POLYPUBLIE

Conception et fabrication de pièces composites par infusion

Julien Renoux

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

Date	2005
Type	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis Mémoire de maîtrise/Master's thesis
URL de PolyPublie PolyPublie URL	https://publications.polymtl.ca/7673/
Conditions d'utilisation Terms of use	© Tous droits réservés / All rights reserved
Référence Citation	Renoux, J. (2005). Conception et fabrication de pièces composites par infusion [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/7673/

Détails de la thèse
Thesis details

Directeurs de recherche Advisors	François Trochu
Programme Program	Non spécifié

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal
https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

CONCEPTION ET FABRICATION DE PIÈCES COMPOSITES PAR INFUSION

JULIEN RENOUX
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)
SEPTEMBRE 2005

© Julien Renoux, 2005.

Library and Archives Canada

Published Heritage Branch

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque et Archives Canada

Direction du Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence
ISBN: 978-0-494-16845-5
Our file Notre référence
ISBN: 978-0-494-16845-5

NOTICE:
The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:
L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

CONCEPTION ET FABRICATION DE PIÈCES COMPOSITES PAR INFUSION

présenté par : RENOUX Julien

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de:

M. GAUVIN Raymond, D.Sc.A., président

M. TROCHU François, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. VADEAN Aurelian, Doct., membre

DÉDICACE

Aux 4810 et 4806, ainsi qu'à Ellen…

REMERCIEMENTS

Cette étude a été réalisée au Centre de Recherche Appliquée sur les Polymères de l'École Polytechnique de Montréal. L'auteur tient à remercier toutes les personnes qui ont collaboré de près ou de loin à la réalisation de ce mémoire.

Plus particulièrement, ces remerciements s'adressent au Professeur François Trochu pour m'avoir accueilli au sein du laboratoire et donné toutes les ressources et le soutien nécessaires à l'accomplissement de ce travail.

Je tiens également à remercier très chaleureusement Luc Desjardins et sa compagnie, Mystère, d'avoir donné au CRASP le moule de la coque de catamaran et d'avoir pris le temps de me faire découvrir les astuces de la fabrication des matériaux composites. Merci également à Jérôme Lecorvec pour m'avoir aidé au début du projet et à Hugo Lépine pour avoir fait visiter son entreprise, Atlantix, qui fabrique des coques de dériveurs en matériaux composites.

Mes remerciements vont également à tous les stagiaires avec lesquels j'ai eu la chance d'avancer ce projet. Je remercie particulièrement Guillaume Doyon et Bruno Croteau-Labouly pour toute l'aide qu'ils ont apportée pour fabriquer les coques. Je remercie Stéphane Louer pour avoir mis au point la fabrication des plaques sandwichs. Je remercie également Benjamin Aubert, Jérôme Faure et Adrien de Gramont pour avoir effectué des calculs de structure et les simulations d'infusion, Claire Garai pour son travail sur les propriétés mécaniques des mousses et Julie-Anne Tétreault de m'avoir aidé lors des premières mesures de perméabilité.

Je tiens également à remercier cordialement Christian-Charles Martel, technicien du laboratoire, pour tout le support apporté dans les expériences ainsi que toute l'équipe de recherche du CRASP.

RÉSUMÉ

L'objectif de ce travail est d'étudier la conception et la fabrication d'une pièce composite sandwich par infusion, à savoir une coque de catamaran. L'infusion sous vide VARI (« Vacuum Assisted Resin Infusion ») est un procédé tout à fait adapté pour ce type de pièce produite à faible volume. Ce mémoire présente tout d'abord l'état de la recherche dans le domaine de l'infusion des composites sandwichs. À l'heure actuelle, il reste encore des efforts à faire sur la modélisation numérique du procédé. Ensuite, le mémoire présente la conception du moule dont le point majeur porte sur la définition de la géométrie de la coque. Celle-ci a été effectuée grâce à la méthode d'interpolation du krigeage. Les efforts exercés sur le catamaran sont étudiés pour modéliser la structure du bateau avec le logiciel SAMCEF et étudier la déformation de la coque. Ensuite, des plaques sandwichs planes ont été fabriquées avec les matériaux choisis pour la réalisation des demi-coques. Ces fabrications ont permis de se familiariser avec le procédé de fabrication VARI pour des pièces simples, de réaliser des mesures de perméabilité sur les matériaux et d'effectuer des essais de flexion sur les échantillons découpées dans les plaques. À la suite des premières simulations d'infusion, il a été possible de choisir une stratégie d'infusion efficace pour la fabrication d'une demi-coque de 4 mètres de long. Les trois fabrications effectuées ont permis d'améliorer le procédé et de déterminer les éléments importants pour la modélisation numérique de l'infusion de cette pièce : effets de bord causés par la découpe de la mousse et les coins du moule, torsade d'arrivée de résine, etc. Finalement, le mémoire présente les simulations d'infusion réalisées avec le logiciel PAM-RTM, suivies d'une discussion qui met en lumière les avantages, mais aussi les limites de ces simulations.

ABSTRACT

The objective of this research is to study the design and manufacturing of a composite sandwich piece, specifically, the hull of a catamaran. Vacuum Assisted Resin Infusion (VARI) is a process well adapted for this kind of piece since the production number of catamarans is low. This report presents the state of current research in the field of composite sandwich infusion. Nowadays there is still a lot of work to do in the numerical modeling of this process. Then the thesis presents the definition of the geometry of the hull for the design of the mould thanks to the mathematical method of interpolation called "krigeage". The SAMCEF software was used to create a model of the boat in order to study the stresses applied to the hull and the resultant deformations. Sandwich flat plates were manufactured with the same materials as the hull to familiarize ourselves with the VARI process on simple pieces and to make permeability measurements of the fibreglass fabrics and also to realise flexure tests on the samples cut off the shells. Thanks to the first infusion simulation, it was possible to choose one efficient infusion plan for the manufacture of the 4 meter long hull. The three productions allowed to improve the process and to determine which were the main elements for the numerical modeling of the infusion of the piece. Finally, the infusion simulations calculated with PAM-RTM are presented and discussed.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE iv

REMERCIEMENTS v

RÉSUMÉ vi

ABSTRACT vii

TABLE DES MATIÈRES viii

LISTE DES TABLEAUX xiii

LISTE DES FIGURES xvi

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS xxiv

LISTE DES ANNEXES xxvii

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1 - Les composites sandwichs et leur fabrication 4

1.1. Description générale des matériaux composites 4

1.1.1. Introduction 4

1.1.2. Les composites à matrice polymère 5

1.1.3. Procédés de fabrication 6

1.2. Modélisation de l'écoulement de la résine pour des composites monolithiques ... 8

1.2.1. Cas général 8

1.2.2. Cas 1D 11

1.2.3. Cas 2D et 3D 13

1.3. Les composites sandwichs 13

1.3.1. Introduction 13

1.3.2. Les peaux 15

1.3.3. L'âme 16

1.3.4. Étude mécanique 18

1.4. Infusion des composites sandwichs 19

1.4.1. Problématique 19

1.4.2. Influence de l'âme sur l'écoulement de la résine dans les peaux 21

1.4.3. Médium d'infusion pour les sandwichs 24

1.4.4. Modélisation de l'infusion des composites sandwichs 25

CHAPITRE 2 - Définition de la géométrie de la coque 27

2.1. Krigeage de la coque 27

2.1.1. Introduction 27

2.1.2. Dimensions de la coque 31

2.1.3. Méthodologie 35

2.1.4. Conclusion 49

2.2. Conception du moule 50

2.2.1. Découpe du moule 50

2.2.2. Fabrication du moule 53

2.2.3. Don du moule 56

CHAPITRE 3 - Calcul de la structure du catamaran 57

3.1. Préambule 57

3.1.1. Introduction 57

3.1.2. Outils 57

3.2. Détermination des efforts 58

3.2.1. Le milieu où évolue le catamaran 58

3.2.2. Les efforts hydrodynamiques 66

3.2.3. Les efforts aérodynamiques 71

3.3. Modélisation et calculs par éléments finis 74

3.3.1. Modélisation et maillage du catamaran 74

3.3.2. Définition des matériaux 77
3.3.3. Description des conditions aux limites 80
3.3.4. Description des charges appliquées 83
3.3.5. Tension des haubans et de l'étai 85
3.3.6. Résultats 87
3.4. Conclusion 90
CHAPITRE 4 - Fabrication de plaques sandwichs et essais de flexion 91
4.1. Introduction 91
4.2. Fabrication des plaques 91
4.2.1. Choix des matériaux 91
4.2.2. Protocole de fabrication 94
4.2.3. Stratégie d'infusion 96
4.2.4. Formulation de la résine 97
4.2.5. Fabrications des plaques sandwichs 97
4.2.6. Fabrication de plaques de Corecell 99
4.2.7. Fabrications complémentaires 100
4.3. Analyse des fabrications 102
4.3.1. Remarques sur les masses 102
4.3.2. Mesure de perméabilité 105
4.4. Essais de flexion 107
4.4.1. Normes ASTM pour les essais de flexion 107
4.4.2. Présentation des échantillons, de la machine MTS et des essais 109
4.4.3. Analyse des épaisseurs des échantillons 111
4.4.4. Données expérimentales 114
4.4.5. Rupture des échantillons 115
4.4.6. Coefficient charge/déplacement 119
4.4.7. Calcul des rigidités de flexion et de cisaillement 125

CHAPITRE 5 - Fabrication des demi-coques 138

5.1. Choix de la stratégie d'infusion 138

5.1.1. Problématique 138

5.1.2. Cadre des simulations 139

5.1.3. Paramètres et maillage utilisés 140

5.1.4. Présentation des simulations 141

5.2. Fabrication des demi-coques 147

5.2.1. Protocole de fabrication 148

5.2.2. Empilement des matériaux 150

5.2.3. Sac à vide simple ou sac à vide complet ? 151

5.2.4. Stratégie d'infusion 152

5.2.5. Quantité et formulation du gel coat et de la résine 153

5.2.6. Masse des matériaux utilisés 154

5.2.7. Les fabrications 155

5.3. Analyse des fabrications 156

5.3.1. Temps de remplissage 156

5.3.2. Masse des coques 158

5.3.3. Effets de bord 158

5.3.4. Calcul des pertes de résine lors de la fabrication de la première coque 161

5.3.5. Remarques supplémentaires 162

5.4. Conclusion sur les fabrications 164

CHAPITRE 6 - Simulation de l'infusion d'une demi-coque 165

6.1. Simulation de l'infusion d'un composite sandwich 165

6.1.1. Problématique 165

6.1.2. Modélisation de la plaque sandwich 166

6.1.3. Simulations dans le cas d'une plaque plane 169

6.1.4. Simulation dans le cas d'une plaque courbe 173

6.1.5. Conclusion 175

6.2. Simulations d'infusion de la demi-coque 175

6.2.1. Maillage 175

6.2.2. Paramètres des simulations 177

6.2.3. Première simulation 178

6.2.4. Ajustement des perméabilités 182

6.2.5. Analyse de la simulation 185

6.2.6. Corrections apportées aux simulations 188

6.3. Exploitation des simulations 189

6.3.1. Prolongement de la torsade 189

6.3.2. Réduction de la torsade 191

6.3.3. Infusion par le contour de la coque 193

6.3.4. Bilan 194

CONCLUSION 196

RÉFÉRENCES 199

ANNEXES 202

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Dérives les plus utilisées en krigeage 29

Tableau 2.2 Covariances couramment utilisées..... 30

Tableau 2.3 : Caractéristiques du krigeage des sections..... 35

Tableau 2.4 : Caractéristiques du krigeage de la coque..... 41

Tableau 2.5 Taille des matrices pour le krigeage surfacique..... 41

Tableau 3.1 : Coefficients de correction des vitesses du vent (Gutelle, [10]). 59

Tableau 3.2 Augmentation de la résistance en fonction de l'angle de gîte. 70

Tableau 3.3 : Caractéristiques des voiles du modèle Fox de HobieCat..... 72

Tableau 3.4 : Propriétés des fibres de verre et de la résine époxy..... 77

Tableau 3.5 : Propriétés d'un pli 0/90..... 78

Tableau 3.6 : Propriétés mécaniques du Corecell A400..... 79

Tableau 3.7 : Propriétés mécaniques de l'aluminium et de l'acier..... 80

Tableau 4.1 : Description des consommables utilisés pour l'infusion. 94

Tableau 4.2 : Formulation de la résine pour la fabrication des plaques 4, 5 et 6. 97

Tableau 4.3 : Formulation de la résine pour la fabrication de la plaque 7..... 97

Tableau 4.4 : Masse des matériaux utilisés pour les fabrications des plaques. 98

Tableau 4.5 : Masses du Corecell avant et après l'infusion des plaques C1 et C2..... 99

Tableau 4.6 : Masses surfaciques des sandwichs fabriqués..... 103

Tableau 4.7 : Masse de résine dans les plaques de Corecell..... 104

Tableau 4.8 : Rapport perméabilité sur porosité du sandwich..... 106

Tableau 4.9 : Rapport perméabilité sur porosité du Corecell A500 seul..... 106

Tableau 4.10 : Coefficient charge/déplacement et force maximale pour tous les échantillons sandwichs..... 123

Tableau 4.11 : Coefficient charge/déplacement et force maximale pour les échantillons de Corecell. 124

Tableau 4.12 : Paramètres utilisés pour l'évaluation de k. 130

Tableau 4.13 : Groupes d'échantillons formés pour calculer les rigidités de flexion et de cisaillement. 131

Tableau 4.14 : Calcul des rigidités de flexion et de cisaillement pour les différents groupes. 132

Tableau 4.15 : Étude de la variation des rigidités pour une variation des coefficients charge/déplacement de 1 % pour le groupe 10. 136

Tableau 5.1 : Paramètres utilisés pour les simulations préliminaires. 140

Tableau 5.2 : Formulation de la résine utilisée pour la fabrication des demi-coques.... 154

Tableau 5.3 : Masse des matériaux utilisés pour les trois demi-coques. 155

Tableau 5.4 : Temps de remplissage pour les trois fabrications de coque..... 157

Tableau 5.5 : Masses des trois demi-coques..... 158

Tableau 5.6 : Quantité de résine perdue lors de la fabrication de la première demi-coque. 161

Tableau 6.1 : Description des différentes zones de la modélisation du sandwich..... 168

Tableau 6.2 : Perméabilités des fentes utilisées pour la plaque sandwich plane. 170

Tableau 6.3 : Perméabilités utilisées pour la première simulation d'infusion de la coque. 180

Tableau 6.4 : Comparaison des simulations avec la fabrication réelle. 183

Tableau 6.5 : Valeurs des perméabilités donnant une simulation très ressemblante à la réalité..... 184

Tableau 6.6 : Modélisation des effets de bord. 184

Tableau 6.7 : Temps de remplissage des quatre simulations. 195

Tableau V.1 : Liste des prix des produits utilisés (MF Composites). 243

Tableau V.2 : Liste des prix des produits utilisés (Progress Plastiques). 244

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Le laminage (www.netcomposites.com, [17]). 6

Figure 1.2 : Le moulage par transfert de résine (www.netcomposites.com, [17]). 7

Figure 1.3 : L'infusion sous membrane flexible VARI ou SCRIMP (www.netcomposites.com, [17]). 8

Figure 1.4 : Poutre sandwich soumise à une flexion 3 points (Gibson, [8]). 18

Figure 1.5 : coupe transversale de l'écoulement de la résine dans un sandwich. 20

Figure 2.1 : Dimensions du catamaran à concevoir. 33

Figure 2.2 : Points de contrôle pour la section C. 37

Figure 2.3 : Application d'un effet de pépite sur deux points de la section A. 38

Figure 2.4 : Importance de krigeage des dérivées sur l'allure des sections. 38

Figure 2.5 : Section A avant et après ajustement de ses dimensions. 39

Figure 2.6 : Sections principales krigées. 40

Figure 2.7 : Surface krigée d'une demi-coque. 42

Figure 2.8 : Évaluation par dichotomie du paramètre t correspondant à un niveau de flottaison z donné. 43

Figure 2.9 : Calcul du volume pour un élément dt x ds de la coque krigée. 44

Figure 2.10 : Calcul de l'aire de l'élément. 45

Figure 2.11 : Calcul du volume en projetant l'aire d'un élément de coque sur le plan de symétrie (à gauche) ou sur le niveau d'élévation de l'eau (à droite). 46

Figure 2.12 : Volume immergé en fonction du niveau d'eau z. 47

Figure 2.13 : Moment engendré par la différence des poussées d'Archimède avant et arrière. 47

Figure 2.14 : $\sum_i v_i \cdot \overline{y_i}$ en fonction du niveau d'eau z. 49

Figure 2.15 : Deux façons de scinder la coque en deux moules. 50

Figure 2.16 : Demi-coque inférieure obtenue après découpe dans le sens horizontal. 51

Figure 2.17 : Réajustement de la section A pour remonter la largeur maximale. 52

Figure 2.18 : Nouvelle demi-coque inférieure sans le pic avant. 52

Figure 2.19 : Demi-coque supérieure. 52

Figure 3.1 Variations du vent apparent (Gutelle, [10]) 60

Figure 3.2 : Géométrie du phénomène de vent apparent (Gutelle, [10]). 61

Figure 3.3 : Vitesse du vent apparent en fonction de l'angle du vent réel 62

Figure 3.4 : Amgle du vent apparent avec le voilier en fonction de l'angle du vent réel. 63

Figure 3.5 Modélisation d'une vague (Gutelle, [10]). 64

Figure 3.6 Navigation vent arrière et navigation au près (Gutelle, [10]) 65

Figure 3.7 : Effets observés suivant l'évolution de R (Gutelle, [10]) 67

Figure 3.8 Courbes des coefficients de frottement pour des surfaces de rugosité variable (Gutelle, [10]). 68

Figure 3.9 Part respective des différents coefficients de résistance (Gutelle, [10]). 69

Figure 3.10 Attitude d'un dériveur au planning. (Gutelle, [10]). 70

Figure 3.11 Modélisation du planning sur une plaque plane de largeur infinie (Gutelle, [10]) 71

Figure 3.12 Polaires des coefficients de portance et de traînée d'une voilure de Dragon (Gutelle, [10]). 73

Figure 3.13 : Modélisation et maillage du catamaran complet. 76

Figure 3.14 : Structure sandwich utilisée pour la coque. 79

Figure 3.15 : Assemblage du mât et de la barre transversale avant. 81

Figure 3.16 : Assemblage de l'étai et des haubans. 82

Figure 3.17 : Encastrements des gouvernails et des dérives. 83

Figure 3.18 : Application de la force latérale du vent sur le mât. 84

Figure 3.19 : Efforts modélisant la tension de l'étai. 86

Figure 3.20 : Efforts modélisant la force de tension des haubans sur le mât. 86

Figure 3.21 : Déplacements des nœuds obtenus. 87

Figure 3.22 : Critère de Tsai Wu dans toute la coque. 88

Figure 3.23 : Critère de Tsai Wu à l'arrière de la coque tribord. 89

Figure 3.24 : Critère de Tsai Wu dans la zone des points d'accroche de la barre transversale et du hauban sur la coque bâbord. 89

Figure 4.1 : Structure des fentes du Corecell. 93

Figure 4.2 : Montage expérimental pour la réalisation d'une infusion de plaque. 95

Figure 4.3 : Schéma de l'infusion de la plaque 6. 99

Figure 4.4 : Fin de la fabrication de la seconde plaque de Structiform. 101

Figure 4.5 : Principe des essais de flexion 3 points (à gauche) et 4 points (à droite). 108

Figure 4.6 : Position des appuis pour un essai de flexion 4 points. 109

Figure 4.7 : Disposition des échantillons dans les différentes plaques. 110

Figure 4.8 : Épaisseurs des échantillons dans les différentes plaques. 112

Figure 4.9 : Résultats de l'essai de flexion 3 points pour l'échantillon P7E2. 115

Figure 4.10 : Rupture des fibres de la peau supérieure au niveau des appuis de l'essai de flexion 4 points. 115

Figure 4.11 : Échantillons de Corecell brisés à cause d'une flexion trop importante. .. 116

Figure 4.12 : Force maximale supportée par les échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 lors des essais de flexion 3 points..... 117

Figure 4.13 : Froce maximale supportée par les échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 lors des essais de flexion 4 points..... 118

Figure 4.14 : Force maximale supportée par les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 lors des essais de flexion 3 points. 118

Figure 4.15 : Force maximale supportée par les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 lors des essais de flexion 4 points. 119

Figure 4.16 : Coefficient charge/déplacement (ou raideurs) pour les échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 pour les essais de flexion 3 points..... 121

Figure 4.17 : Coefficient charge/déplacement pour les échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 pour les essais de flexion 4 points..... 121

