 34th. International Conference, S. E., Forum (Eds.), Advanced Composites on its way to industrialization. SAMPE, SAMPE.
- **[CHE 2011a]** Chen, Q., Boisse, P., Mabrouki, T., Saouab, A., Park, C. H., Bréard, J., Apr. 2011a. Comportement en cisaillement de matériaux composites carbone/PPS et carbone/PEEK sous haute température. Revue des composites et des matériaux avancés 21 (1), 105–117.
URL http://dx.doi.org/10.3166/rcma.21.105-117
- **[CHE 2011b]** Chen, Q., Boisse, P., Park, C. H., Saouab, A., Bréard, J., Jan. 2011b. Intra/inter-ply shear behaviors of continuous fiber reinforced thermoplastic composites in thermoforming processes. Composite Structures 93 (7), 1692-1703.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2011.01.002
- **[DAI 2015]** Dai, S., Cunningham, P. R., Marshall, S., Silva, C., Nov. 2015. Open hole quasi-static and fatigue characterisation of 3D woven composites. Composite Structures 131, 765-774.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.06.032
- **[DAL 1998]** Dal Maso, F., Meziere, J., Nov. 1998. Calcul des propriétés élastiques des

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

tissus utilisées dans les matériaux composites. Oil & Gas Science and Technology 53 (6), 857–870. URL http://dx.doi.org/10.2516/ogst:1998073

- **[DEB 2006]** De Bilbao, E., Soulat, D., Launay, J., Gasser, A., Oct. 2006. Identification du comportement en flexion des renforts de composites. JST AMAC.
- **[DEB 2010]** De Bilbao, E., Soulat, D., Hivet, G., Gasser, A., 2010. Experimental study of bending behaviour of reinforcements. Experimental Mechanics 50 (3),333–351. URL http://dx.doi.org/10.1007/s11340-009-9234-9
- **[DON 1999]** Dong, L., Lekakou, C., Bader, M. G., 1999. Solid mechanics draping simulations of woven fabrics. In: ICCM - 12 Europe 1999. ICCM, ICCM.
- **[DUM 2003]** Dumont, F., 2003. Contribution à l'expérimentation et à la modélisation du comportement mécanique de renforts de composites tissés. Ph.D. thesis, Université Pierre et Marie Curie (Paris).
- **[DUN 1970]** Dunlop A.N., Leverne Williams H., 1970. The dynamic viscosity of polypropylene melt. Journal of Applied Polymer Science vol.14, PP.2753-2762.
- **[DUR 2009]** Durville, D., 2009. A finite element approach of the behaviour of woven materials at microscopic scale. In: Ganghoffer, J. F., Pastrone, F. (Eds.), Mechanics of Microstructured Solids. Vol. 46 of Lecture Notes in Applied and Computational Mechanics. Springer Berlin Heidelberg, pp. 39-46. URL http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-00911-2_5
- **[DUR 2010]** Durville, D., Sep. 2010. Simulation of the mechanical behaviour of woven fabrics at the scale of fibers. International Journal of Material Forming 3 (2), 1241–1251. URL http://dx.doi.org/10.1007/s12289-009-0674-7
- **[EDG 2006]** Edgars, S., Oct. 2006. Mechanical properties of flax fibers and their composites. Master's thesis, Lule˚a University of Technology.
- **[END 2003]** Endruweit, A., 2003. Investigation of the influence of local inhomogeneities in the textile permeability on the resin flow in liquid composites moulding processes. Ph.D. thesis, Swiss Federal Institute of Technology Zurich.
- **[EST 2007]** Estin, Jan. 2007. Main dynamics of the composites industry 2012-2015. Tech. rep., JEC.
- **[GAT 2010]** Gatouillat, S., Dec. 2010. Approche mésoscopique pour la mise en forme des renforts tissés de composites. Ph.D. thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.
- **[GAY 1997]** Gay, D., 1997. Matériaux composites. Hermès.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

URL http://www.worldcat.org/isbn/286601586

- **[GAZ 2009]** Gazo-Hanna, E., Casari, P., Perronnet, A., Le Loch, S., Poitou, A., Jun. 2009. Characterization of the thermostamping process of long fibres composites laminates. In: hal-00398025, version 1 - 24 Jun 2009. hal.

URL http://www.worldcat.org/isbn/978-2-87717-092-5

- **[GUI 2000]** Guillermin, O., 2000. Advanced composite engineering using MSC.patran and FiberSIM. Tech. rep., Composite Design Technologies, Waltham, MA 02451, USA.
- **[GUZ 2015]** Guzman-Maldonado, E., Hamila, N., Boisse, P., Bikard, J., Nov. 2015. Thermomechanical analysis, modelling and simulation of the forming of pre-impregnated thermoplastics composites. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 78, 211-222.

URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2015.08.017

- **[HAA 2013]** Haanappel, S. P., 2013. Forming of UD fibre reinforced thermoplastics.

URL http://www.worldcat.org/isbn/9789036535014

- **[HAM 2007]** Hamila, N., Dec. 2007. simulation de la mise en forme des renforts composites mono et multi plis. Ph.D. thesis, Institut national des sciences appliquées de Lyon.
- **[HAM 2009]** Hamila, N., Boisse, P., Sabourin, F., Brunet, M., Sep. 2009. A semi-discrete shell finite element for textile composite reinforcement forming simulation. Int. J. Numer. Meth. Engng. 79 (12), 1443–1466.

URL http://dx.doi.org/10.1002/nme.2625

- **[HAR 2005]** Harrison, P., Yu, W.-R., Wang, J., Long, A. C., Clifford, M. J., Jan. 2005. A predictive approach to simulating the forming of viscous textile composite sheet. Revue Européenne des Eléments 14 (6-7), 613–631.

URL http://dx.doi.org/10.3166/reef.14.613-631

- **[HAR 2010]** Harrison, P., Ten Thije, R., Akkerman, R., Long, A. C., 2010. CHARACTERISING AND MODELLING TOOL-PLY FRICTION OF VISCOUS TEXTILE COMPOSITES. Multi-Science Publishing, pp. 5–22.
- **[HAR 2013]** Harrison, P., Gomes, R., Curado-Correia, N., Nov. 2013. Press forming a 0/90 cross-ply advanced thermoplastic composite using the double-dome benchmark geometry. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 54, 56–69.

URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2013.06.014

- **[HIV 2008]** Hivet, G., Boisse, P., Mar. 2008. Consistent mesoscopic mechanical behaviour model for woven composite reinforcements in biaxial tension. Composites Part B: Engineering 39 (2), 345-361.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesb.2007.01.011

- **[HIV 2012]** Hivet, G., Allaoui, S., Cam, B. T., Ouagne, P., Soulat, D., Nov. 2012. Design and potentiality of an apparatus for measuring Yarn/Yarn and Fabric/Fabric friction. Experimental Mechanics 52 (8), 1123–1136.

URL http://dx.doi.org/10.1007/s11340-011-9566-0

- **[HOP 2012]** Hopmann, C., Michaeli, W., Sch¨oldgen, R., Apr. 2012. SAMPE journal -March/April 2012 [24 - 29]. In: SAMPE Journal - March/April 2012, Vol48 , No.2. Vol. 48. SAMPE SOCIETY FOR THE ADVANCEMENT OF MATERIAL, SAMPE SOCIETY FOR THE ADVANCEMENT OF MATERIAL, pp. 24–29.

URL http://www.nxtbook.com/nxtbooks/sampe/journal 20120304/index.php?startid=24#/26

- **[HSI 1999]** Hsiao, S.-W., Kikuchi, N., Jul. 1999. Numerical analysis and optimal design of composite thermoforming process. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering 177 (1-2), 1–34.

URL http://dx.doi.org/10.1016/s0045-7825(98)00273-4

- **[HUG 1980]** Hughes, T. J. R., Winget, J., Dec. 1980. Finite rotation effects in numerical integration of rate constitutive equations arising in large-deformation analysis. International Journal for Numerical Methods in Engineering 15 (12), 1862-1867.

URL http://dx.doi.org/10.1002/nme.1620151210

- **[IND 1999]** Indermaur, M., Simacek, P., Advani, S. G., 1999. The influence of draping on the filling of doubly curved molds in the resin transfer molding process. International Journal of Forming Processes 2 (3-4).

- **[JAU 2009a]** Jauffrès, D., Morris, C., Sherwood, J., Chen, J., 2009a. Simulation of the thermostamping of woven composites: determination of the tensile and in-plane shearing behaviors 2 (1), 161–164.

URL http://dx.doi.org/10.1007/s12289-009-0590-x

- **[JAU 2009b]** Jauffrès, D., Morris, C., Sherwood, J., Chen, J., 2009b. Simulation of the thermostamping of woven composites: mesoscopic modelling using explicit fea codes 2 (1), 173–176.