Figure 4.18 : Coefficient charge/déplacement (ou raideur) pour les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 pour les essais de flexion 3 points. 122

Figure 4.19 : Coefficient charge/déplacement pour les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 pour les essais de flexion 4 points. 122

Figure 4.20 : Cisaillement d'une poutre encastrée à une seule de ses extrémités. 126

Figure 4.21 : Cisaillement de l'échantillon lors d'un essai de flexion 3 points..... 126

Figure 4.22 : Cisaillement de l'échantillon lors d'un essai de flexion 4 points..... 128

Figure 4.23 : Rigidités en flexion et en cisaillement pour les groupe des plaques P4, P5, P6 et P7 en fonction de l'épaisseur des échantillons. 133

Figure 4.24 : Rigidités en flexion et en cisaillement pour les groupe des plaques P4, P5, P6 et P7 en fonction de (h^3-c^3) et de $(h+c)^2/4c$ respectivement. 134

Figure 4.25 : Rigidité en cisaillement en fonction de la rigidité en flexion pour les groupes des plaques P4, P5, P6 et P7 135

Figure 5.1 : Maillage de la coque pour les simulations préliminaires. 140

Figure 5.2 : Modélisation de la première stratégie d'infusion. 141

Figure 5.3 : Remplissage de la coque avec la première stratégie d'infusion. 142

Figure 5.4 : Modélisation de la deuxième stratégie d'infusion 142

Figure 5.5 : Remplissage de la coque avec la deuxième stratégie d'infusion. 143

Figure 5.6 : Modélisation de la troisième stratégie d'infusion. 144

Figure 5.7 : Remplissage de la coque avec la troisième stratégie d'infusion. 145

Figure 5.8: Modélisation de la quatrième stratégie d'infusion. 146

Figure 5.9 : Remplissage de la coque avec la quatrième stratégie d'infusion. 146

Figure 5.10 : Utilisation d'un coin pour le démoulage de la coque. 150

Figure 5.11 : Empilement des matériaux dans la coque 151

Figure 5.12 : Coque infusée mais non démoulée. 152

Figure 5.13 : Canal préférentiel placé sur une des poutres. 153

Figure 5.14 : Photographie de la première demi-coque. 156

Figure 5.15 : Déplacement de ligne de vide pour aspirer l'air emprisonné. 158

Figure 5.16 : Emprisonnement d'air dû aux effets de bord. 159

Figure 5.17 : Effet de bord dû à la jonction entre deux panneaux de mousse. 160

Figure 5.18 : Effet de bord lié dû au contour de la mousse lors de la première fabrication. 160

Figure 5.19 : Arrivée de résine de la peau inférieure vers la peau supérieure. 164

Figure 6.1 : Maillage d'un motif élémentaire d'une plaque sandwich. 167

Figure 6.2 : Maillage d'une cellule élémentaire d'une plaque composite sandwich. 167

Figure 6.3 : Doubles fentes d'une cellule élémentaire d'une plaque composite sandwich. 168

Figure 6.4 : Simulations du remplissage de la plaque sandwich plane 171

Figure 6.5 : Perméabilités globales des plaques sandwichs planes modélisées 172

Figure 6.6 : Arrivée de résine sur une face par les fentes de l'autre face (t = 36 s). 173

Figure 6.7 : Remplissage de la plaque courbe pour t = 80 s. 174

Figure 6.8 : Zoom du maillage utilisé pour les simulations d'infusion de la coque. 176

Figure 6.9 : Présentation des différentes zones 177

Figure 6.10 : Remplissage de la torsade en 122 secondes pour la première simulation. 180

Figure 6.11 : Remplissage de la torsade à t = 25 s. 181

Figure 6.12 : Simulation présentant des effets de bord bien trop marqués (t = 209 s). . 182

Figure 6.13 : La mousse brisée crée un canal préférentiel (t = 116 s à gauche, t = 107 s à droite). 185

Figure 6.14 : L'effet de bord lié au coin semble sous évalué (t = 286 s à gauche, t = 300 s à droite). 186

Figure 6.15 : L'effet de bord lié au coin semble surestimé (t = 566 s à gauche, t = 553 s à droite). 186

Figure 6.16 : Partie de la coque sensée être infusée vers la fin (t = 932 s). 187

Figure 6.17 : Prise en compte du bris de la mousse (t = 112 s à gauche, t = 117 s à droite). 188

Figure 6.18 : Ajout de nœuds correspondant à l'arrivée de résine. 189

Figure 6.19 : Effet du prolongement de la torsade en début d'infusion (t = 24 s) 190

Figure 6.20 : Influence du prolongement de la torsade (à gauche, t = 739 s, à droite t = 998 s)..... 190

Figure 6.21 : Emprisonnements d'air dû à l'arrivée rapide de résine vers la poutre (t = 411 s)..... 191

Figure 6.22 : Réduction de la longueur de la torsade afin d'éviter des emprisonnements d'air..... 192

Figure 6.23 : Réduction de l'emprisonnement d'air par la réduction de la torsade..... 193

Figure 6.24 : Emprisonnements d'air lors de l'infusion par le tour (t = 78 s)..... 194

Figure 6.25 : La résine se referme à trois endroits différents lors de l'infusion par le tour (t = 748 s)..... 194

Figure 0.1 : MTS bleue du local A-384..... 209

Figure 0.2 : Contrôleur de la MTS..... 209

Figure 0.3 : Double appui étroit pour les essais de flexion3 points et 4 points..... 210

Figure 0.4 : Double appui large pour les essais de flexion 3 points et 4 points..... 210

Figure 0.5 : Barre d'appui pour les essais de flexion 3 points..... 211

Figure 0.6 : Serrage des collets..... 211

Figure 0.7 : Pistolet utilisé pour pulvériser le gel coat et peigne utilisé pour mesurer son épaisseur..... 213

Figure 0.8 : Orifice, bouton de réglage de la pression et gachette du pistolet..... 215

Figure 0.9 : Procédure de bagging dans le cas d'un sac à vide ordinaire..... 222

Figure 0.10 : Procédure de bagging dans le cas d'un sac à vide complet..... 223

Figure 0.11 : Mou inutile laissé dans le film plastique sous le moule..... 224

Figure 0.12 : Création d'une oreille de lapin dans le cas d'un sac à vide ordinaire..... 225

Figure 0.13 : Collage d'un oreille de lapin dans le cas d'un sac à vide complet..... 226

Figure 0.14 : Collage d'un tuyau dans une oreille de lapin. 227

Figure 0.15 : Collage d'un tuyau contre un moule avec un escalier de domdom..... 228

Figure 0.16 : Écoulement préférentiel dû au domdom mal collé..... 229

Figure 0.17 : Tension dans le domdom..... 229

Figure 0.18 : Réparation d'un sac à vide. 230

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

a	Abscisse du point d'appui (m)
A_S	Constante de compaction (Pa) dans le modèle de Gutowski [11, 12]
ASTM	American Society for Testing and Material
B	Constante du renfort dans le modèle de Robitaille et al. [19]
b	Largeur des échantillons (m)
c	Épaisseur de l'âme (m)
C_0	Constante de Kozeny
CMC	Composites à matrice céramique
CMM	Composites à matrice métallique
CMP	Composites à matrice polymère
D	Rigidité en flexion ($N*m^2$)
d	Somme de l'épaisseur de l'âme et d'une peau (m)
Δ	Déflexion (m)
Δ_3	Déflexion pour un essai de flexion 3 points (m)
Δ_4	Déplacement pour un essai de flexion 4 points (m)
ΔP	Gradient de pression (Pa/m)
E	Module d'élasticité (Pa)
E_c	Module d'élasticité de l'âme (Pa)
E_f	Modules d'élasticité des faces (Pa)
G	Module de cisaillement (Pa)
H	Épaisseur du moule (m)
h	Épaisseur du sandwich (m)
$h_{âme}$	Épaisseur de l'âme (m)
h_{inf}	Épaisseur de la peau inférieure (m)
h_{sup}	Épaisseur de la peau supérieure (m)

I	Second moment d'aire (m^4)
K	Perméabilité (m^2)
K_{inf}	Perméabilités de la peau inférieure (m^2)
K_{sup}	Perméabilités de la peau supérieure (m^2)
L	Distance entre les supports des essais de flexion (m)
l	Distance parcourue par le front de résine (m)
M	Surface spécifique des fibres (m^2)
m_f	Masse des fibres (g)
m_p	Masse de la plaque (g)
MTS	Mechanical Testing System
μ	Viscosité de la résine (Pa*s)
v_D	Vitesse de Darcy (m/s)
v_F	Vitesse du fluide (m/s)
P	Charge appliquée (Pa)
P_{atm}	Pression atmosphérique (Pa)
P_c	Différence de pression entre entrée sortie (Pa)
P_{comp}	Pression de compaction (Pa)
P_{inf}	Pressions de la résine dans la peau inférieure (Pa)
PRF	Plastiques renforcés de fibres
P_{sup}	Pressions de la résine dans la peau supérieure (Pa)
ϕ	Porosité
ϕ_0	Porosité à pression atmosphérique
ϕ_{max}	Porosité théorique maximale
R	Inverse de la courbure (m)
RTM	Moulage par Transfert de Résine (Resin Transfert Molding)
ρ_f	Densité volumique des fibres (kg/m^3)

ρ_r	Densité volumique de la résine (kg/m^3)
SCRIMP	Seemann Composite Eesin Infusion Molding Process
Σ	Pression de fermeture (Pa)
σ_{inf}	Pression de compaction des renforts dans la peau inférieure (Pa)
σ_{sup}	Pression de compaction des renforts dans la peau supérieure (Pa)
t	Épaisseur des peaux (m)
U	Rigidité en cisaillement (N)
V	Élément de volume (m^3)
VARI	Infusion de Résine Assisté par le Vide (Vacuum Assisted Resin Infusion)
V_f	Taux de fibres volumique
W_f	Taux de fibres massique

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE I - Fiches de montage pour les essais de flexion 202

ANNEXE II - Application du gel coat 212

ANNEXE III - Bagging 219

ANNEXE IV - Tableaux de calcul de mesures 232

ANNEXE V - Partenaires et fournisseurs 239

INTRODUCTION

À l'heure actuelle, l'utilisation des matériaux composites est en pleine expansion. Leurs propriétés mécaniques et leur capacité à être façonnés dans des formes complexes en font des matériaux de choix pour de nombreuses applications demandant de combiner performance et légèreté. Par ailleurs, les structures sandwichs permettent des gains importants en poids et performance en augmentant la rigidité des structures et en améliorant leur résistance à l'impact ou leurs propriétés amortissantes. Ainsi les structures composites sandwichs sont de plus en plus employées dans des secteurs aussi divers que l'aéronautique, l'automobile, le nautisme, etc.

Pour les fabriquer, les procédés les plus couramment utilisés sont le laminage, l'injection dans un moule rigide (RTM) ou l'infusion sous membrane flexible (VARI). Le laminage tend à disparaître, puisque c'est un procédé polluant et peu performant. Par contre les deux autres procédés prennent de l'ampleur. De plus en plus, les grandes compagnies simulent les procédés de fabrication RTM ou VARI de façon à contrôler ou même à optimiser la production. Pour le moment, la seule méthode de simulation fiable et validée sur le plan industriel porte sur l'injection de composites monolithiques par le procédé RTM. Dans le cas du VARI, des efforts de modélisation supplémentaires sont requis pour maîtriser complètement le procédé.

Ce mémoire porte sur l'infusion des composites sandwichs : fabrication sous membrane flexible et simulation numérique du procédé. Comme les coques de bateaux font l'objet

d'une application importante des composites sandwichs et que le procédé VARI est très souvent utilisé pour la fabrication de ce type de pièces, ce projet étudiera la conception et la fabrication d'une coque de catamaran de sport de 4 mètres de long.

Ce mémoire est composé de 6 chapitres :

- L'étude bibliographique du chapitre 1 fait état de l'avancement des travaux sur la modélisation de l'infusion de composites sandwichs.
- Le chapitre 2 présente la conception de la géométrie de la coque et décrit les problèmes posés par la fabrication du moule. La méthode utilisée pour concevoir la géométrie de la coque est le krigeage surfacique, une méthode d'interpolation mathématique qui permet de modéliser une surface paramétrique quelconque à l'aide de quelques points seulement. Une fois la géométrie de la coque définie se pose le problème de la fabrication du moule. Finalement, il ne sera pas nécessaire ici de construire un moule, puisque la compagnie Mystère en a gracieusement fourni un pour appuyer cette recherche.
- Le chapitre 3 fait compte-rendu des calculs effectués sur la structure du catamaran. Dans la première partie, beaucoup d'attention est portée sur la description des efforts qui s'exercent sur les coques et les voiles. Dans la seconde partie, la structure du catamaran est modélisée et analysée à l'aide du logiciel SAMCEF. Comme les travaux de ce chapitre ont été réalisés avant le don du moule, la géométrie utilisée est celle de la coque conçue par krigeage.
- Dans le chapitre 4, la fabrication des premières plaques sandwichs nécessaires à l'apprentissage du procédé d'infusion est décrite. La fabrication de ces plaques donne l'occasion d'évaluer la perméabilité flexible d'un renfort sandwich et de réaliser des essais de flexion 3 points ou 4 points.
- L'aboutissement de ces efforts conduit au chapitre 5 à la fabrication de la coque du catamaran. Le chapitre 5 décrit le choix de la stratégie d'infusion et présente la fabrication de trois demi-coques.

- Enfin dans le sixième et dernier chapitre, des simulations d'infusions sont comparées à la fabrication réelle de façon à vérifier si le logiciel PAM-RTM peut être utilisé pour prédire l'infusion de composites sandwichs sous membrane flexible. Ce chapitre utilise la géométrie de la coque fabriquée. Enfin, quelques propositions sont faites pour améliorer la fabrication des demi-coques à partir des résultats de la simulation numérique.

La conclusion donne quelques perspectives pour la poursuite du projet. Maintenant que les propriétés mécaniques du composite sandwich en flexion ont été évaluées, un calcul plus précis de la structure du catamaran pourrait être effectué. Par ailleurs, le modèle utilisé pour l'infusion des sandwichs pourrait être validé par de nouvelles expériences dans le cas d'une plaque courbe. Enfin, afin que les résultats de la simulation numérique permettent d'améliorer la fabrication, il reste à compléter la vérification de l'exactitude des prédictions obtenues avec le logiciel de simulation.

CHAPITRE 1 - Les composites sandwichs et leur fabrication

1.1. Description générale des matériaux composites

1.1.1. Introduction

Sous sa forme la plus fondamentale, un matériau composite est constitué d'au moins deux composants qui combinent leurs caractéristiques pour produire des propriétés mécaniques qui sont différentes des propriétés de chaque élément pris séparément. Dans la pratique, la plupart des composites sont formés d'une phase solide (la « matrice ») qui sert de liant et d'un renfort pour augmenter la résistance et la rigidité de la matrice. Le renfort est habituellement constitué par un réseau de fibres. Aujourd'hui, les composites les plus communs peuvent être divisés en trois groupes principaux, selon que la matrice est un polymère, un métal ou une céramique.

Composites à matrice polymère (CMP)

Ceux-ci sont les plus communs et constituent le sujet de notre étude. Aussi connus sous le nom de PRF - plastiques renforcés de fibres - ces matériaux sont constitués d'une matrice en résine polymère renforcée par plusieurs variétés de fibres comme le verre, le carbone, l'aramide, etc.

Composites à matrice métallique (CMM)

De plus en plus utilisés dans l'industrie, leur matrice métallique peut être l'aluminium par exemple et le renfort des fibres comme le carbure de silicium.

Composites à matrice céramique (CMC)

Utilisés dans les environnements à très haute température, ces matériaux emploient des matrices en céramique renforcées avec des fibres courtes, principalement du carbure de silicium ou du nitrure de bore.

1.1.2. Les composites à matrice polymère

Les différents polymères comme les résines époxydes, vinylester et polyester ont une utilisation limitée pour la fabrication de structures, puisque leurs propriétés mécaniques ne sont pas très intéressantes par comparaison avec la plupart des métaux. Cependant, elles possèdent des propriétés recherchées ; notamment leur capacité d'être facilement façonnées permet de fabriquer des formes complexes par les procédés de moulage par injection.

Des matériaux comme le verre, l'aramide et le bore ont une résistance à la traction et à la compression extrêmement élevée. Mais sous forme monolithique, ces propriétés ne peuvent pas être exploitées. En effet, quand ces matériaux sont soumis à une contrainte, des fissures apparaissent sur leur surface et causent des ruptures au-dessous de leur « point de rupture » théorique. Pour surmonter ce problème, les renforts sont produits sous la forme de fibres, de sorte que, même si des fissures apparaissent, celles-ci restent limitées à un nombre restreint de fibres, permettant aux autres fibres non fissurées de fournir la résistance souhaitée pour le renfort. Par conséquent, l'utilisation optimale du matériau est en faisceau de fibres. Cependant, dans le sens longitudinal, chaque fibre ne peut fournir qu'une résistance à la traction, comme les brins d'une corde.

C'est seulement lorsque les résines polymères sont combinées avec des renforts fibreux comme le verre, le carbone et l'aramide que des propriétés exceptionnelles peuvent être obtenues pour le matériau composite résultant. La matrice polymère répartit la charge appliquée au composite entre les fibres du renfort et protège également celles-ci contre les dommages provoqués par l'abrasion et les chocs. Ainsi, les composites à matrice polymère possèdent une résistance et une rigidité élevées tout en présentant une facilité à être moulés en formes complexes, une résistance élevée à la corrosion et une faible densité. Ceci leur confère des caractéristiques supérieures aux métaux pour beaucoup d'applications.

1.1.3. Procédés de fabrication

Les procédés de fabrication des pièces composites sont largement décrits dans la littérature sur les matériaux composites. Mallick [16] en fait une très bonne présentation. Cette section montre quelques uns des procédés les plus couramment utilisés.

a) Laminage manuel

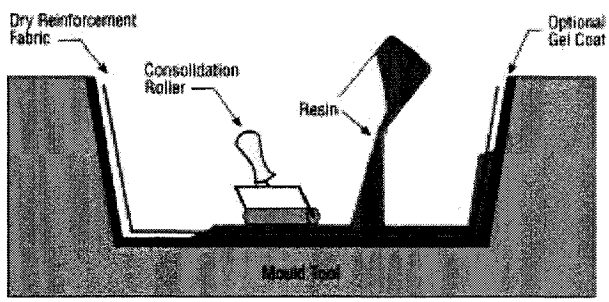


Figure 1.1 : Le laminage (www.netcomposites.com, [17]).

Après avoir été positionné dans le moule, le renfort fibreux sous forme de tissu ou mat est imbibé manuellement avec la résine. L'imprégnation est habituellement réalisée avec

des rouleaux ou des brosses pour chasser les bulles d'air emprisonnées entre les fibres (voir figure 1.1).

b) Moulage par transfert de résine « Resin Transfert Moulding » (RTM)

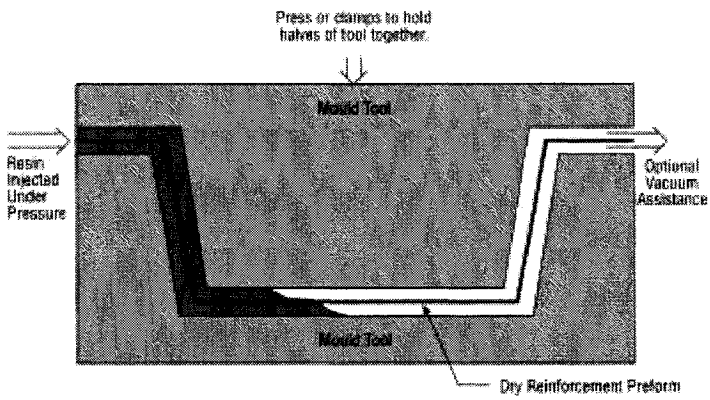


Figure 1.2 : Le moulage par transfert de résine (www.netcomposites.com, [17]).

Les fibres sont déposées sur la partie femelle du moule que l'on vient ensuite fermer avec la partie mâle. Une fois le moule fermé, on injecte la résine à une pression supérieure à la pression atmosphérique (voir figure 1.2). Un vide peut également être appliqué dans la cavité du moule afin d'améliorer l'imprégnation des fibres par la résine. Ce procédé est appelé « Vacuum Assisted Resin Transfert Molding » (VARTM).

c) Procédés d'infusion (VARI, SCRIMP)

Comme pour le procédé RTM, les fibres sont déposées sur la partie femelle du moule. Elles sont ensuite recouvertes d'un film plastique étanche collé au moule par un ruban adhésif. Une pression de vide de l'ordre de -70 kPa est alors appliquée dans la cavité et la résine est aspirée et infuse les fibres. Ce procédé d'infusion de résine assistée par le vide est appelé « Vacuum assisted resin infusion » (VARI) en Anglais. Pour le procédé SCRIMP, « Seemann composite resin infusion molding process », la couche de fibres est recouverte d'un médium d'infusion qui ne fait pas partie de la structure du composite,

mais qui facilite la progression de la résine à travers les fibres. Les deux procédés sont illustrés dans la figure 1.3.

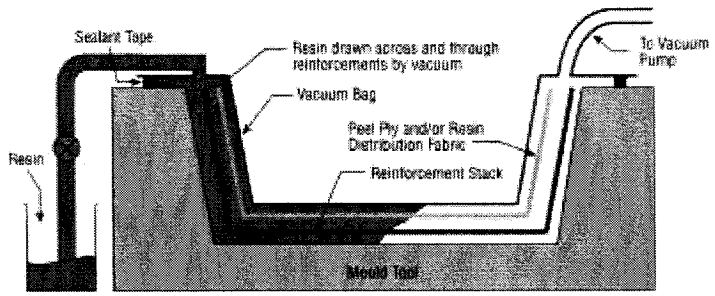


Figure 1.3 : L'infusion sous membrane flexible VARI ou SCRIMP (www.netcomposites.com, [17]).

1.2. Modélisation de l'écoulement de la résine pour des composites monolithiques

1.2.1. Cas général

Pour modéliser l'écoulement de la résine au cours d'une injection RTM ou d'une infusion VARI, quatre notions doivent être prises en compte : la loi de Darcy qui gouverne les écoulements en milieu poreux, l'évaluation de la perméabilité et de la compressibilité des renforts et la conservation de la masse.

a) Loi de Darcy

Comme le renfort peut être considéré comme un milieu poreux et comme la vitesse de la résine est suffisamment faible, il est possible d'utiliser la loi de Darcy pour modéliser l'écoulement de la résine à travers le renfort (Bear, [3]). La vitesse de Darcy v_D, qui s'exprime en mètres par seconde, mesure le débit volumique de fluide à travers une section de renfort :

$$v_D = \frac{K}{\mu}\Delta P \tag{1.1}$$

où v_D est la vitesse de Darcy (m/s), K la perméabilité du renfort (m^2), μ la viscosité de la résine (Pa*s) et ΔP le gradient de pression (Pa/m). Pour calculer la vitesse d'avancement, on utilise la relation suivante :

$$v_F = \frac{v_D}{\phi} \tag{1.2}$$

où v_F est la vitesse du fluide (m/s) et ϕ la porosité du renfort (sans unité). On obtient donc finalement l'équation (1.3) :

$$v_F = \frac{K}{\phi\mu}\Delta P \tag{1.3}$$

b) Loi de Kozeny-Carman

Dans le cas du procédé RTM, si un unique renfort est utilisé pour fabriquer une pièce d'épaisseur uniforme, la perméabilité est uniforme et constante. Par contre, dans le cas de l'infusion sous membrane, la perméabilité varie dans l'espace et dans le temps. Dans ce cas, il faut recourir à l'équation (1.4) de Kozeny-Carman (Dullien, [6]) qui permet de calculer la perméabilité du renfort en fonction de sa porosité :

$$K = \frac{C_0}{M^2}\frac{\phi^3}{(1-\phi)^2} \tag{1.4}$$

où C_0 est la constante de Kozeny et M la surface spécifique des fibres (m^2). D'autres modèles plus complexes ont ensuite été développés pour éviter les problèmes lorsque la porosité tend vers 0 et pour prendre en compte l'anisotropie des matériaux. Citons par exemple celui de Gebart et al. [7].

c) Compressibilité des renforts

Dans le cas de l'infusion VARI, afin de relier la pression P de la résine à la pression de compression du renfort, il faut utiliser la relation suivante :

$$P_{comp} = P_{atm} - P \tag{1.5}$$

où P_{comp} est la pression de compaction (Pa) et P_{atm} la pression atmosphérique (Pa). Différentes approches, certaines analytiques et d'autres empiriques, ont été utilisées pour obtenir un modèle de compressibilité des renforts. Par exemple, Gutowski et al. [11, 12] proposent le modèle empirique suivant :

$$P_{comp} = A_S \frac{\frac{1-\phi}{1-\phi_0} - 1}{\left(\frac{1}{1-\phi} - \frac{1}{1-\phi_{\max}}\right)^4} \tag{1.6}$$

où A_S est une constante de compaction (Pa) propre au renfort, ϕ_0 la porosité à la pression atmosphérique et $\phi_{\max}$ la porosité théorique maximale. Dans un autre modèle, Robitaille et al. [19] présentent une approche empirique :

$$1-\phi = (1-\phi_0) P_{comp}{}^B \tag{1.7}$$

où B est une constante adimensionnelle dépendante du renfort utilisé.

d) Conservation de la masse

L'équation de conservation de la masse appliquée à la résine s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) = -\rho \operatorname{div}(\vec{v}_F) \tag{1.8}$$

où ρ est la densité de la résine (kg/m^3). En considérant la résine comme un fluide incompressible, ce qui est très proche de la réalité, on peut écrire :

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = -\operatorname{div}(\vec{v}_F) \tag{1.9}$$

Dans le cas de l'infusion de matériaux composites, l'épaisseur du renfort est négligeable par rapport aux deux autres dimensions de la pièce fabriquée, la longueur et la largeur. Considérons de petits éléments de volume de longueur et largeur, dx et dy respectivement, et de hauteur h égale à l'épaisseur du renfort à l'endroit considéré. En intégrant l'équation (1.9) sur un tel élément de volume V, on obtient la relation (Ragondet, [18]) :

$$\frac{\partial}{\partial t}\int_V \phi\, dV = -\int_{\partial V} \mathrm{div}\left(\vec{v}_F\right) dV \tag{1.10}$$

On peut en effet « sortir » la dérivée temporelle de l'intégrale parce que la déformation du volume V n'a lieu que dans le sens de l'épaisseur et parce que l'épaisseur du volume V correspond à celle du renfort.

1.2.2. Cas 1D

Dans cette partie, nous considérons que le front de la résine avance uniquement dans la direction x et que le profil de vitesse est constant dans toute l'épaisseur du renfort. L'équation (1.10) s'écrit alors :

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\phi\, h\, dx\right) = -h\, \partial v_F \tag{1.11}$$

Or, la conservation du renfort, puis la différentiation de l'équation obtenue permettent d'écrire :

$$h\left(1-\phi\right) = h_0\left(1-\phi_0\right) \tag{1.12}$$

et

$$\frac{\partial h}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial t}\left(h\phi\right) = 0 \tag{1.13}$$

où h_0 et ϕ_0 sont respectivement l'épaisseur et la porosité initiale. Donc l'équation (1.11) devient :

$$\frac{\partial h}{\partial t} = h\frac{\partial v_f}{\partial x} \tag{1.14}$$

En combinant cette relation avec la loi de Darcy, il vient :

$$\frac{\partial h}{\partial t} = h\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{K}{\mu}\frac{\partial P}{\partial x}\right) \tag{1.15}$$

Dans le cas de l'infusion sous membrane, il faut tenir compte de la compressibilité du renfort. Nous pourrions utiliser par exemple le modèle proposé par Robitaille et al [19] :

$$\phi = 1-(1-\phi_0)P_{comp}{}^{B} \tag{1.16}$$

où ϕ_0 est la porosité initiale, P_{comp} la pression de compaction (Pa) et B un coefficient propre au matériau. De plus, il faudrait également utiliser l'équation de Kozeny-Carman (Dullien, [6]) pour calculer la perméabilité du renfort en fonction de la porosité :

$$K = \frac{C_0}{M^2}\frac{\phi^3}{(1-\phi)^2} \tag{1.17}$$

où C_0 est la constante de Kozeny et M la surface spécifique des fibres (m^2).

Dans le cas de l'infusion sous moule rigide, la hauteur h est constante dans le temps, donc le membre de gauche de l'équation (1.15) est nul et la perméabilité K est constante. La suite des calculs est alors simplifiée. En effet, l'équation (1.15) devient :

$$\frac{K}{\mu}\frac{\partial^2 P}{\partial x^2} = 0 \tag{1.18}$$

L'intégration de l'équation (1.18) permet d'obtenir un champ de pression linéaire dans le cas d'un moule 1D. Notant P_c (Pa) la différence de pression entre l'entrée de la résine et la pression de vide à la sortie, l'équation (1.3) devient :

$$v_F = \frac{K}{\phi\mu}\frac{P_c}{l} \tag{1.19}$$

où l est la distance parcourue par le front de résine (m). Comme $v_F = \frac{\partial l}{\partial t}$, il est possible d'intégrer l'équation (1.19). On obtient alors la relation (1.20) qui lie directement le temps de remplissage avec les différents paramètres de l'expérience :

$$l^2 = \frac{2K}{\phi \mu} P_C t \tag{1.20}$$

où t (s) est le temps ayant pour origine l'entrée de la résine dans le moule.

1.2.3. Cas 2D et 3D

L'équation (1.20) montre que dans le cas d'un moule rigide 1D, il est très facile de prévoir l'avancement de la résine dans le renfort en fonction des différents paramètres de l'expérience. Pour des structures 2D et 3D, ce même type de calcul a été implémenté dans des logiciels de calcul par éléments finis tels que PAM-RTM. Par contre dans le cas du VARI, la résolution de ces équations est plus complexe. En effet, il faut alors utiliser les relations modélisant la compressibilité et la perméabilité du renfort. Ragondet et al. [18] ont implémenté ces équations dans un calcul numérique pour résoudre le problème de l'écoulement 1D. Les résultats qu'ils obtiennent montrent que le gradient de pression n'est plus linéaire comme dans le cas rigide mais qu'il est proche d'une parabole. Cela indique donc que l'influence de la flexibilité du contre-moule est relativement importante et qu'il faut la prendre en compte pour obtenir des simulations d'infusion sous vide réalistes.

1.3. Les composites sandwichs

1.3.1. Introduction

a) Description

La forme la plus simple d'une structure sandwich peut être définie comme un type de construction à trois couches. Les deux couches extérieures, appelées les faces ou les peaux, sont des couches à la fois minces et résistantes. Elles sont séparées par l'âme, une couche épaisse d'un matériau de faible densité. Grâce à cet assemblage léger, le moment

d'inertie de la structure est grand et l'ensemble résiste à des charges en flexion et en flambement importantes.

b) Historique

Bien que l'aéronef De Havilland Mosquito de la deuxième guerre mondiale soit souvent considéré comme la première construction majeure en panneaux sandwiches, l'utilisation de ceux-ci est plus ancienne. En effet, une des premières structures sandwichs construites par l'homme est le pont de Menai Straights au pays de Galles édifié en 1845 (Lerouge, [15]). Plus précisément, c'est en 1955 dans le chantier naval Samuel White en Angleterre qu'est construit le premier bateau avec des composites sandwichs. Ceci marque le début de la construction nautique moderne (Lerouge, [15]). Depuis, de nouveaux matériaux et technologies ont été développés, ce qui a permis d'améliorer de façon spectaculaire les propriétés mécaniques, physiques et chimiques des constructions sandwiche. Aujourd'hui, les structures sandwichs en matériaux composites sont largement utilisées en aéronautique et dans le nautisme, deux domaines où rigidité et légèreté demandent d'être combinées.

c) Avantages

Les structures sandwichs présentent les avantages suivants :

- Légèreté. C'est le plus grand avantage des structures sandwichs par rapport aux structures conventionnelles.
- Rigidité exceptionnelle.
- Excellente résistance à la fatigue.
- Bon isolement thermique et acoustique.
- Faible densité (et par conséquent bonne flottabilité, caractéristique très importante dans certaines applications marines).
- Haute absorption d'énergie.

d) Inconvénients

Les structures sandwichs présentent les inconvénients suivants :

- Faible résistance à travers l'épaisseur et faible résistance au cisaillement.
- Fabrication complexe et contrôle de qualité délicat.
- Performance directement liée au soin apporté lors de la fabrication. En particulier, un collage mal fait fragilise beaucoup la structure.
- Nécessité de choisir un grand facteur de sécurité : bien que l'analyse des structures sandwichs non endommagées soient actuellement bien étudiés, il existe relativement peu de données sur leur tolérance au dommage. Ceci oblige les concepteurs à choisir des facteurs de sécurité importants qui compromettent alors la principale qualité de ces structures, la légèreté (Shipsha [20]).

1.3.2. Les peaux

Lorsqu'une structure sandwich travaille en flexion, l'écartement des peaux est tel que ces dernières travaillent soit en traction, soit en compression. Les qualités demandées au matériau des peaux sont donc totalement différentes du cas d'une structure mince. En effet dans le cas d'une structure mince, le matériau doit avoir une bonne raideur en flexion alors que pour les peaux d'un sandwich, les matériaux doivent avoir avant tout une bonne résistance à la traction et à la compression. Cependant, le choix du matériau des peaux est directement relié au cahier des charges de la structure fabriquée.

Les composites sont des matériaux de choix pour les peaux des constructions sandwichs, grâce à leurs propriétés mécaniques exceptionnelles et à leur masse réduite. Ce sont d'ailleurs les matériaux choisis pour la construction de la coque du catamaran qui fait l'objet de ce projet.

Historiquement, mis à part les matériaux composites, les grandes familles de matériaux utilisés comme peaux dans les structures sandwichs sont le bois, l'aluminium, le titane, l'acier, le cupronickel et le ferrociment.

1.3.3. L'âme

L'âme est la partie fondamentale de la structure sandwich car elle conditionne la qualité de l'ensemble. L'âme du sandwich a pour but principal de maintenir constant l'écartement des peaux de sandwich. La résistance de la plaque sandwich n'est assurée que par les qualités mécaniques de ces peaux. L'âme doit donc être légère, mais en même temps suffisamment rigide dans la direction perpendiculaire aux faces pour assurer une bonne stabilité et un bon écartement des faces et elle doit également être très rigide en cisaillement pour éviter que les faces ne glissent l'une sur l'autre lorsque la structure est chargée en flexion. En effet, si cette dernière condition n'est pas satisfaite, les faces se comportent simplement comme deux panneaux indépendants et l'effet sandwich est perdu (Greene [9]). Les âmes se divisent en trois grands groupes : le balsa, les nids d'abeilles et les mousses.

a) Le balsa

Bois provenant d'Amérique centrale et tropicale, c'est le plus léger et le plus mou des bois commerciaux. Sa densité varie entre 0.09 à 0.14 g/cm3, sa résistance mécanique est faible mais reste malgré tout très bonne par rapport à sa masse. Il est utilisé comme matériau d'âme sandwich pour sa résistance en compression.

b) Les nids d'abeilles

L'âme en nid d'abeilles (mieux connue sous le nom anglais d'« honeycomb ») ressemble beaucoup aux alvéoles des nids d'abeilles que l'on observe dans la nature. Elle est

constituée d'un arrangement de cellules ouvertes en deux dimensions, le plus souvent de forme hexagonale. Un nid d'abeilles peut être fabriqué à partir de n'importe quel matériau fin et plat. Le nid d'abeilles doit son importance à sa très faible masse. Il est très utilisé dans l'aéronautique.

c) Les mousses

Les mousses sont une des structures typiques des solides cellulaires tout comme les nids d'abeilles. Les mousses doivent leurs propriétés mécaniques à leur structure micro-cellulaire distribuée dans les trois dimensions. Leur caractéristique la plus importante est la densité relative, c'est-à-dire la densité du matériau cellulaire divisée par celle du matériau compact. Les techniques actuelles permettent de fabriquer des mousses à partir de polymères, métaux, céramiques et même du verre.

Bien qu'elles ne possèdent pas les mêmes qualités mécaniques que les nids d'abeilles, les mousses sont largement utilisées. En effet, les prix de production sont faibles et l'étendue d'utilisation des mousses est grande, notamment grâce à deux facteurs : les mousses sont faciles à manipuler lors de la construction des structures sandwichs et les nouveaux procédés permettent de développer des mousses de haute densité et haute qualité. Les plus courantes sont les mousses en polyuréthane, polystyrène, polyvinylchloride (PVC) et polyméthacrylimides (PMI).

1.3.4. Étude mécanique

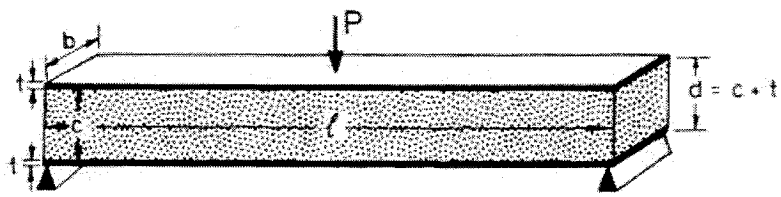


Figure 1.4 : Poutre sandwich soumise à une flexion 3 points (Gibson, [8]).

Pour illustrer les avantages de la structure sandwich, analysons le cas simple d'une poutre sandwich soumise à une flexion 3 points en négligeant le cisaillement. Les équations de ce paragraphe proviennent de Gibson [8] et du site internet de Diab [5]. La figure 1.4 présente les notations utilisées dans les calculs de ce paragraphe. Cette poutre est constituée de deux peaux minces d'épaisseur t chacune et d'une âme de basse densité d'épaisseur c. L'épaisseur totale de la poutre est d et sa largeur est b. Pour cette analyse, il est supposé que les matériaux des faces et de l'âme sont isotropes. La théorie de flexion des poutres, qui considère une poutre comme une succession de sections transversales, planes et perpendiculaires à l'axe longitudinal, permet d'obtenir pour une poutre homogène la relation suivante entre le moment en flexion M (N*m) et la courbure $1/R$ (m^{-1}) :

$$\frac{M}{EI} = -\frac{1}{R} \tag{1.21}$$

où E (Pa) est le module d'élasticité et I (m^4) le second moment d'aire. Le produit $E \cdot I$ ($N*m^2$) mesure la rigidité en flexion de la poutre.

Dans le cas d'une poutre sandwich, sa rigidité en flexion D ($N*m^2$) est la somme des rigidités en flexion des deux matériaux qui la composent, les faces et l'âme. Ainsi D est la somme de trois termes :

- la rigidité en flexion des faces par rapport à leurs propres axes : $E_f \frac{bt^3}{6}$

- la rigidité en flexion des faces due à leur éloignement de l'axe longitudinal de la poutre : $\frac{b t d^2}{2}$
- la rigidité en flexion de l'âme : $E_c \frac{b c^3}{12}$

Ici E_f et E_c (Pa) sont respectivement les modules d'élasticité des faces et de l'âme. Finalement, la rigidité en flexion de la poutre sandwich s'écrit :

$$D = E_f \frac{b t^3}{6} + E_f \frac{b t d^2}{2} + E_c \frac{b c^3}{12} \tag{1.22}$$

Puisque l'épaisseur des peaux est petite devant celle de la poutre ($t << d$), il est possible de négliger le premier terme de cette somme. En effet, on a bien :

$$E_f \frac{b t^3}{6} << E_f \frac{b t d^2}{2} \tag{1.23}$$

Par ailleurs, si la relation $E_f \frac{t}{2} << E_c \frac{c}{12}$ est vérifiée (ce qui est souvent le cas dans la pratique), alors le troisième terme de la somme (1.22) peut être négligé car $d \approx c$. Dans ce cas, la rigidité en flexion s'écrit tout simplement sous la forme :

$$D = E_f \frac{b t d^2}{2} \tag{1.24}$$

Cette étude montre clairement que la poutre sandwich possède une rigidité importante en flexion grâce à l'espacement des deux peaux créé par la présence de l'âme.

1.4. Infusion des composites sandwichs

1.4.1. Problématique

Lors de la fabrication des composites sandwichs par laminage, trois étapes sont nécessaires : tout d'abord le laminage de la peau inférieure, ensuite le collage de l'âme

en enfin le laminage de la peau supérieure. Rappelons que ce procédé n'est pas performant puisqu'il ne permet pas d'atteindre des taux de fibres très élevés, mais il présente l'avantage pour les sandwichs de contrôler la fabrication des deux peaux avec la même précision.

En utilisant un procédé d'injection ou d'infusion, la fabrication se fait en une seule étape, les deux peaux étant imprégnées de résine simultanément. Le problème qui se pose alors est d'être sûr que les deux faces du sandwich seront toutes deux convenablement fabriquées et que la résine avancera des deux côtés de l'âme. Une solution à cette difficulté consiste à perforer régulièrement l'âme (à tous les 4 centimètres par exemple) pour créer des canaux par lesquels la résine pourra s'écouler d'une face à l'autre. Ainsi, si l'écoulement de résine est plus rapide d'un côté de l'âme que de l'autre, la résine pourra traverser l'âme pour imprégner l'autre face. La figure 1.5 illustre ce phénomène.