URL http://dx.doi.org/10.1007/s12289-009-0519-4

- **[JEC 2012]** JEC Composites. Thermoset resins: overview on trends, JEC Composites Magazine N°75, Aug-Sep 2012

- **[KAW 2002]** Kawabata, S., Niwa, M., Yamashita, Y., Jan. 2002. Recent developments in the evaluation technology of fiber and textiles: Toward the engineered design of textile

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

performance. J. Appl. Polym. Sci. 83 (3), 687–702.
URL http://dx.doi.org/10.1002/app.2264

- **[KEN 2005]** Kenkare, N., May-Plumlee, T., 2005. Fabric drape measurement: A modified method using digital image processing. Journal of Textile and Apparel, Technology and Management 4 (3).
- **[KHA 2009]** Khan, M. A., Mabrouki, T., Boisse, P., Aug. 2009. Numerical and experimental forming analysis of woven composites with double dome benchmark. International Journal of Material Forming 2 (1), 201–204.
URL http://dx.doi.org/10.1007/s12289-009-0549-y
- **[LAB 2008]** Labeas, G. N., Watiti, V. B., Ch, Jul. 2008. Thermomechanical simulation of infrared heating diaphragm forming process for thermoplastic parts. Journal of Thermoplastic Composite Materials 21 (4), 353–370.
URL http://dx.doi.org/10.1177/0892705708089480
- **[LAM 2003]** Lamers, E. A. D., Wijskamp, S., Akkerman, R., Apr. 2003. Drape modelling of Multi-Layered composites. In: Sixth ESAFORM Conference on Material Forming.
- **[LAM 2004]** Lamers, E. A. D., Wijskamp, S., Akkerman, R., Apr. 2004. Modelling shape distortions in composite products. In: Seventh ESAFORM Conference on Material Forming.
- **[LAN 2014]** Lanxess « Process-optimized material for composite hybrid technology ». http://lanxess.com/en/corporate/about-lanxess/company-news/2014-00023e/ (Page consulté le 08/09/15)
- **[LAU 2008]** Launay, J., Hivet, G., Duong, A. V., Boisse, P., Feb. 2008. Experimental analysis of the influence of tensions on in plane shear behaviour of woven composite reinforcements. Composites Science and Technology 68(2),506–515.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compscitech.2007.06.021
- **[LEE 2009]** Lee, W., Cao, J., 2009. Numerical simulations on double-dome forming of woven composites using the coupled non-orthogonal constitutive model 2 (1), 145–148.
URL http://dx.doi.org/10.1007/s12289-009-0499-4
- **[LIA 2014]** Liang, B., Hamila, N., Peillon, M., Boisse, P., Dec. 2014. Analysis of thermoplastic prepreg bending stiffness during manufacturing and of its influence on wrinkling simulations. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 67, 111-122.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2014.08.020
- **[LOM 2008]** Lomov, S. V., Boisse, P., Deluycker, E., Morestin, F., Vanclooster, K., Vandepitte, D., Verpoest, I., Willems, A., Aug. 2008. Full-field strain measurements in textile

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

deformability studies. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 39 (8), 1232–1244.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2007.09.014

- **[LOM 2010]** Lomov, S. V., Oct. 2010. Modelling of textile composites. Department MTM – Katholieke Universiteit Leuven, TexComp school.
- **[MCG 1997]** McGuinness, G. B., O'Bràdaigh, C. M., Nov. 1997. Development of rheological models for forming flows and picture-frame shear testing of fabric reinforced thermoplastic sheets. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 73 (1-2), 1–28.
URL http://dx.doi.org/10.1016/s0377-0257(97)00040-2
- **[MON 2013]** Montagnier, O., Hochard, C., Apr. 2013. Optimisation of hybrid high-modulus/high-strength carbon fibre reinforced plastic composite drive shafts. Materials & Design 46, 88-100.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2012.09.035
- **[NAO 2015]** Naouar, N., Sep. 2015. Analyse mÉsoscopique par ÉlÉments finis de la dÉformation de renforts fibreux 2d et 3d À partir de microtomographies x. Ph.D. thesis, nstitut National des Sciences Appliquées de Lyon (INSA).
- **[ORL 2012]** Orliac, J.-G., Nov. 2012. Analyse et simulation du comportement anisotrope lors de la mise en forme de renforts tissés interlock. Ph.D. thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon (INSA).
- **[PEN 2005]** Peng, X. Q., Cao, J., Jun. 2005. A continuum mechanics-based non-orthogonal constitutive model for woven composite fabrics. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 36 (6), 859-874.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2004.08.008
- **[POI 2009]** Poilâne, C., Vivet, A., Momayez, L., Doudou, B. B., Ayachi, M., Chen, J., Jun. 2009. Mechanical properties of flax/epoxy industrial prepregs. In: Recueil des résumés et comptes rendus des 16èmes Journées Nationales sur les Composites. Laboratoire de recherche sur les propriétés des matériaux nouveaux (LRPMN) http://www.iutalencon.unicaen.fr/lrpmn/ Université de Caen Basse-Normandie : EA4257 IUT d'Alençon - Site Universitaire d'Alençon Montfoulon - 61250 Damigny France.
- **[SHE 2009]** Sherwood, J. A., Jauffr`es, D., Fetfatsidis, K., Winchester, D., Chen, J., Sep. 2009. Mesoscopic finite element simulation of the compression forming of sheet molding compound woven-fabric composites. In: Automotive Composites Conference and Exhibition. Society of Plastics Engineers, Troy.
- **[SOU 2006]** Soulat, D., Cheruet, A., Boisse, P., May 2006. Simulation of continuous fibre