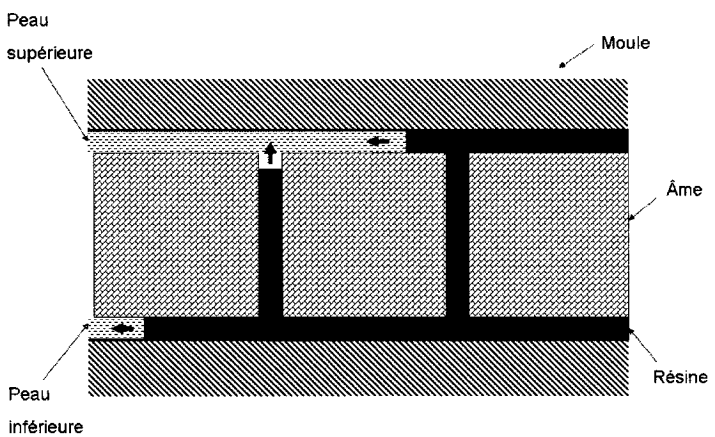


Figure 1.5 : coupe transversale de l'écoulement de la résine dans un sandwich.

Il est toujours préférable que la résine avance à la même vitesse des deux côtés de l'âme pour éviter la formation de poches d'air. En effet, il apparaît clairement sur la figure 1.5

que l'arrivée de résine par le canal traversant l'âme conduit à emprisonner de l'air dans la peau supérieure. Nous allons voir dans le paragraphe suivant que les perforations de l'âme jouent également un rôle important pour maintenir l'équilibre même si la résine avance à la même vitesse dans les deux peaux.

1.4.2. Influence de l'âme sur l'écoulement de la résine dans les peaux

a) Cas du RTM

Dans le cas de l'injection d'un composite monolithique dans un moule fermé rigide, l'épaisseur du renfort ne varie pas dans le temps. Par contre, dans le cas de l'injection d'un composite sandwich, les épaisseurs des deux peaux peuvent varier pourvu que la somme des deux reste constante. En effet, l'équation suivante doit être satisfaite en tout temps :

$$H = h_{inf} + h_{âme} + h_{sup} \tag{1.25}$$

où H, $h_{âme}$, h_{inf} et h_{sup} sont respectivement les épaisseurs du moule, de l'âme, des peaux inférieure et supérieure. Comme les épaisseurs du moule et de l'âme sont supposées constante dans le temps, les épaisseurs des peaux sont liées par l'équation ci-dessous dont le membre de droite est constant :

$$h_{inf}(t) + h_{sup}(t) = H - h_{âme} \tag{1.26}$$

Par ailleurs, quelque soit la pression de fermeture du moule, il y aura toujours équilibre entre les pressions de résine et de compaction des renforts dans les deux peaux. L'équation suivante donne cet équilibre :

$$\Sigma = \sigma_{inf} + P_{inf} = \sigma_{sup} + P_{sup} \tag{1.27}$$

où Σ (Pa) est la pression de fermeture du moule, σ_{inf}, σ_{sup} (Pa) sont respectivement les pressions de compaction des renforts dans les peaux inférieure et supérieure et P_{inf}, P_{sup}

(Pa) sont les pressions de la résine dans les peaux inférieure et supérieure respectivement.

Les épaisseurs des deux peaux à un endroit du moule donné peuvent être calculées en résolvant le système suivant :

$$\begin{cases} h_{inf}(t) + h_{sup}(t) = H - h_{âme} \\ \sigma_{inf}(t) - \sigma_{sup}(t) = P_{inf}(t) + P_{sup}(t) \\ h_{inf} = f_{inf}(P_{inf}) \\ h_{sup} = f_{sup}(P_{sup}) \end{cases} \tag{1.28}$$

où les pressions de la résine P_{inf} et P_{sup} sont connues et où f_{inf} et f_{sup} sont les fonctions exprimant l'épaisseur des renforts des peaux inférieure et supérieure en fonction de la pression de compaction du renfort. La résolution exacte de ce système demande de connaître les pressions de résine dans les peaux ainsi que des relations entre l'épaisseur et la pression de compaction des renforts. Néanmoins, il est possible de tirer de ces équations une remarque très importante. Supposons que les peaux inférieure et supérieure soient constituées du même renfort, que l'écoulement de résine soit plus avancé dans la face inférieure que dans la face supérieure et supposons également qu'il n'y a pas de canaux perforés à travers l'âme. De ces trois hypothèses, il est possible d'en déduire les relations suivantes :

$$f_{inf} = f_{sup} \tag{1.29}$$

$$P_{inf} > P_{sup} \tag{1.30}$$

D'après la deuxième équation du système (1.28) et d'après la relation (1.30), il est possible d'en déduire l'inégalité ci-dessous :

$$P_{inf} < P_{sup} \tag{1.31}$$

Or comme les fonctions f_{inf} et f_{sup} sont identiques et décroissantes, on a :

$$h_{inf} > h_0 = \frac{H - h_{âme}}{2} > h_{sup} \tag{1.32}$$

Puisque la perméabilité est une fonction croissante de l'épaisseur du renfort, on trouve l'inégalité suivante :

$$K_{inf} > K_{sup} \tag{1.33}$$

où K_{inf} et K_{sup} sont les perméabilités des renforts. Il apparaît donc que la perméabilité du renfort de la peau inférieure est supérieure à celle du renfort de la peau supérieure. La résine avancera donc plus facilement dans la peau inférieure, ce qui conduira à augmenter encore plus la différence de l'avancement de la résine dans les deux peaux. En raison de cet état de déséquilibre, même avec des renforts semblables, la vitesse d'avancement de la résine dans les deux peaux ne pourra pas être la même.

Les perforations de l'âme tendent à diminuer l'influence de ce problème. En effet, au niveau des perforations de l'âme, la résine peut communiquer d'une face à l'autre et les pressions de la résine des deux peaux s'équilibrent. Ainsi, même si les renforts des deux peaux sont identiques, il est souhaitable d'utiliser une mousse avec ce type de canaux.

b) Cas du VARI

Dans le cas d'une infusion sous membrane flexible, les deux peaux ne sont pas soumisses aux mêmes conditions de fabrication l'une et l'autre. En effet, la peau inférieure se situe entre le moule rigide et l'âme semi-rigide, alors que la peau supérieure se situe entre l'âme semi-rigide et le film flexible. Ainsi l'écoulement de la résine dans le renfort inférieur correspond à celui du procédé RTM Light, alors que dans le renfort supérieur l'écoulement est de type VARI. Il est vrai que l'âme se déforme légèrement au cours de l'infusion et que, par conséquent, le « moule » de la peau supérieure se déforme, mais cela n'a pratiquement aucune influence sur l'écoulement, puisque l'épaisseur de la peau supérieure n'en est pas affectée.

En négligeant la masse des matériaux, l'équilibre de la pression au niveau du film flexible et de l'âme s'écrit de la façon suivante :

$$P_{sup} + \sigma_{sup} = P_{atm} \tag{1.34}$$

$$P_{sup} + \sigma_{sup} = P_{inf} + \sigma_{inf} \tag{1.35}$$

où P_{atm} est la pression atmosphérique. On obtient ainsi la condition d'équilibre (1.36) analogue à celle du procédé RTM-Light réalisé à pression atmosphérique.

$$P_{inf} + \sigma_{inf} = P_{atm} \tag{1.36}$$

Par ailleurs, contrairement au cas du RTM, les épaisseurs des peaux ne sont pas liées l'une avec l'autre. En effet, aucune équation ne relie les valeurs des épaisseurs $h_{âme}$, h_{inf} et h_{sup}. Ainsi, le déséquilibre qui conduit à accélérer l'écoulement déjà le plus avancé en RTM n'existe pas ici. On peut alors se demander si les perforations de l'âme sont nécessaires dans le cas du procédé VARI. Du point de vue théorique, il semblerait que ce ne soit pas indispensable si les renforts des deux peaux sont les mêmes, mais en pratique il est conseillé d'utiliser des mousses perforées pour être absolument certain que les fronts de résine avancent sensiblement de la même façon dans les deux peaux.

1.4.3. Médium d'infusion pour les sandwichs

Les renforts ayant souvent une perméabilité faible, notamment les tissus, il est nécessaire d'utiliser un médium d'infusion qui facilite l'écoulement de la résine dans la pièce fabriquée par infusion. Par exemple, l'infusion SCRIMP utilise un matériau de grande perméabilité posé au dessus des renforts. Dans un premier temps, la résine s'écoule rapidement dans ce médium d'infusion et dans un deuxième temps, elle s'écoule dans l'épaisseur des renforts. Un tissu d'arrachage, placé entre les renforts et le médium d'infusion, permet de décoller ce dernier de la pièce fabriquée. Ce processus de fabrication peut être employé aussi bien pour des composites monolithiques que pour des sandwichs.

Dans le cas spécifique des composites sandwichs, le médium d'infusion peut être « intégré » dans l'âme. Il peut s'agir de rainures découpées selon la géométrie de la pièce. Ces rainures sont de véritables canaux préférentiels pour l'écoulement de la résine. Ce système est très efficace, mais il alourdit beaucoup la pièce car la masse du surplus de résine étant proportionnelle au volume des rainures.

Une solution analogue consiste à utiliser une âme fendue. Les fentes peuvent être réalisées d'un côté de l'âme ou des deux. Elles ont pour but premier de permettre à l'âme d'épouser plus facilement la géométrie du moule, mais elles facilitent également l'avancement de la résine au cours de l'infusion. Dans les parties bombées de la pièce, les fentes extérieures à la courbure s'élargissent, ce qui augmente d'autant plus leur effet sur l'écoulement de résine. Comparativement aux rainures, les fentes sont moins efficaces, mais alourdissent moins la pièce finale.

Enfin, notons qu'il existe des renforts sandwichs dont l'âme, relativement fine, a comme unique rôle de servir de médium d'infusion. Ces renforts s'infusent facilement et rapidement, mais ne produisent pas de pièces haute performance en terme de propriétés mécaniques.

1.4.4. Modélisation de l'infusion des composites sandwichs

A l'heure actuelle, il n'y a que peu de publications portant sur la modélisation de l'infusion de composites sandwichs. En particulier, personne n'en a encore proposé de modèle suffisamment performant pour être implémenté dans les logiciels de simulation d'infusion actuellement disponibles. Dai et al [4] proposent une étude comparative entre les deux procédés les plus utilisés : l'emploi de matériaux HPL (high permeability layer) et celui de canaux préférentiels à la surface et à l'intérieur de l'âme du sandwich. Son étude porte essentiellement sur les coûts de fabrication mais, puisqu'ils sont fonction du temps de remplissage, les auteurs parlent brièvement de la simulation de l'infusion des

sandwichs. Pour le premier procédé, il suffit d'ajouter au modèle d'éléments finis 2D une couche d'un matériau hautement perméable. Dans le second cas, ils ont modélisé en 3D le sandwich avec un sillon dans l'âme, mais cette étude est uniquement unidirectionnelle. Le travail conclut que l'emploi de HPL est préférable dans le cas du panneau qu'ils ont fabriqué, mais pour chaque type de pièce, d'autres paramètres sont à considérer.

CHAPITRE 2 - Définition de la géométrie de la coque

2.1. Krigeage de la coque

2.1.1. Introduction

a) Objectifs de ce chapitre

Ce chapitre présente le krigeage de la coque de catamaran, c'est-à-dire la modélisation de la coque par une méthode d'interpolation mathématique, à partir des données géométriques fournies par un consultant, Jérôme Le Corvec. Une fois la coque définie, il sera possible de calculer la ligne de flottaison et l'assiette en fonction de la masse supportée par la coque. L'assiette d'un bateau est son inclinaison dans le sens longitudinal. Certaines caractéristiques de la coque pourront être redéfinies en modifiant les paramètres de calcul afin que la coque réponde au cahier des charges en terme de flottaison. Un des objectifs de la démarche sera de minimiser le nombre de paramètres qui définissent les dimensions de la coque. Le calcul par krigeage d'une coque pour un autre cahier de charges différent doit être possible en modifiant de façon simple un nombre limité de paramètres.

b) Introduction au krigeage

Le krigeage est une méthode d'interpolation qui permet de construire le meilleur estimateur linéaire sans biais d'une fonction aléatoire définie dans un espace géométrique. La partie suivante donne un bref aperçu du krigeage dans le cas unidimensionnel.

Formulation du problème d'interpolation :

On cherche à définir une fonction u approchant au mieux une fonction $u*$ définie sur un intervalle $[\alpha,\beta]$ et dont on connaît la valeur en N points $u_i = u*(x_i)$ pour $1 \le i \le N$. On impose de plus la condition $u(x_i) = u_i$ pour $1 \le i \le N$. Pour résoudre le problème posé, on considère $u*$ comme la réalisation d'une fonction aléatoire U. Il s'agit de trouver pour tout $x \in [\alpha,\beta]$ le meilleur estimateur de la variable aléatoire $U(x)$. Puisque l'on connaît N réalisations de U, il est naturel d'écrire le meilleur estimateur sans biais de $U(x)$ comme une combinaison linéaire des variables aléatoires $U(x_i)$:

$$T_x(U(x_1),...,U(x_n)) = \sum_{i=1}^{N} \lambda_i(x) \cdot U(x_i) \tag{2.1}$$

où $(\lambda_i)_{1 \le i \le N} \in \mathbb{R}^N$. En utilisant les notions classiques de la théorie statistique, on peut montrer que ce problème se réduit au problème d'optimisation suivant :

$$\begin{aligned} &\textit{Minimiser pour } (\lambda_1,...,\lambda_N) \in \mathbb{R}^N \\ &\frac{1}{2}\sum_{i=1}^{N}\sum_{j=1}^{N} \lambda_i(x)\lambda_j(x).E\left[U(x_i).U(x_j)\right] - \sum_{i=1}^{N} \lambda_i(x)E\left[U(x_i).U(x)\right] + \frac{1}{2}E\left[U(x)^2\right] \\ &\textit{sous la contrainte} \\ &\sum_{i=1}^{N} \lambda_i(x).E\left[U(x_i)\right] = E\left[U(x)\right] \ \textit{(condition de non-biais)} \end{aligned} \tag{2.2}$$

où E est l'espérance mathématique de la variable aléatoire.

Décomposition de la fonction aléatoire

La fonction aléatoire U est considérée comme la somme de deux fonctions : la première, notée a et appelée *dérive*, représente une « valeur moyenne » de la fonction et la seconde, notée W est appelée *fluctuation*. Ces appellations proviennent du fait que l'on impose :

$$\begin{aligned} E\left[U(x)\right] &= a(x) \\ E\left[W(x)\right] &= 0 \end{aligned} \tag{2.3}$$

À cette étape, il faut émettre une hypothèse sur la nature de a. Le plus souvent, on utilise une dérive polynomiale ou trigonométrique selon la nature de la fonction étudiée u^* (voir tableau 2.1).

Dérive	Expression mathématique
Constante	$a(x) = a_0$
Linéaire	$a(x) = a_0 + a_1.x$
Quadratique	$a(x) = a_0 + a_1.x + a_2.x^2$
Trigonométrique	$a(x) = a_0 + a_1 \cos(wx) + a_2 \sin(wx)$

Tableau 2.1 : Dérives les plus utilisées en krigeage

Résolution du problème

Grâce à la décomposition précédente et au choix de la dérive, les termes $E[U(x)]$ et $E[U(x_i)]$ sont calculés immédiatement car $E\left[U(x)\right] = a(x)$. Pour les termes $E\left[U(x_i)\cdot U(x_j)\right]$ et $E\left[U(x_i)\cdot U(x)\right]$, on est conduit à émettre l'hypothèse intrinsèque, c'est-à-dire que l'espérance $E\left[U(x)\cdot U(y)\right]$ dépend uniquement de la distance entre les positions x et y dans l'espace géométrique, soit :

$$E\left[U(x)\cdot U(y)\right] = K(|x-y|) \tag{2.4}$$

où la fonction K, appelée covariance généralisée, est en général choisie parmi les fonctions du tableau 2.2.

Dérive	Expression mathématique
Constante	$K(h) = h$
Linéaire	$K(h) = h^3$
Quadratique	$K(h) = h^2 \ln(h)$
Trigonométrique	$K(h) = \sin(wh)$

Tableau 2.2 Covariances couramment utilisées.

On se ramène ensuite à un problème de minimisation sans contrainte en introduisant des multiplicateurs de Lagrange μ_i. Après les calculs, on trouve que le problème (2.2) revient à résoudre un système équivalent. Dans le cas d'une dérive linéaire, ce système s'écrit par exemple sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{bmatrix} & K\left(\left|x_i - x_j\right|\right) & & 1 & x_1 \\ & & & \vdots & \vdots \\ & & & 1 & x_n \\ 1 & \cdots & 1 & 0 & 0 \\ x_1 & \cdots & x_n & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \lambda_1(x) \\ \vdots \\ \lambda_n(x) \\ \mu_0(x) \\ \mu_1(x) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K\left(\left|x - x_1\right|\right) \\ \vdots \\ K\left(\left|x - x_n\right|\right) \\ 1 \\ x \end{bmatrix} \tag{2.5}$$

Notons M la matrice de ce système linéaire. Pour un x donné, la résolution du système fournit les valeurs des $\lambda_i(x)$ et la valeur interpolée $u(x)$ est alors égale à :

$$u(x) = \sum_{i=1}^{n} \lambda_i(x) u_i \tag{2.6}$$

Krigeage dual

La méthode exposée jusqu'à maintenant donne bien le résultat voulu, mais elle ne fournit pas de formule analytique globale pour l'expression de u et exige la résolution d'un système linéaire pour estimer la réalisation $u(x)$ de la fonction aléatoire pour chaque valeur de x. Une solution alternative consiste à utiliser le krigeage dual, qui

après quelques manipulations de matrices et vecteurs de (2.5) mène au système suivant dans le cas d'une dérive linéaire :

$$\begin{bmatrix} & & & 1 & x_1 \\ & K(|x_i - x_j|) & & \vdots & \vdots \\ & & & 1 & x_n \\ 1 & \cdots & 1 & 0 & 0 \\ x_1 & \cdots & x_n & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_1 \\ \vdots \\ b_n \\ a_0 \\ a_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_1 \\ \vdots \\ u_n \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{2.7}$$

où les coefficients b_i, a_0 et a_1 sont données par la relation suivante :

$$\begin{bmatrix} b_1 \\ \vdots \\ b_n \\ a_0 \\ a_1 \end{bmatrix} = M^{-1} \cdot \begin{bmatrix} u_1 \\ \vdots \\ u_n \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{2.8}$$

La solution est alors donnée par l'expression :

$$u(x) = a_0 + a_1 \cdot x + \sum_{i=1}^{N} b_i \cdot K(|x - x_i|) \tag{2.9}$$

Extension à un espace de dimension supérieure à 1

Cette démarche peut s'étendre à des espaces de dimension d quelconque. Les dérives et covariances généralisées sont alors linéaires, quadratiques ou autres par rapport à leurs d coordonnées. Les vecteurs des équations précédentes deviennent donc des matrices à d colonnes.

2.1.2. Dimensions de la coque

Il est important de définir les données qui sont prises en compte dans la conception de la coque du catamaran. Une des étapes importantes avant le krigeage est le choix des

paramètres pour qu'une modification des contraintes géométriques de la pièce mène facilement à une nouvelle surface de la coque du catamaran. Ainsi il sera possible de dessiner une coque dont le niveau de flottaison et l'assiette seront ajustables aisément. Notons tout de suite que comme la coque est symétrique, seule une demi-coque sera krigée avec le programme développé dans MATLAB.

a) Profil des sections principales

Pour définitir les profils de la coque, on dessine l'allure des principales sections de la coque. Une section étant une tranche de la coque, soit une coupe de la coque par un plan orthogonal à son axe, noté Y. Cinq sections principales réparties uniformément permettent de dimensionner la coque. Soit L la longueur totale de la coque. On impose 5 types de sections principales :

- Sections 0 et F : profil des extrémités de la coque.
- Section A : profil dans le plan $Y = 0.25 * L$ (profil étroit).
- Section B : profil dans le plan $Y = 0.5 * L$ (profil plus large que celui de la section A).
- Section C : profil dans le plan $Y = 0.75 * L$ (profil le plus large de la coque).

b) Dimensions du catamaran

Les dimensions générales du catamaran sont données sur la figure 2.1.

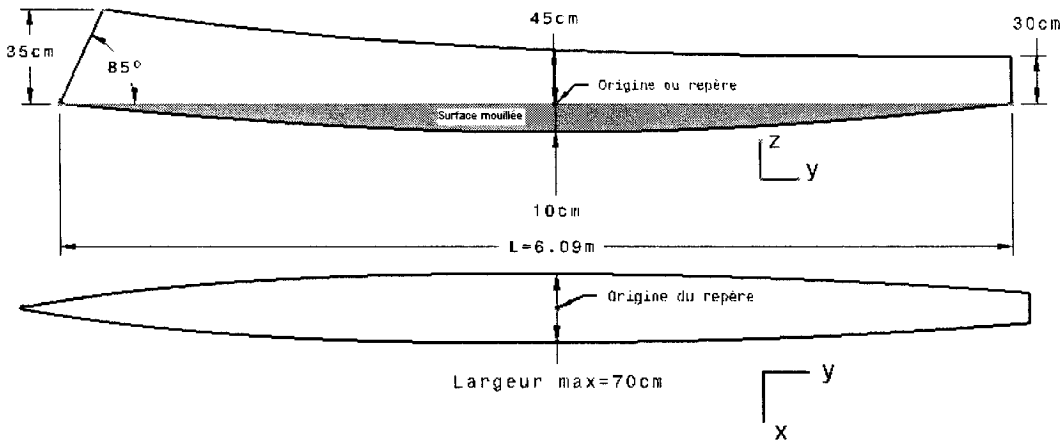


Figure 2.1 : Dimensions du catamaran à concevoir.

Angle d'étrave

La section O, l'extrémité avant de la coque, fait un angle de 85° par rapport à l'axe horizontal défini selon la longueur de la coque. Cela permettra à la coque de percer les vagues de façon efficace en diminuant la perte de vitesse.

Longueur de la coque

La longueur de la coque envisagée est de 6 mètres.

Largeur de la coque

La largeur maximale imposée ne devra pas dépasser 70 cm, soit une largeur de 35 cm pour la demi-coque. Toutefois, la largeur ne doit pas être inférieure à 40 cm, soit 20 cm pour la demi-coque.

Largeur de chaque section

Soit $L_a = 35\ cm$ la largeur maximale au milieu de la demi coque. La largeur des sections définies plus haut est évaluée de la façon suivante :

- Section 0 : le profil correspond à une droite verticale, donc de largeur nulle.
- Section A : largeur = $\frac{4}{5} L_a$

- Section B : largeur = L_a
- Section C : largeur = $\frac{4}{5}L_a$
- Section F : largeur = $\frac{2}{3}L_a$

Il faut rappeler que les largeurs de chaque section, ainsi que toutes les dimensions apportées dans la définition préliminaire de la coque, pourront être modifiées facilement au besoin puisque la modélisation effectuée ici est paramétrique.

Hauteur de chaque section

La hauteur de référence H = 55 cm est celle de la section B, située au milieu du catamaran. Elle correspond à la dimension imposée dans la définition préliminaire de la coque. La position verticale inférieure de chaque section est définie par rapport à l'origine du repère du système, schématisé à la figure 2.1. La hauteur h ainsi que la position, sur l'axe z, de l'extrémité inférieure des sections sont donc les suivantes :

- Section 0 : h = $\frac{3}{5}H$, z = 0.
- Section A : h = $\frac{4}{5}H$, z = - 4 cm.
- Section B : h = H , z = - 10 cm.
- Section C : h = $\frac{9}{10}H$, z = - 7 cm.
- Section F : h = $\frac{9}{10}H$, z = 0.

c) Niveau de flottaison et assiette

Le niveau de flottaison dépend de la charge appliquée sur la coque. On suppose que celle-ci subira une charge repartie de 150 kg (1470 N), qui correspond à la moitié du poids de la coque, de la voile et des équipiers sur le catamaran. Il est souhaité que le

niveau de flottaison soit déterminé par le plan XY du repère global, à z = 10 cm, ce qui veut dire que la surface mouillée de la coque correspond à la surface définie par tous les points de la pièce où la coordonnée z est négative.

L'assiette d'un bateau est mesurée par l'angle d'inclinaison dans le sens longitudinal. On veut que son assiette soit nulle, ce qui signifie que la coque ne s'enfonce ni vers l'avant, ni vers l'arrière : le moment créé par la force d'Archimède doit être nul lorsque la coque est horizontale.

2.1.3. Méthodologie

a) Krigeage des sections principales

La première étape consiste à définir les profils de chaque section principale du catamaran par la méthode de krigeage dual d'une courbe en 3D. Les trois dimensions sont utilisées dans la définition des sections même si celles-ci sont planes de façon à pouvoir intégrer facilement l'angle d'étrave dans la conception de la coque.

Caractéristiques de krigeage

Les caractéristiques de krigeage des sections principales sont données dans le tableau 2.3. Comme la section O est un segment de droite, une covariance linéaire est suffisante. Pour les autres sections, il faut utiliser un modèle plus élaboré, comme une covariance cubique.

	Section O	Sections A, B, C et F
Dérive	linéaire : $a(x) = a_0 + a_1 x$	linéaire : $a(x) = a_0 + a_1 x$
Covariance	linéaire : $K(h) = h$	cubique : $K(h) = h^3$

Tableau 2.3 : Caractéristiques du krigeage des sections.

Définition des points de contrôle

Pour chaque section principale, plusieurs points de contrôle, c'est-à-dire les points par lesquels la section va être définie, sont créés grâce à leurs coordonnées x, y et z dans le référentiel lié à la section. Pour le moment, chaque point de contrôle est déterminé de façon approximative afin d'obtenir une courbe qui ressemble à celle du profil voulu. Par ailleurs, à ce stade de définition de la courbe, les valeurs des coordonnées des points ne correspondent pas nécessairement aux dimensions (hauteur et largeur) exactes des sections fixées précédemment. Ces points ne servent qu'à définir une forme sans se soucier des dimensions géométriques. La figure 2.2 présente les points de contrôle pour la section C.

La coordonnée x correspond à la largeur de la section. Ainsi le premier et le dernier point de contrôle, c'est-à-dire les extrémités de la courbure, ont pour abscisse zéro.

La profondeur de chaque profil selon la longueur de la coque est représentée par la coordonnée y. Sauf pour la section O, les sections sont définies dans un plan et leur position exacte le long de la coque est définie ultérieurement. Par conséquent la coordonnée y de tous les points de la courbe est nulle.

Enfin l'axe z correspond à la hauteur de la coque. Afin de pouvoir reconnaître facilement la position selon z de l'extrémité inférieure de chaque section, le premier point de la courbe est fixé à la hauteur $z = 0$.

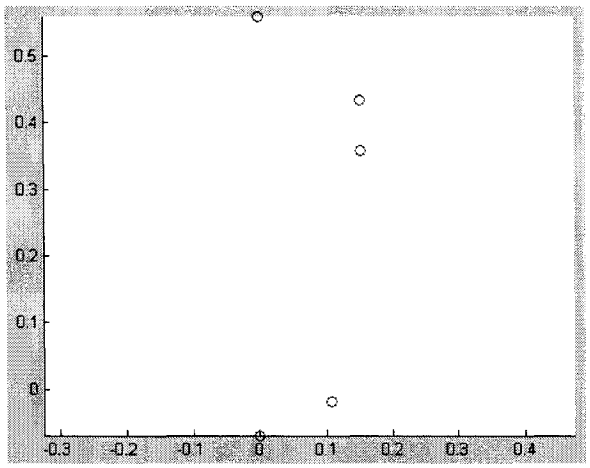


Figure 2.2 : Points de contrôle pour la section C.

Paramétrisation des courbes

Afin de kriger les sections, c'est la paramétrisation par longueur d'arc qui a été retenue car elle est simple et efficace. Elle permet de déterminer la valeur du paramètre t d'un point de la courbe, sachant que ce paramètre pour les points de contrôle est donné par le système suivant :

$$\begin{cases} t_1 = 0 \\ t_{i+1} = t_i + P_i P_{i+1} \end{cases} \tag{2.10}$$

où les P_i sont les points de contrôle. Le paramètre t est ensuite normalisé par la relation suivante :

$$t_i^* = \frac{t_i}{t_N} \; pour 1 \le i \le N \tag{2.11}$$

où N est le nombre de points de contrôle de la section krigée.

Effet de pépite

Sans effet de pépite, la fonction krigée d'une section principale passe par tous les points de contrôle, ce qui ne donne pas toujours une courbe lisse à cause des erreurs de positionnement de ces points. Afin de remédier à ce problème, un effet de pépite est utilisé pour lisser la courbe. La valeur de cet effet de pépite, déterminée par essai et erreur, peut être mise en parallèle avec la force d'un ressort entre le point de contrôle et

la courbe. La figure 2.3 illustre l'application de l'effet de pépite pour le profil de la section A. Il est ainsi très aisé d'obtenir des courbes bien régulières.

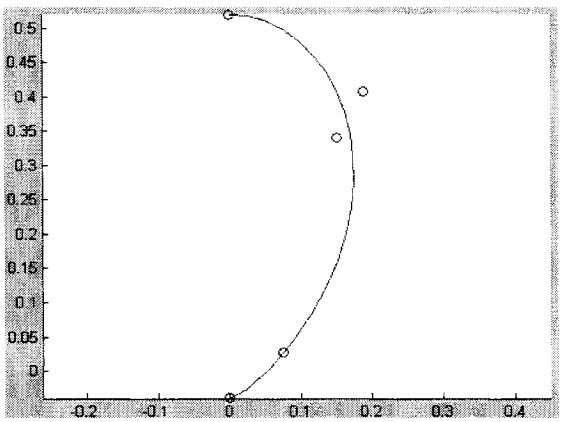


Figure 2.3 : Application d'un effet de pépite sur deux points de la section A.

Krigeage des dérivées

Pour que la coque soit lisse, ce qui se traduit mathématiquement par la continuité de la dérivée, le long de son axe de symétrie, il est nécessaire d'imposer une dérivée première horizontale aux deux extrémités de chaque section. La valeur imposée à la dérivée, déterminée par essai et erreur, a une grande influence sur le profil obtenu. La figure 2.4 illustre l'importance de l'application des dérivées et du choix de la valeur imposée.

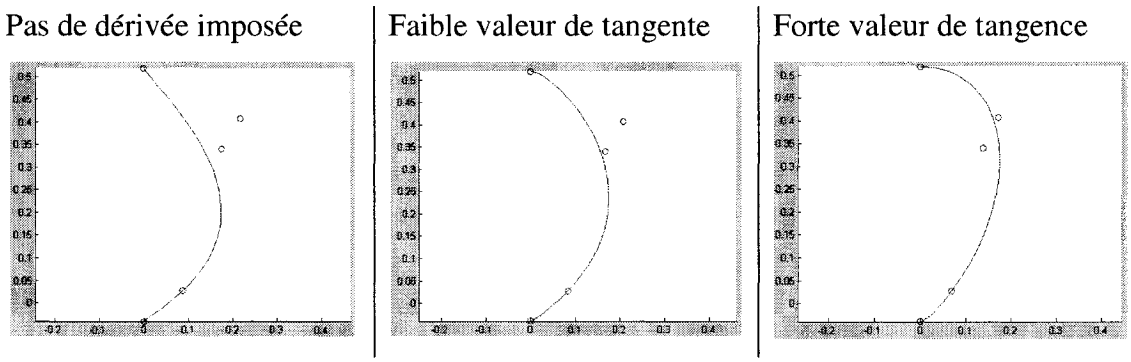


Figure 2.4 : Importance de krigeage des dérivées sur l'allure des sections.

Correction des dimensions des sections principales

Cette étape consiste à modifier les dimensions de chaque section principale. Rappelons que la forme de chaque section fut définie sans se soucier des dimensions ou du positionnement des courbes dans le référentiel de la coque. Un calcul homothétique très simple suffit pour réaliser cette opération, qui impose pour chaque section principale les bonnes valeurs de la largeur, de la hauteur et de la position dans l'espace de l'extrémité inférieure. La figure 2.5 illustre l'ajustement effectué sur la section A. Les valeurs de la hauteur, de la largeur et de la position du point inférieur sont passées de 2.5, 0.5 et $z = 0$ avant ajustement à 0.56 m, 0.35 m et $z = -0.04\,\text{m}$ après ajustement.

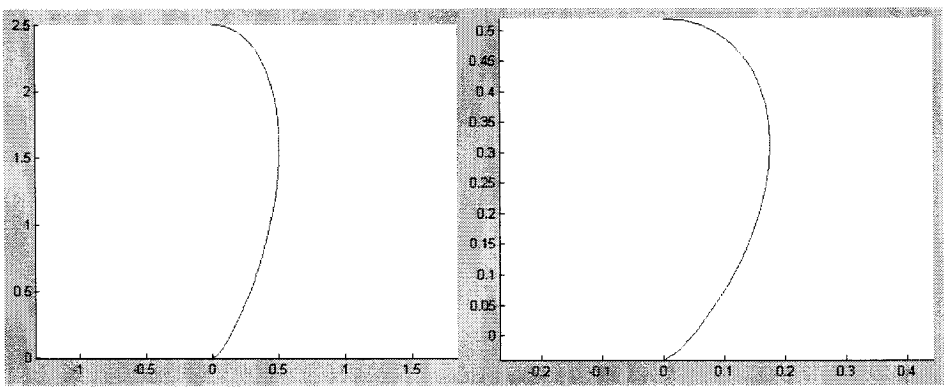


Figure 2.5 : Section A avant et après ajustement de ses dimensions.

Conclusion sur le krigeage des sections principales

Les sections obtenues, conformes au cahier des charges, sont présentées dans la figure 2.6. Elles sont définies avec un minimum de points de contrôle et de paramètres pour pouvoir être modifiées facilement.

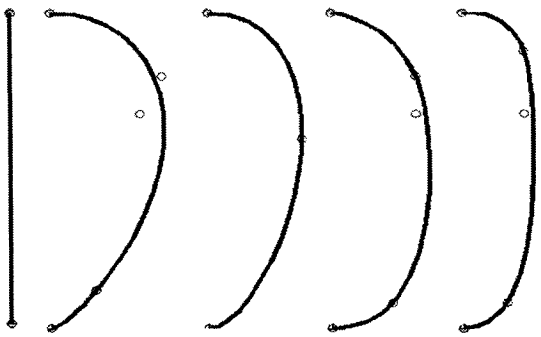


Figure 2.6 : Sections principales krigées.

Comme la forme et la position de chaque section sont maintenant déterminées, uniquement deux paramètres dimensionnels peuvent encore modifier l'ensemble de la géométrie à ce stade du développement soit la hauteur et la largeur générales de la coque.

b) Krigeage surfacique de la demi-coque

Caractéristiques de krigeage dual

Pour réaliser le krigeage de la surface de la coque, chaque section principale doit contenir le même nombre de points de contrôle. Néanmoins, aucune contrainte en ce genre n'a été imposée, car la définition des sections devait rester aussi simple que possible. C'est pourquoi pour chaque section principale, 21 nouveaux points de contrôle sont maintenant déterminés le long de la courbe grâce aux fonctions de krigeage. Notons s_i ces points, où i est le rang du point pour une section de profil S (un profil S désignera donc une coupe verticale de la coque). Les paramètres des points de toutes les sections principales sont répartis sur l'intervalle $[0,1]$, c'est-à-dire que $0 \leq s_i \leq 1$ pour $1 \leq i \leq 21$. Étant données cinq sections principales, la variable paramétrique t du profil T (un profil T désigne une coupe horizontale de la coque) est définie par $0 \leq t_i \leq 1$ pour $1 \leq i \leq 5$. Les caractéristiques de krigeage des profils S et T sont identiques. Elles sont données dans le tableau 2.4 ci-dessous.

	Profil S	Profil T
Dérive	linéaire : $a(x) = a_0 + a_1 x$	linéaire : $a(x) = a_0 + a_1 x$
Covariance	cubique : $K(h) = h^3$	cubique : $K(h) = h^3$
Effet de pépite	nul : $\sigma = 0$	nul : $\sigma = 0$

Tableau 2.4 : Caractéristiques du krigeage de la coque.

Les coordonnées des points de la surface krigée sont évaluées de la façon suivante (exemple pour l'abscisse) :

$$x(s,t) = k_1(s)^T \cdot S^{-1} \cdot P_x \cdot T^{-1} \cdot k_2(t) \tag{2.12}$$

où les tailles des matrices de krigeage sont données dans le tableau 2.5. Ces tailles sont fonction du nombre de points de chaque section ainsi que du type de dérive choisi.

	Taille de la matrice
$[k_1(s)^T]$	[23 × 1]
$[S^{-1}]$	[23 × 23]
$[P_x]$	[7 × 23]
$[T^{-1}]$	[7 × 7]
$[k_2(t)]$	[7 × 1]

Tableau 2.5 Taille des matrices pour le krigeage surfacique

Surface krigée

Une fois que tous les paramètres correspondant au cahier de charges et aux caractéristiques de krigeage sont configurés, les calculs de krigeage peuvent être lancés. La demi-coque obtenue est présentée dans la figure 2.7 par ses profils S et T générés par 21 points chacun, c'est-à-dire pour $s_{i+1} = 0.05 + s_i$ où $0 \le s_i \le 1$ et $t_{i+1} = 0.05 + t_i$ où $0 \le t_i \le 1$.

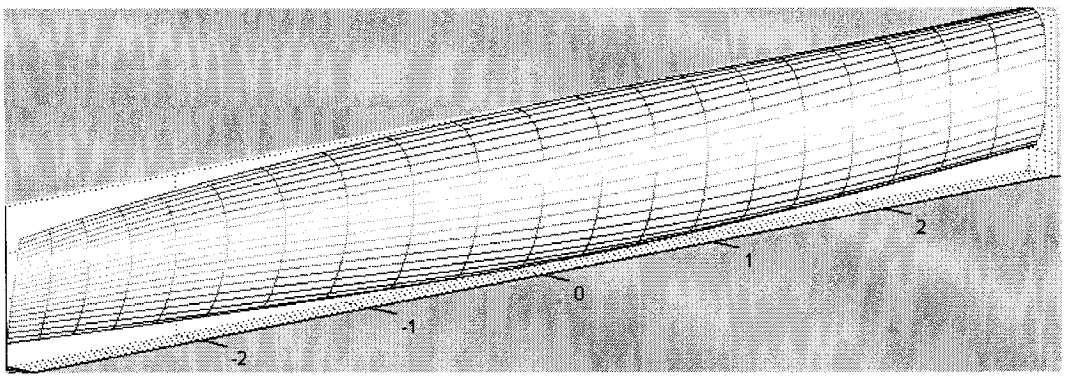


Figure 2.7 : Surface krigée d'une demi-coque.

Conclusion sur le krigeage de surfaces

Dans le calcul par krigeage des sections principales du catamaran, il est possible de modifier facilement la grandeur et la forme de chacun des profils. Dans le cas de la surface du catamaran, les seuls paramètres modifiables sont les caractéristiques du krigeage, soit la dérive, la covariance et l'effet de pépite.

c) Niveau de flottaison

Le niveau de flottaison correspond à la partie immergée du catamaran. Il est fonction du poids de la coque, celui de la voile, de l'équipement, des équipiers, ainsi que de la poussée d'Archimède. En réalisant un équilibre de forces statiques, on obtient la relation suivante :

$$\frac{F}{g} = V \cdot \rho \tag{2.13}$$

où $\frac{F}{g}$ = 150 kg est la masse totale du bateau et des équipiers divisée par deux (un catamaran a deux coques), V est le volume immergé d'une coque (m^3) et ρ = 1000 kg/m^3 la masse volumique de l'eau. Cela veut dire que le niveau de flottaison correspond à la hauteur z du catamaran pour laquelle le volume immergé est égal à $V = \frac{F}{g \cdot \rho} = 0.15m^3$.

Comme il est difficile de déterminer le niveau de flottaison en fonction d'une masse

totale connue, on procède de façon inverse : on calcule la masse appliquée sur le catamaran qui a une ligne de flottaison z donnée.

Calcul du volume immergé

La première étape consiste à calculer l'intersection de la coque avec un plan horizontal d'altitude z égale au niveau de flottaison. Pour plusieurs sections s calculées à intervalle régulier ds fixe, on trouve par dichotomie le paramètre t_s qui correspond à la hauteur z donnée (voir figure 2.8). Pour chaque tranche d'épaisseur ds, le volume de la coque situé en dessous de ces points t_s est évalué et l'ensemble est intégré pour trouver la valeur du volume immergé.

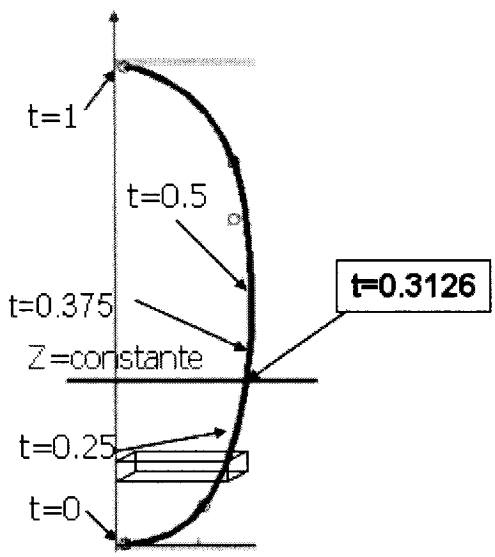


Figure 2.8 : Évaluation par dichotomie du paramètre t correspondant à un niveau de flottaison z donné.