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

reinforced thermoplastic forming using a shell finite element with transverse stress. Comput. Struct. 84 (13-14), 888–903.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruc.2006.02.011

- **[SPA 2009]** Sparnins, E., 2009. Mechanical properties of flax fibers and their composites. Ph.D. Thesis.
URL http://www.worldcat.org/isbn/9789174390254

- **[SUN 2005]** Sun, H., Pan, N., Postle, R., May 2005. On the poisson's ratios of a woven fabric. Composite Structures 68 (4), 505-510.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2004.05.017

- **[SWE 1995]** Sweeney, G. J., Monaghan, P. F., Brogan, M. T., Cassidy, S. F., Jan. 1995. Reduction of infra-red heating cycle time in processing of thermoplastic composites using computer modelling. Composites Manufacturing 6 (3-4), 255–262.
URL http://dx.doi.org/10.1016/0956-7143(95)95018-t

- **[TAH 2013]** Taha, I., Abdin, Y., Ebeid, S., 2013. Comparison of picture frame and Bias-Extension tests for the characterization of shear behaviour in natural fibre woven fabrics 14 (2), 338–344.
URL http://dx.doi.org/10.1007/s12221-013-0338-6

- **[TEN 2008]** Ten Thije, R. H. W., Akkerman, R., van der Meer, L., Ubbink, M. P., 2008. Tool-ply friction in thermoplastic composite forming 1 (1), 953–956.
URL http://dx.doi.org/10.1007/s12289-008-0215-9

- **[TRO 2006]** Trotignon, J.-P., Verdu, J., Dobraczynski, A., Piperaud, M., 2006. Matières plastiques, Structures-Propriétés, Mise en œuvre, Normalisation, 9-11.
ISBN Nathan : 978-2-09-179581-2, ISBN AFNOR : 978-2-12-425031-8.

- **[UBB 2006]** Ubbink, M. P., 2006, Tool-ply friction of woven fabric composites. Master's thesis, University of Twente.

- **[VAN 2009]** Vanclooster, K., Goidsenhoven, S., Lomov, S. V., Verpoest, I., 2009. Optimizing the deepdrawing of multilayered woven fabric composites 2 (1), 153–156.
URL http://dx.doi.org/10.1007/s12289-009-0522-9

- **[VAN 2010]** Vanclooster, K., 2010. Forming of multilayered fabric reinforced thermoplastic composites. Ph.D. thesis. Katholieke Universiteit Leuven.
ISBN : 978-94-6018-223-5.

- **[WAK 2005]** Wakeman, M. D., Blanchard, P., M˚anson, 2005a. Void evolution during stamp-forming of thermoplastic composites. In: 15th International Conference on Composite

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés

Materials (ICCM-15), Durban, South Africa, 27 June to 01 July 2005.
URL http://www.wovencomposites.org/load03/ICCM-15-WAKEMAN-header.pdf

- **[WAL 2004]** Wallenberger, F. T., Weston, N. E., 2004. Natural fibers, plastics and composites. Kluwer Academic Publishers.
URL http://www.worldcat.org/isbn/9781402076435
- **[WAN 2013]** Wang, P., Hamila, N., Boisse, P., Sep. 2013. Thermoforming simulation of multilayer composites with continuous fibres and thermoplastic matrix. Composites Part B: Engineering 52, 127–136.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.03.045
- **[WAN 2014]** Wang, P., Hamila, N., Pineau, P., Boisse, P., May 2014. Thermomechanical analysis of thermoplastic composite prepregs using bias-extension test. Journal of Thermoplastic Composite Materials 27 (5), 679-698.
URL http://dx.doi.org/10.1177/0892705712454289
- **[YIN 2004]** Yingbo, Z., 2004. Full field strain registration in textiles. Master's thesis, Leuven.
- **[ZOU 2006]** Zouari, B., Daniel, J.-L., Boisse, P., Jan. 2006. A woven reinforcement forming simulation method. influence of the shear stiffness. Computers & Structures 84 (5-6), 351-363.
URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruc.2005.09.031

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2015ISAL0115/these.pdf
© [K. Le Meur], [2015], INSA Lyon, tous droits réservés