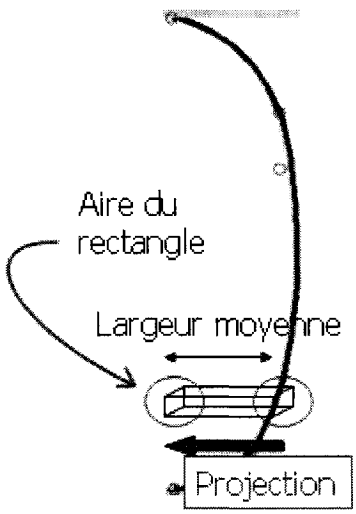


Figure 2.9 : Calcul du volume pour un élément dt x ds de la coque krigée.

Le volume horizontal présenté sur la figure 2.9 correspond à une variation dt selon la longueur de la coque et ds selon la hauteur. Il est évalué en multipliant la largeur moyenne par l'aire de la projection de l'élément $ds \times dt$ de la coque sur le plan de symétrie.

L'aire A (m^2) de la projection d'un élément $dt \times ds$ sur le plan de symétrie est obtenue en utilisant les coordonnées obtenues par krigeage des quatre sommets de l'élément par la relation suivante :

$$A = \begin{bmatrix} y_A & y_B & y_C & y_D \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 & 1/2 & 0 & -1/2 \\ -1/2 & 0 & 1/2 & 0 \\ 0 & -1/2 & 0 & 1/2 \\ 1/2 & 0 & -1/2 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_A \\ x_B \\ x_C \\ x_D \end{bmatrix} \tag{2.14}$$

Tel qu'illustrée sur la figure 2.10, cette relation détermine l'aire du carré qui enveloppe l'élément (de forme quelconque) soustraite de l'aire de la surface qui n'est pas comprise dans l'élément. Cette relation est également valable pour les éléments de forme plus particulière comme celui de la figure 2.10 b.

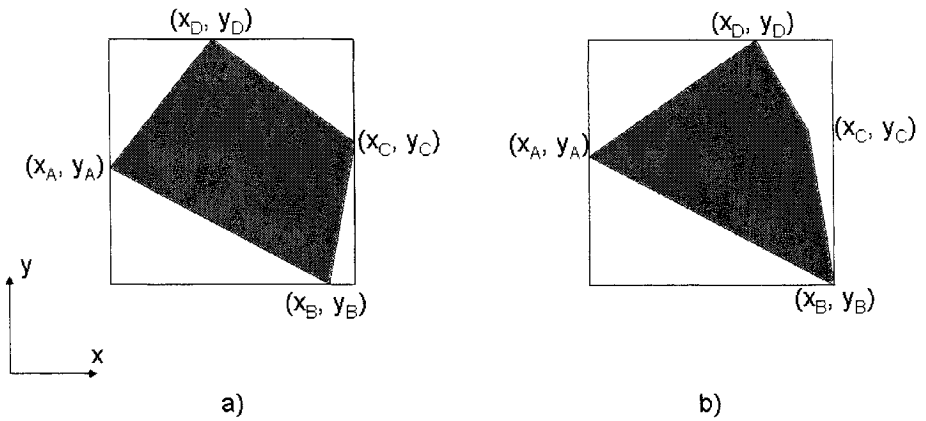


Figure 2.10 : Calcul de l'aire de l'élément.

Le volume total immergé V (m^3) est calculé par une double intégration : pour chaque section s, une première intégration du produit de l'aire de l'élément projeté avec la largeur moyenne l est effectuée entre $t=0$ et $t=t_z(s)$ où $t_z(s)$ est le point de la section s à l'altitude de l'eau z. La seconde intégration est réalisée sur la longueur de la coque pour sommer toutes ces tranches d'épaisseur ds, c'est-à-dire pour $0 \le s \le 1$. Le résultat est enfin multiplié par 2 car les calculs ont été effectués sur une demi-coque :

$$V = 2 \int_{s=0}^{1} \int_{t=0}^{t_z(s)} A(s,t) l(s,t) \, dt \, ds \tag{2.15}$$

À des fins de vérification, le calcul du volume immergé a été répété en utilisant une autre méthode, soit en projetant l'élément de coque $ds \times dt$ sur le plan d'altitude z. Les deux techniques donnent des résultats identiques et sont illustrées à la figure 2.11.

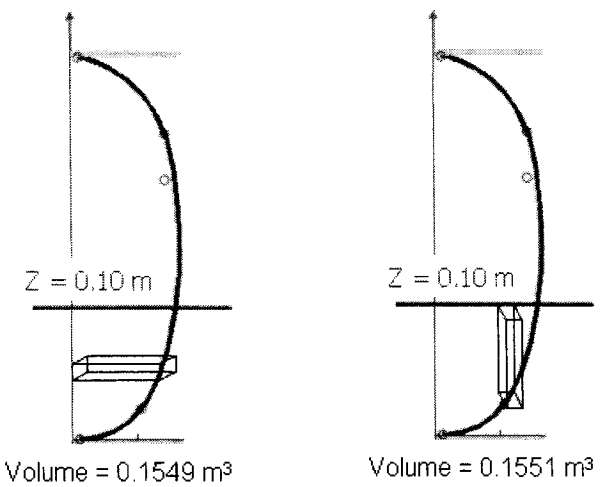


Figure 2.11 : Calcul du volume en projetant l'aire d'un élément de coque sur le plan de symétrie (à gauche) ou sur le niveau d'élévation de l'eau (à droite).

En faisant les calculs pour différentes valeurs de niveau d'eau, il est possible de tracer un graphique représentant la valeur du volume immergé en fonction du niveau d'eau. La figure 2.12 montre qu'un volume immergé de 0.15 m^3 est obtenu pour un niveau d'eau $z = 0.09\,\mathrm{m}$. Cette altitude correspond au niveau de flottaison recherché pour une masse nominale de 150 kg appliquée sur la coque.

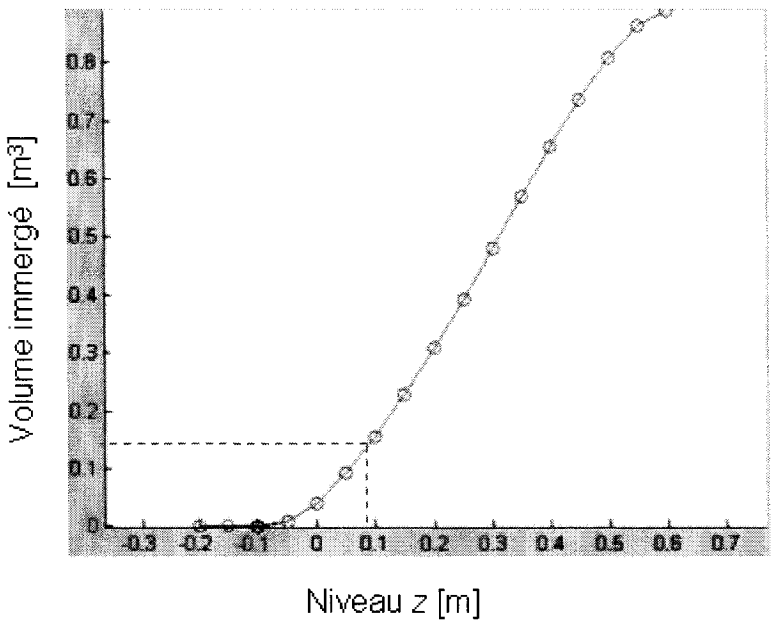


Figure 2.12 : Volume immergé en fonction du niveau d'eau z.

d) Assiette du catamaran

L'assiette est l'inclinaison longitudinale du bateau. Dans cette partie, l'assiette du catamaran sera supposée nulle et le calcul du moment engendré sera effectué. Ainsi le bateau sera stable si ce moment est nul (voir figure 2.13). De façon à simplifier le problème, l'origine du repère global est utilisée comme centre de gravité du catamaran.

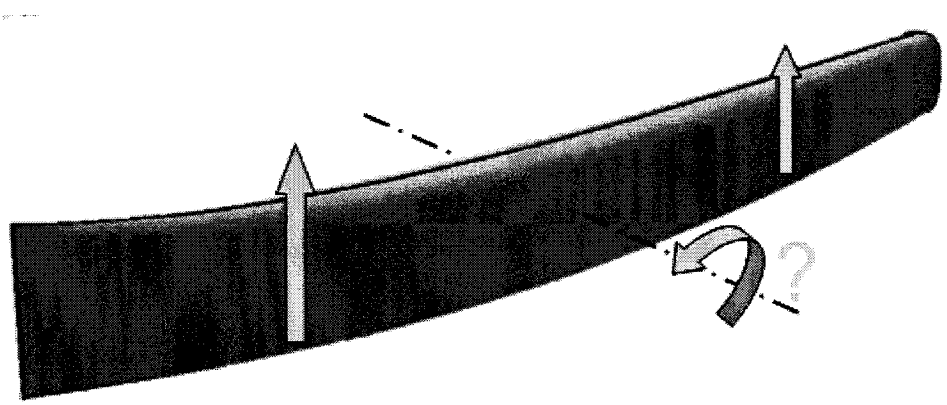


Figure 2.13 : Moment engendré par la différence des poussées d'Archimède avant et arrière.

Le moment associé à un volume élémentaire est déterminé par la relation suivante :

$$m_i = \rho \cdot g \cdot v_i \cdot \overline{y_i} \tag{2.16}$$

où ρ représente la masse volumique de l'eau, g la gravité, v_i le volume élémentaire de coque immergé et $\overline{y_i}$ est la distance moyenne horizontale coque entre le centre de gravité de la coque et l'élément volumique. Le moment total M (N*m) est donc la somme des éléments volumiques v_i pondérés par les distances $\overline{y_i}$, le tout multiplié par ρ et g :

$$M = \rho g \sum_i v_i \overline{y_i} \tag{2.17}$$

Idéalement le moment M est nul. En effet, pour $\rho g \sum_i v_i \overline{y_i} > 0$, la coque tendra à enfourner, c'est-à-dire s'enfoncer vers l'avant, alors que pour $\rho g \sum_i v_i \overline{y_i} < 0$, elle s'enfoncera vers l'arrière. Puisqu'on souhaite que la valeur du moment soit nulle, il suffit que $\sum_i v_i \cdot \overline{y_i} = 0$.

Ce calcul correspond encore une fois à une intégration sur le volume immergé de la coque. Il est effectué de façon similaire au calcul du volume immergé. La figure 2.14 montre la valeur de la somme $\sum_i v_i \cdot \overline{y_i}$ en fonction du niveau d'eau z. Pour le niveau de flottaison calculé précédemment ($z = 0.09\,\text{m}$), on a donc $\sum_i v_i \cdot \overline{y_i} = 0.05\,\text{m}^4$, ce qui donne un moment égale à $M = \rho g \sum_i v_i \overline{y_i} = 490\,\text{Nm}$. Cette valeur est raisonnablement faible, puisque par comparaison un équipier placé à l'arrière de la coque engendre un moment de 2400 Nm.

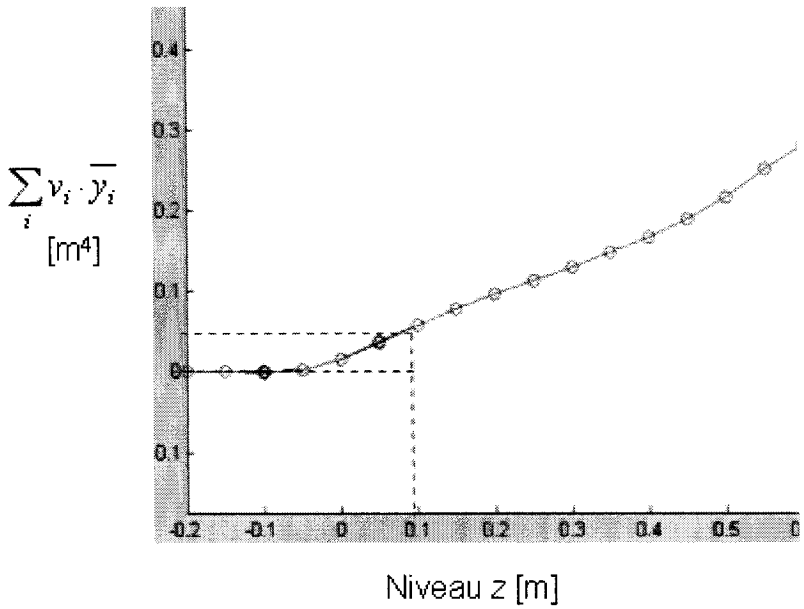


Figure 2.14 : $\sum_i v_i \cdot \overline{y_i}$ *en fonction du niveau d'eau z.*

2.1.4. Conclusion

La méthode du krigeage utilisée pour concevoir une coque de catamaran permet de modifier facilement les paramètres définis dans le cahier de charges. Il est maintenant facile de calculer le niveau de flottaison et le « moment d'assiette » de la coque en fonction de sa géométrie, ce qui permet de réaliser des changements rapides sur la structure. Par ailleurs, le code de krigeage réalisé pourrait être couplé à des programmes de calcul d'écoulement des fluides afin d'optimiser la performance de la coque. La première partie de ce chapitre aboutit donc à l'obtention d'une géométrie de coque de catamaran. La suite de ce chapitre porte sur la conception du moule.

2.2. Conception du moule

2.2.1. Découpe du moule

a) Deux découpes possibles

La coque étant une pièce fermée, sa fabrication nécessite au minimum deux moules. Il faut donc scinder la coque en deux parties qui puissent être fabriquées séparément puis assemblées facilement. Il y a essentiellement deux façons de procéder tel qu'illustré sur la figure 2.15. La première consiste à couper la coque dans le plan longitudinal vertical pour obtenir deux parties symétriques. Ceci permet d'avoir une coupe parfaitement plate, et deux demi coques très semblables. C'est donc la plus facile à concevoir. Pour la seconde solution, il s'agit de couper la coque à la hauteur où la largeur de la coque est maximale. Ceci permet d'obtenir deux parties qui se démoulent facilement. La principale difficulté de cette solution est d'avoir une ligne courbe comme ligne de découpe au lieu d'une ligne droite, car la hauteur (z) où la largeur (y) est maximale varie selon la longitude (x) de la coque. Cependant cette méthode comporte d'autres avantages comme par exemple l'absence de joints le long de la ligne du fond de la coque qui est une zone particulièrement sensible car elle est soumise au frottement avec le sable de la plage ou même à des chocs avec les rochers en cas d'échouage.

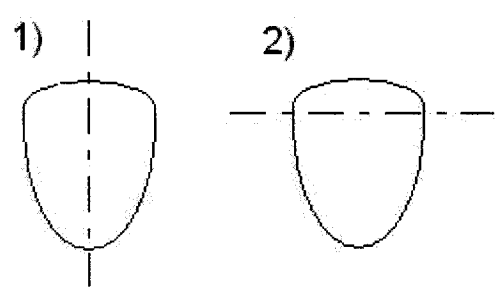


Figure 2.15 : Deux façons de scinder la coque en deux moules.

b) Découpe de la coque dans le sens horizontal

Pour découper la coque dans le sens horizontal, il faut découper chaque section à l'endroit où elle est la plus large. En effet cela est indispensable pour que les deux parties de la coque puissent être démoulées. Ce travail demande quelques manipulations simples dans le programme de krigeage. La demi-coque inférieure ainsi obtenue est illustrée à la figure 2.16.

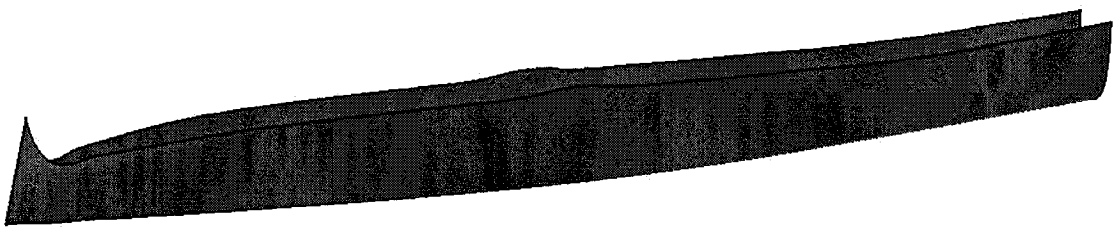


Figure 2.16 : Demi-coque inférieure obtenue après découpe dans le sens horizontal.

Cette découpe fait apparaître un problème à l'avant de la coque : il y a un creux suivi d'un pic très marqué qui présenteront des difficultés particulières lors de la fabrication. Il est donc judicieux de réduire ces changements de géométrie afin de simplifier la fabrication et d'améliorer la résistance mécanique de la coque.

c) Modification de la coque pour la découpe horizontale

La coque a été simplement modifiée à l'aide du krigeage en réajustant les points de contrôle de la section A de telle sorte que la largeur maximale à l'avant de la coque soit située plus haut que dans la version précédente (voir figure 2.17). Le nouveau découpage est présenté sur la figure 2.18. Ainsi la courbe de découpe est lisse et le pic est significativement réduit. En utilisant les mêmes points de découpe, la demi-coque supérieure prend la forme donnée par la figure 2.19.

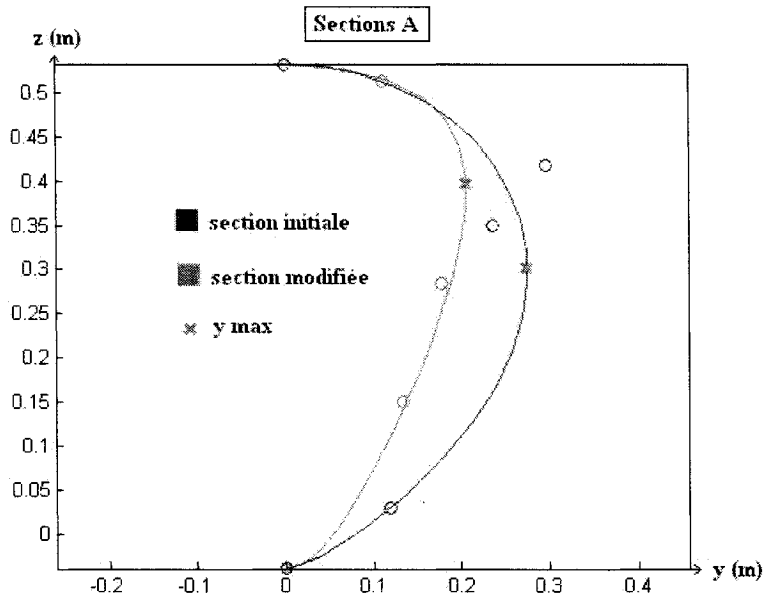


Figure 2.17 : Réajustement de la section A pour remonter la largeur maximale.



Figure 2.18 : Nouvelle demi-coque inférieure sans le pic avant.

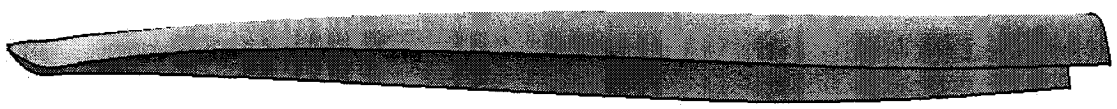


Figure 2.19 : Demi-coque supérieure.

Les deux parties ainsi obtenues sont très différentes et aussi très complexes car la surface de découpe n'est pas plane. Le but initial de cette découpe était d'obtenir une partie inférieure de moule de plus grande taille et une partie supérieure assez plate et facile à fabriquer. Cependant, le résultat est tout autre.

De plus, le démoulage de la partie inférieure est problématique à cause de la géométrie de l'avant de la coque. Il serait évidemment possible de trouver des solutions à ce problème, comme par exemple l'emploi d'un moule à « tiroir », mais la fabrication perdrait beaucoup de sa simplicité et rendrait la production de cette coque difficile et onéreuse, ce qui n'est pas conforme aux objectifs du projet. Cette approche est donc abandonnée au profit d'une découpe en deux demi-coques symétriques dans un miroir.

d) Découpe de la coque dans le sens vertical

La section précédente montre clairement qu'une découpe horizontale engendre des difficultés certaines pour la fabrication. Ainsi le choix se portera naturellement vers une découpe verticale. Les deux parties obtenues ne poseront pas de problème de démoulage et leur symétrie rend la fabrication de la coque plus facile pour deux raisons : d'une part, le collage des deux demi-coques se fera sur une surface place et d'autre part, les deux demi-coques, même si elles demanderont chacune la fabrication d'un moule différent, seront infusées avec la même stratégie d'infusion, ce qui permet de ne faire qu'une seule fois la mise au point du procédé.

2.2.2. Fabrication du moule

a) Méthodes de fabrication

La fabrication du moule peut être réalisée de deux façons : la première consiste à faire usiner le moule directement dans des matériaux adéquats, c'est-à-dire suffisamment rigides. La seconde consiste tout d'abord à fabriquer un modèle de la coque (sous forme d'un mannequin en bois ou par usinage dans un bloc massif), puis de réaliser un moule en matériaux composites à partir de ce moule positif provisoire. Certes la réalisation directe d'un moule est a priori plus rapide et plus précise, mais elle est aussi plus onéreuse. Par comparaison, la fabrication du moule par le biais d'un modèle provisoire

est plus longue, car elle nécessite deux étapes. En revanche, cette approche est moins coûteuse car les matériaux utilisés sont plus faciles à usiner et plus économiques.

b) Matériaux pour la fabrication du moule et du modèles

Les moules et modèles peuvent être fabriqués à l'aide de différents matériaux. Dans ce qui suit, les qualités et les défauts de chaque matériau sont présentés pour chaque application.

Moule en Ren Shape

Avantages :

- Matériaux résistant à l'humidité.
- Production de 10 à 20 pièces avant détérioration du moule.
- Haute densité de la mousse.

Inconvénients :

- Coût du Ren Shape élevé.
- Nécessité d'une armature et d'un socle.

Moule en MDF

Le MDF (medium density fiber) est un matériau constitué de fibres dérivées du bois, de moyenne densité.

Avantages :

- Peu cher.
- Utilisation d'un seul bloc de MDF, donc absence d'armature.

Inconvénients :

- Moule sensible à l'eau et l'humidité (doit être scellé et entreposé au sec) .
- Production de 10 à 15 pièces.

Modèle en MDF

Avantages :

- Coût moins onéreux.
- Utilisation ponctuelle.

Inconvénients :

- Sensible à l'humidité, ce qui implique que l'entreposage doit se faire à l'intérieur dans un endroit sec.

Modèle en Ren Shape

Avantages :

- Matériaux résistant à l'humidité.
- Haute densité de mousse.

Inconvénients :

- Coût élevé.

Modèle en Bois

Avantages :

- Peu coûteux

Inconvénients :

- Demande une main d'œuvre très expérimentée pour le construire.

c) Choix du mode de fabrication du moule

Comme le projet consiste à construire un prototype de catamaran par infusion pour comparer l'infusion réelle avec des simulations informatiques, quelques coques seulement seront construites avec le même moule. Ainsi un moule en MDF protégé par un scellant sur toute sa périphérie serait suffisant pour effectuer les infusions désirées. C'est un choix économique qui tient compte d'une production à volume limité.

2.2.3. Don du moule

Finalement un moule a été donné par la compagnie Mystère. Il s'agit d'un catamaran de 4 mètres de long dont la production a commencé il y a 15 ans environ. La coque nécessite la fabrication de 5 pièces : 2 demi-coques constituant l'essentiel de la coque (il s'agit d'une découpe verticale) et 3 pièces pour le pont. Certaines parties du mémoire utilisent quand même la géométrie de la coque krigée, car ces travaux ont été réalisés avant de recevoir le moule de la compagnie Mystère.

CHAPITRE 3 - Calcul de la structure du catamaran

3.1. Préambule

3.1.1. Introduction

Dans cette partie sont présentés les points suivants :

- détermination des charges s'exerçant sur l'ensemble du catamaran (le plus précisément possible),
- construction et calcul d'un modèle simple à base de poutres,
- construction et calcul d'un modèle tridimensionnel.

3.1.2. Outils

Les calculs de structure seront effectués à l'aide du logiciel SAMCEF. En effet, ce logiciel de calcul par éléments finis permet de faire des analyses détaillées des structures composites. SAMCEF est un logiciel spécifique pour la conception, l'analyse et l'optimisation de structures en matériaux composites. Il calcule les propriétés mécaniques du matériau composites défini par chacune des couches du stratifié. Cela permet au concepteur d'évaluer le comportement de la structure composite lors d'analyses statiques ou dynamiques.

3.2. Détermination des efforts

La première étape, consiste à observer le comportement de l'objet d'étude, le catamaran, dans ses conditions d'utilisation réelles. La modélisation sera alors représentative de la réalité et la conception sera d'autant plus efficace. La description de cette partie est largement inspirée de Gutelle [10].

3.2.1. Le milieu où évolue le catamaran

La modélisation des effets du milieu extérieur sur un bateau est très complexe. En effet, un voilier est soumis à l'action de deux fluides ayant des propriétés très différentes et qui dépendent de divers facteurs tels que la température, la pression, etc. A titre de comparaison, un avion évolue dans un seul fluide. Compte tenu des risques liés à son utilisation, les recherches en aérodynamique sont très avancées. Pour analyser les efforts sur le catamaran, il faudra faire appel à l'aérodynamique pour déterminer l'effet du vent sur la voilure et à l'hydrodynamique pour calculer les efforts sur la structure. Il est donc nécessaire d'étudier les divers facteurs de l'environnement du bateau afin de déterminer leurs influences respectives sur le catamaran.

a) L'air et le vent atmosphérique

L'air est un mélange de gaz compressibles. Cette caractéristique, qui rend l'analyse plus complexe, peut toutefois être ignorée ici, compte tenu du domaine des vitesses et de la température d'utilisation (température ambiante). En effet les écoulements de l'air et de l'eau ne seront pas différents jusqu'à une vitesse de 50m/s, correspondant à 180 km/h. De simples observations atmosphériques en milieu marin montrent que cette hypothèse est raisonnable.

Ainsi, toutes les études effectuées pour l'aéronautique des vols à faibles vitesses et toutes les lois régissant l'aérodynamique et l'hydrodynamique sont applicables ici. Les

caractéristiques de l'air peuvent donc être fixées et considérées comme constantes dans l'étude du catamaran. Les valeurs retenues sont celles de l'air pur et sec à 15°C :

- la densité est $1{,}225.10^{-3}$;
- la masse volumique est $\rho = 1{,}293$ kg/m^3 ;
- la viscosité dynamique est $\mu = 1{,}81.10^{-6}$ kg/m/s ;
- la viscosité cinématique est $\nu = 1{,}45.10^{-5}$ m²/s.

Le vent atmosphérique est un déplacement d'air causé par la différence entre les densités de deux masses d'air. Cette différence de densité peut être due à des variations de pression ou de température. L'écart entre le vent moyen et le vent maximum est le résultat de rafales dont l'intensité est plus grande le jour que la nuit et d'autant plus forte que le vent moyen est faible. C'est pour cela que la vitesse moyenne annoncée par les stations météorologiques doit être pondérée par un coefficient afin d'obtenir la vitesse maximale du vent. Le tableau 3.1 indique les coefficients à utiliser selon la force du vent moyen.

	Force annoncée	Coefficient maximum dans les rafales	Coefficient moyen dans les rafales
Jour	3 à 4	2	1.6
	5 à 6	1.8	1.5
	7 à 8	1.6	1.5
Nuit	3 à 4	1.9	1.5
	5 à 6	1.8	1.5
	7 à 8	1.7	1.5

Tableau 3.1 : Coefficients de correction des vitesses du vent (Gutelle, [10]).

Finalement, il est nécessaire de définir les conditions d'utilisation du catamaran. Pour cela, nous utiliserons l'échelle de Beaufort qui est devenue une référence au cours d'un congrès international en 1946. Les vitesses sont mesurées sur une échelle dont les graduations, appelées « forces », vont de 1 à 10. Compte tenu des dimensions du

catamaran et de l'utilisation envisagée, il semble approprié de fixer comme référence un vent de force 4 (soit une vitesse de 6 km/h et une pression dynamique d'environ 0.4 kg/m^2) avec un coefficient de correction des vents de 2 pour prendre en compte les rafales.

b) Notion de vent apparent

Le vent atmosphérique étudié précédemment n'est pas celui qui agira directement sur les voiles, sauf dans le cas où le bateau est immobile. En effet dès que le voilier avance, il crée son propre vent relatif, de vitesse égale à celle du bateau, mais de sens opposé. La somme du vent atmosphérique et du vent relatif est appelée le vent apparent. C'est lui qui appliquera une pression sur les voiles. La figure 3.1 illustre ce phénomène pour différentes allures du voilier.

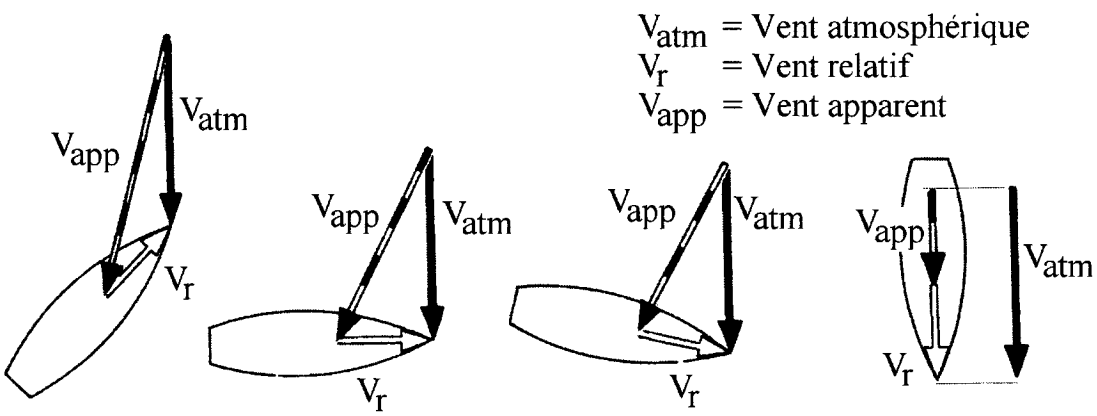


Figure 3.1 Variations du vent apparent (Gutelle, [10]).

La vitesse et la direction du vent apparent sont affectées par la variation (en intensité ou en direction) de l'un et l'autre des deux vents, atmosphérique et relatif. On observe, en règle générale, que le vent apparent provient toujours plus de l'avant du voilier que le vent atmosphérique. Par ailleurs, sa vitesse est plus grande que celle du vent atmosphérique lorsque le voilier est au près, et c'est le contraire lorsque le voilier est en

vent arrière. Il est possible de calculer l'intensité et la direction du vent apparent à l'aide de simples relations géométriques établies à partir du schéma de la figure 3.2.

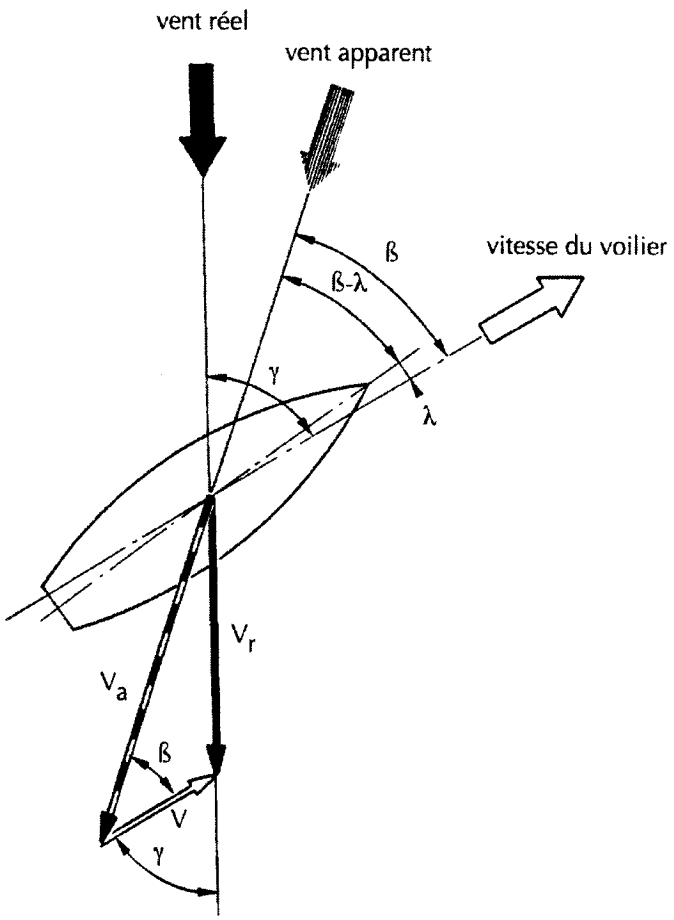


Figure 3.2 : Géométrie du phénomène de vent apparent (Gutelle, [10]).

Les trois vecteurs Vr, V et Va représentent respectivement le vent atmosphérique (ou vent réel), la vitesse du bateau et le vent apparent. Les angles γ et β représentent l'angle entre la route du voilier et le vent, respectivement atmosphérique et apparent. Les angles $\gamma - \lambda$ et $\beta - \lambda$ sont les angles de ces mêmes vents par rapport à l'axe du bateau. Ainsi, connaissant la vitesse du vent réel Vr, l'angle γ et la vitesse prévisible du catamaran V, il suffit d'appliquer les relations suivantes pour connaître l'intensité et l'angle β du vent apparent :

$$Va = \sqrt{Vr^2 + V^2 + 2VrV\cos\gamma}$$

et

$$\cos\beta = \frac{V + Vr\cos\gamma}{Va}$$

La vitesse du vent atmosphérique sera supposée égale à 7,9 m/s, le coefficient de correction du vent à 2 et la vitesse du voilier à 12m/s (environ 43 km/h). Il ne reste plus qu'à déterminer l'angle γ pour lequel β entraîne l'effort le plus important sur la voile. Ne connaissant pas cette valeur, il faut utiliser les graphiques suivants qui présentent l'évolution de l'intensité du vent apparent en fonction de l'angle du vent réel (voir figure 3.3) et l'évolution de l'angle β en fonction de γ (voir figure 3.4).

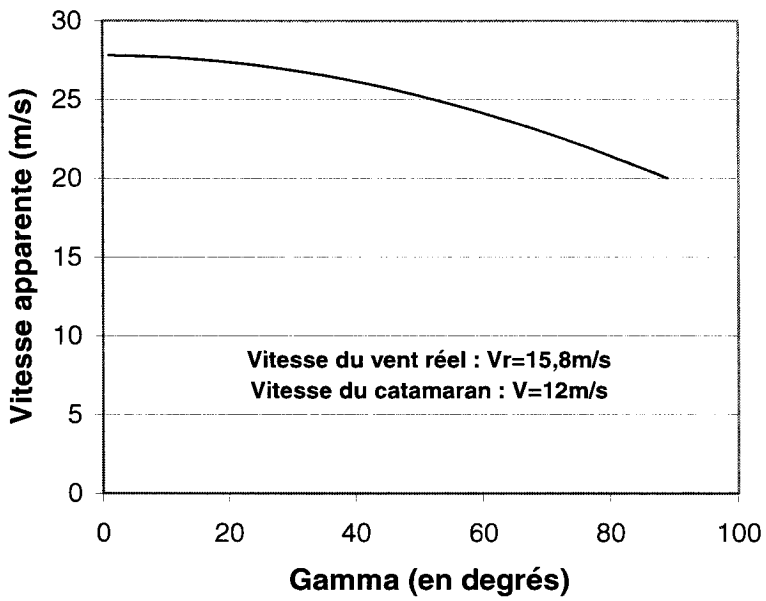


Figure 3.3 : Vitesse du vent apparent en fonction de l'angle du vent réel.

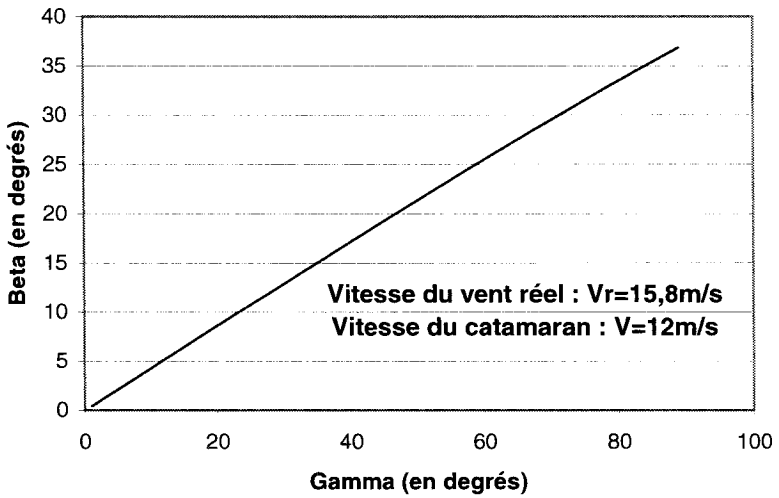


Figure 3.4 : Amgle du vent apparent avec le voilier en fonction de l'angle du vent réel.

Ces courbes permettront de fixer la direction et l'intensité des vents réel et apparent lors de l'étude des efforts appliqués sur le catamaran pour se placer dans le cas qui engendre les efforts les plus importants et rendra la conception plus robuste.

c) L'eau et les vagues

Pour l'eau, il faut connaître les mêmes caractéristiques que pour l'air. Le cahier des charges prévoit une utilisation maritime, c'est pour cette raison que les valeurs caractéristiques seront celles de l'eau de mer à 15°C avec une salinité de 3,5%. Sa densité (ou poids spécifique) est de 1,026 et sa masse spécifique ρ est de 104,6. La viscosité est $\mu = 1{,}22.10^{-4}$ et la viscosité cinématique $\nu = 1{,}19.10^{-6}$ m/s². A titre de comparaison, selon la température, la pression et la salinité, la viscosité de l'eau est de 65 à 70 fois plus grande que celle de l'air.

Les vagues sont le deuxième facteur très important qui influence le comportement du catamaran. Pour cette raison, il faut prêter une attention particulière à leur modélisation. Une perturbation d'origine quelconque de la masse liquide entraîne la formation d'une onde progressive s'éloignant du centre en oscillations libres. En mer, ces oscillations libres représentent la houle qui, à une distance suffisamment grande, présente l'aspect d'une onde rectiligne. Elle est bien évidemment caractérisée par sa longueur d'onde λ, sa période T, sa célérité C et enfin son amplitude tel qu'indiqué dans la figure 3.5.

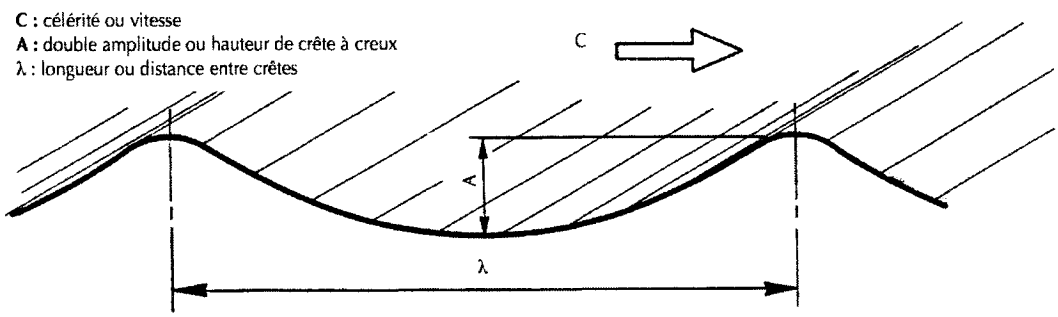


Figure 3.5 Modélisation d'une vague (Gutelle, [10]).

Le modèle mathématique le plus simple pour caractériser la houle est une sinusoïde. Cette approche trop simpliste ne correspond pas à la réalité. C'est pourquoi d'autres modèles plus complexes comme la houle de Stokes ou la houle de Gerstner ont été proposés.

d) Navigation

Le catamaran à l'arrêt sera soumis à deux forces, son poids P au centre de gravité et la force de sustentation hydrostatique S, appliquée au centre du volume immergé ou centre de carène. Lorsque le vent souffle, une force F perturbe cet équilibre. Il existe deux types principaux de navigation. La première est dite « au vent arrière », c'est à dire pour un vent soufflant dans la direction de la route suivie, la force F se situe dans le plan

vertical axial du bateau. La seconde est dite « au près », c'est à dire pour un vent soufflant latéralement par rapport au bateau, la force est donc dirigée vers l'avant, mais aussi du côté sous le vent et vers le bas. La figure 3.6 présente ces deux cas sur un voilier classique.

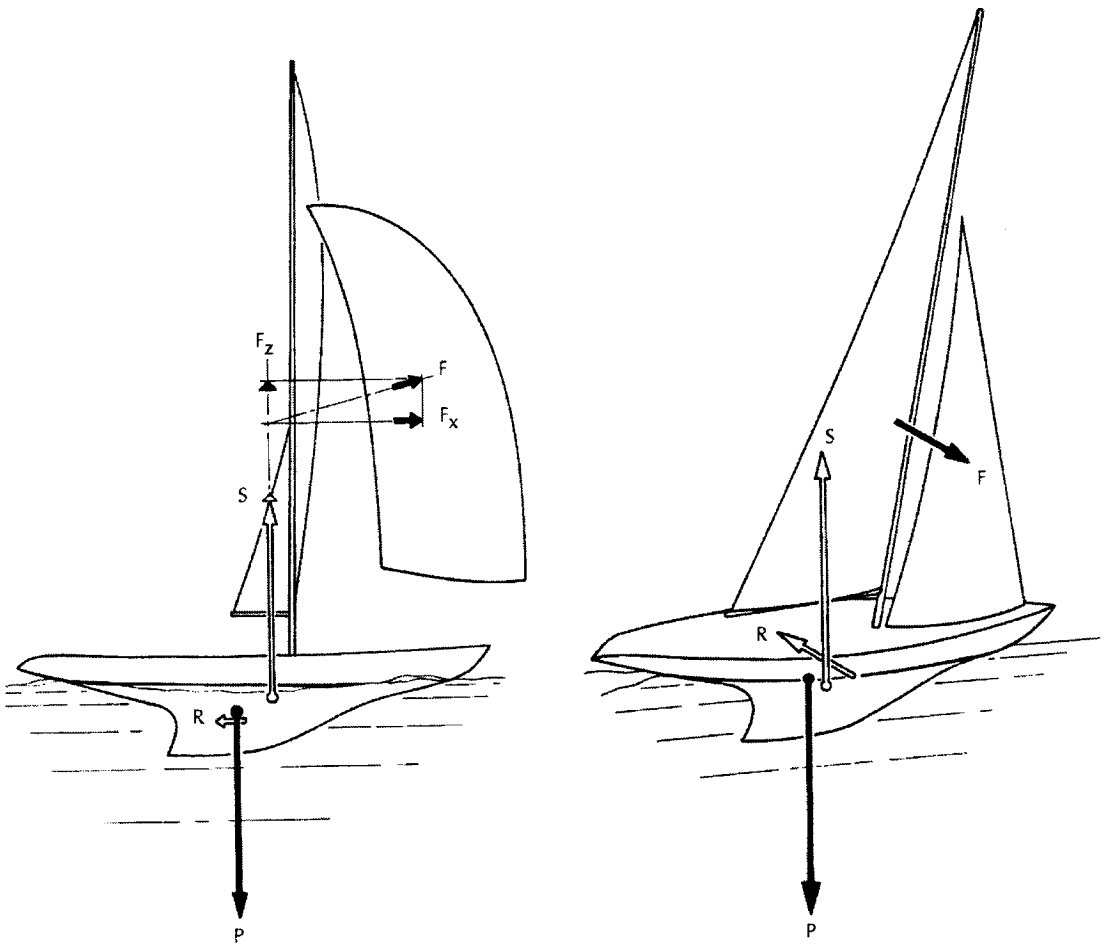


Figure 3.6 Navigation vent arrière et navigation au près (Gutelle, [10]).

Les équilibres créés dans les deux cas sont différents et la seconde situation donne tout son rôle à la dérive, qui comme une aile d'avion, a fait l'objet de nombreuses études. Les deux équilibres ne seront pas expliqués en détail dans le présent rapport, mais doivent bien être compris pour pouvoir apprécier le mieux possible les plus importants types de sollicitations auxquels est soumis un voilier pendant la navigation.

3.2.2. Les efforts hydrodynamiques

a) Résistance globale

La résistance globale qui s'oppose au déplacement de la carène se décompose en deux éléments principaux : les résistances tangentielles ou résistances de frottement et les résistances de pression, celles-ci pouvant elles-mêmes se décomposer en résistance de forme, de séparation ventilation et de vagues. Chaque phénomène fait l'objet d'études complexes qui ne seront pas décrites ici. Nous nous intéresserons principalement aux résultats sans aller dans le détail de chaque analyse.

Les deux types de résistance ne suivent pas les mêmes lois de similitudes : la résistance de frottement varie selon le nombre de Reynolds et la résistance résiduelle en fonction du carré de la vitesse. C'est l'anglais Froude qui le premier reconnut la nécessité de séparer ces deux résistances. En 1868, il définit sa « loi de comparaison » de la façon suivante : « la résistance de carènes géométriquement semblables est dans le rapport du cube de leurs dimensions linéaires, alors que les vitesses sont dans le rapport de la racine carrée de leurs dimensions linéaires. »

On utilise souvent un rapport appelé degré de vitesse R égal à $V/\sqrt{L}$ où V est la vitesse des carènes et L la longueur de flottaison. Celui-ci n'étant pas non dimensionnel, on lui préfère parfois le nombre de Froude, $Fr = V/\sqrt{gL}$, où g est l'accélération de la pesanteur. Ainsi jusqu'à $R = 1$, c'est la résistance de frottement qui constitue la part prépondérante de la résistance globale, ensuite c'est au contraire la résistance résiduelle qui prend le dessus, jusqu'à $R = 1.25$. Au-delà, se développe le phénomène de planning qui sera discuté un peu plus loin. La figure 3.7 décrit l'évolution de l'environnement liquide en fonction de R.

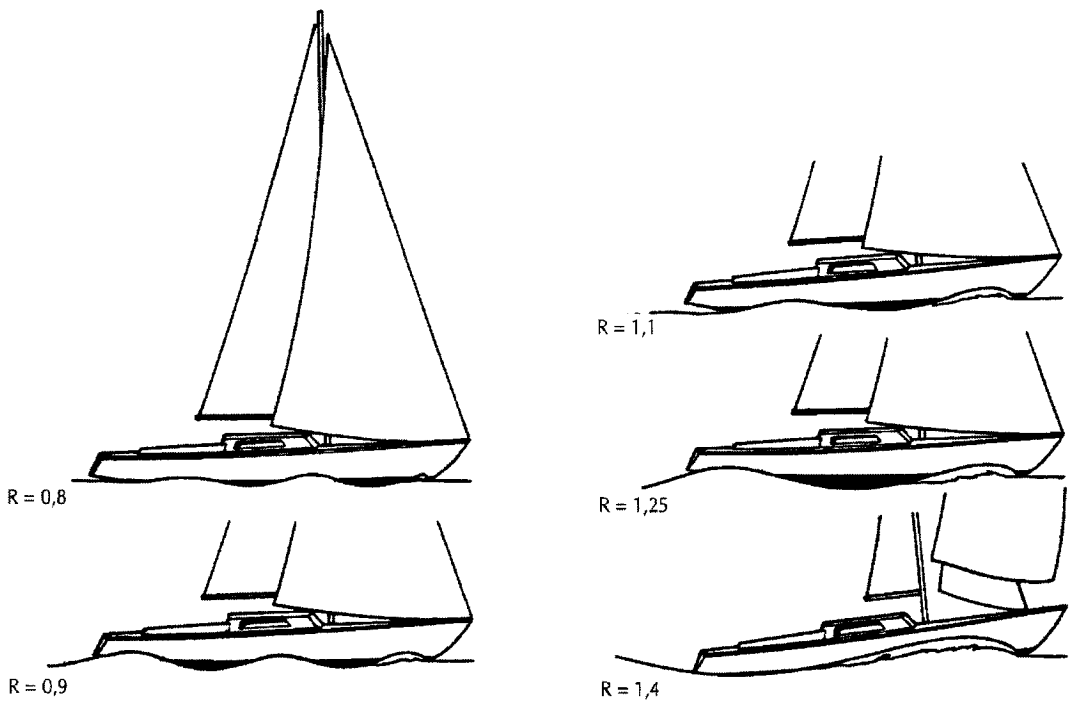


Figure 3.7 : Effets observés suivant l'évolution de R (Gutelle, [10]).

La résistance globale se traduit doncpar les formules suivantes :

Résistance globale (N) : $R_g = R_f + R_r$

Résistance de frottement (N) : $R_f = C_f \cdot 0.5 \cdot \rho \cdot S \cdot V^2$

Résistance résiduelle (N) : $R_r = R_v + R_F$

Résistance de vagues (N) : $R_v = C_v \cdot 0.5 \cdot \rho \cdot \Delta / L \cdot V^2$

Résistance de forme (N) : $R_F = C_F \cdot 0.5 \cdot \rho \cdot B^2 \cdot V^2$

avec

ρ : masse volumique de l'eau de mer (1026 kg/m^3)

S : surface mouillée (4 m^2)

Δ : déplacement (0,190 m^3)

L : longueur de flottaison (6,08 m),

B^2 : section maximum (0,240 m²).

V : vitesse de carène (3,08 m/s pour R = 1,25)

C_f , C_v et C_F : coefficients de frottement, de vague et de forme respectivement.

Les divers coefficients de résistance nécessaires au calcul de la résistance globale seront déterminés aux deux figures suivantes :

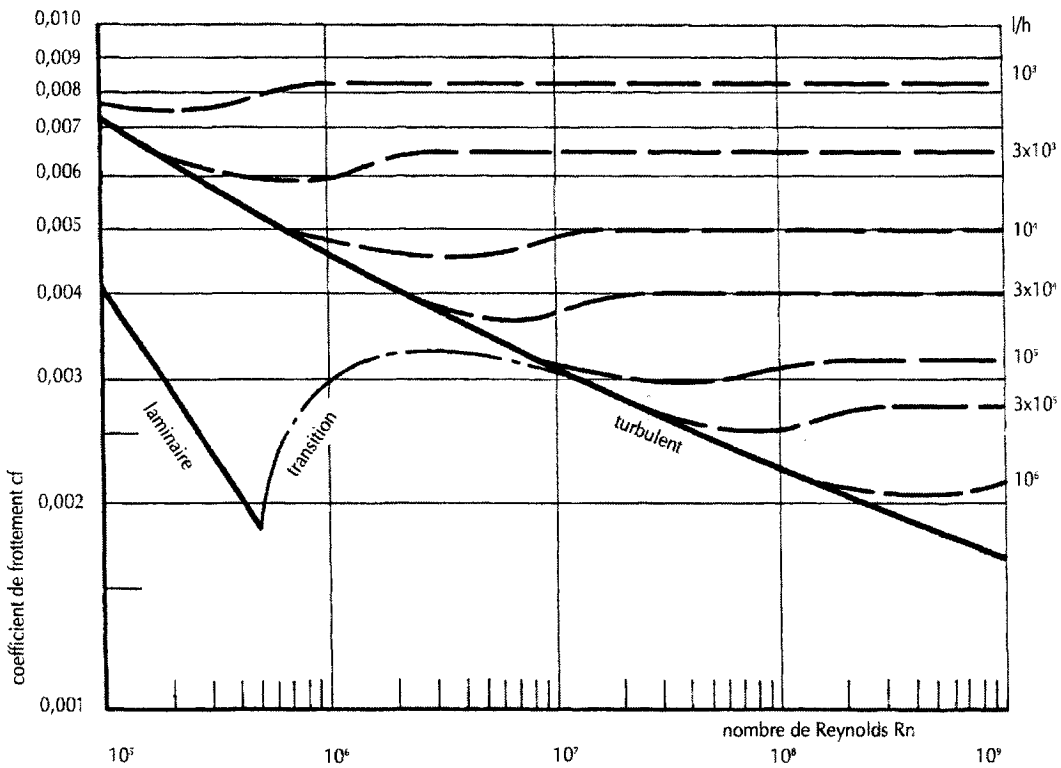


Figure 3.8 Courbes des coefficients de frottement pour des surfaces de rugosité variable (Gutelle, [10]).

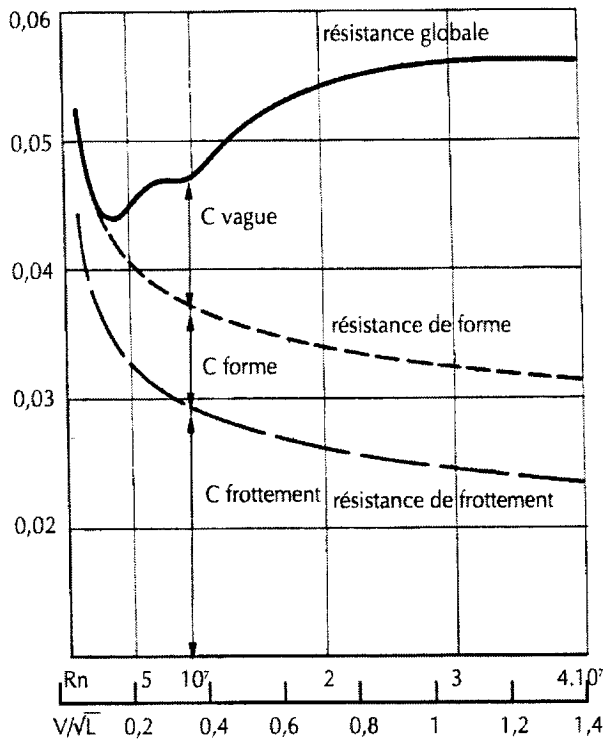


Figure 3.9 Part respective des différents coefficients de résistance (Gutelle, [10]).

Pour déterminer C_f, il faut tout d'abord calculer le nombre de Reynolds correspondant à l'écoulement de l'eau autour de la coque : $\mathrm{Re} = V \cdot L / \nu = 1.5 \cdot 10^7$. Dans le cas d'une peinture marine poncée, la hauteur moyenne des aspérités vaut $h = 0.05$ mm, donc le rapport $L/h = 1.2 \cdot 10^5$. Grâce à la figure 3.8, ce rapport permet de trouver le coefficient de frottement $C_f = 2.8 \cdot 10^{-3}$. Les coefficients de vague et de forme peuvent alors être déterminés par la figure 3.9, soit $C_v = 2 \cdot 10^{-3}$ et $C_F = 1 \cdot 10^{-3}$. Finalement la résistance globale pour une coque est $R_g = 55\,\mathrm{N}$.

Cependant, une étude effectuée par Juan Baader, a montré que lorsque le voilier gîte, la symétrie des formes et des écoulements disparaît et que par conséquent la résistance de

forme augmente. Le tableau 3.2 donne les valeurs d'augmentation de la résistance en fonction en fonction de l'angle de gîte θ.

θ	5°	10°	15°	20°	25°	30°
Augmentation	1%	2%	4%	7%	13%	25%

Tableau 3.2 Augmentation de la résistance en fonction de l'angle de gîte.

Pour un angle de gîte $\theta = 30°$, l'augmentation de la résistance de forme est égale à 25% et la résistance globale Rg devient alors égale à 57 N. Ceci a peu d'influence parce que les frottements constituent la part prépondérante de la résistance globale.

b) Le planning

Ce phénomène de planning se produit lorsque R devient égal ou supérieur à 1,25. Dans les conditions fixées ici (c'est-à-dire pour $V = 12\,\text{m/s}$), on a $R = 3.9$. Dans cette situation, la carène ne pénètre plus dans l'eau, mais glisse à la surface. Ceci entraîne une réduction importante des résistances de frottement et de forme. La figure 3.10 illustre le phénomène de planning d'un dériveur pour diverses valeurs du rapport R.

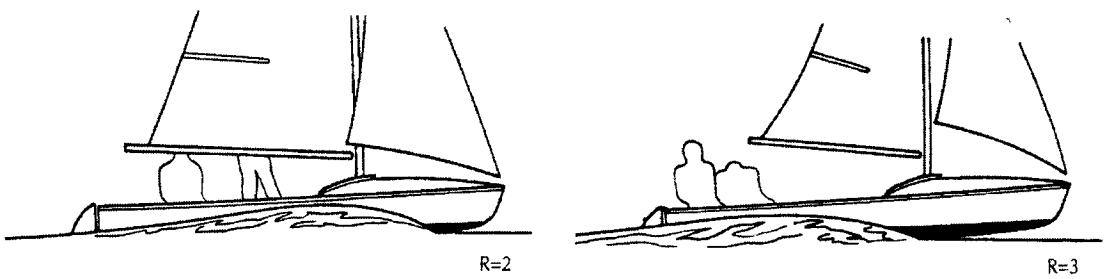


Figure 3.10 Attitude d'un dériveur au planning. (Gutelle, [10]).

Pour déterminer la résistance au planning du catamaran, étudions le comportement d'une plaque plane de largeur infinie, inclinée d'un angle i et à une vitesse V de 12 m/s. La figure 3.11 présente les paramètres nécessaires au calcul de cette résistance.

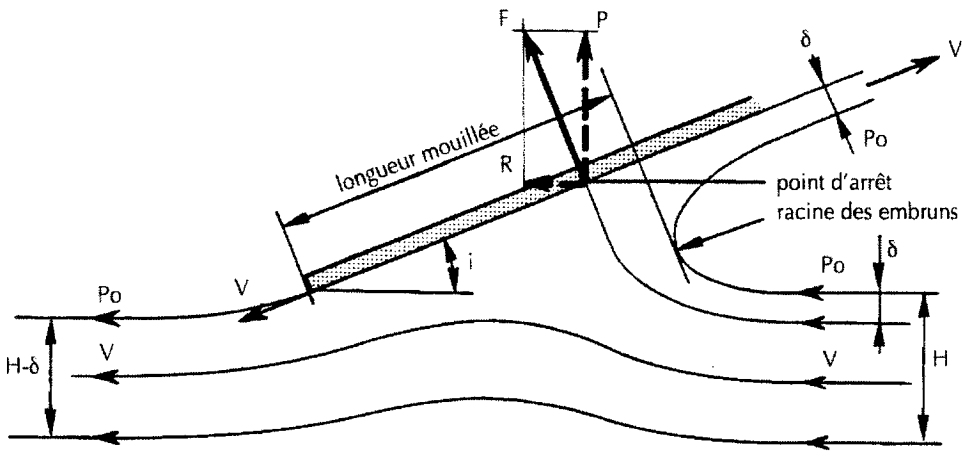


Figure 3.11 Modélisation du planning sur une plaque plane de largeur infinie (Gutelle, [10]).

La théorie démontre que la résultante de la force exercée par l'eau sur la plaque par unité de largeur et exprimée en N/m, vaut :

$$F = \frac{2\rho\delta V^2 \cos\frac{i}{2}}{\sin i}$$

où δ est l'épaisseur de la mince couche d'eau défléchie vers l'avant (m).

En assimilant la coque à une plaque, cette théorie permet d'obtenir un ordre de grandeur de la résultante des forces de l'eau sur le catamaran au planning. Pour $i = 5°$, $\delta = 1\,\text{mm}$ et $l = 70\,\text{cm}$ (ce qui correspond à la largeur maximale de la coque), on trouve $F = 2370\,\text{N}$, soit $R = 207\,\text{N}$ et $P = 2362\,\text{N}$ où R et P sont respectivement les composantes horizontale et verticale de F. La résistance au planning représente la valeur la plus importante de la résistance, donc celle qui sera utilisée dans les calculs de structure du catamaran.

3.2.3. Les efforts aérodynamiques

Afin d'étudier les efforts aérodynamiques, il faut tout d'abord définir la voilure du catamaran. Comme le modèle Fox de HobieCat est semblable au catamaran visé dans ce

projet, ses caractéristiques, présentées dans le tableau 3.3, seront utilisées dans les calculs de cette partie.

Longueur des coques	6.10 m
Largeur du catamaran	2.60 m
Hauteur du mât	9.00 m
Masse totale (avec spi)	190 kg
Surface de la grande voile	18 m²
Surface du foc	4,85 m²

Tableau 3.3 : Caractéristiques des voiles du modèle Fox de HobieCat.

Divers éléments ont une influence parasite sur l'écoulement de l'air sur une voile. Les drailles (filins tenant les voiles) ou les espars (longues pièces d'un bateau ne faisant pas partie de la coque) tels que le mât ou la bôme, constituent un frein aérodynamique. La porosité du tissu des voiles a elle aussi une influence néfaste sur l'écoulement (malgré sa porosité, le tissu reste le meilleur matériau ayant les caractéristiques requises pour les voiles, à savoir souplesse, résistance et élasticité). Même si la force développée par la voile, calculée de façon théorique, ne correspond pas exactement à la force réelle, néanmoins elle en constitue une bonne approximation.

Comme une aile d'avion, une voile crée une portance P et une traînée T définies par les équations suivantes :

$$P = \frac{1}{2} C_P \rho S V^2$$

$$T = \frac{1}{2} C_T \rho S V^2$$

où la densité de l'air ρ vaut 1,225 kg/m^3, où la surface S vaut 22,85 m² et où C_T et C_P sont les coefficients de traînée et de portance respectivement. La courbe donnant la valeur de C_T en fonction de C_P aux divers angles d'incidence est une polaire de Eiffel.

Grâce à cette courbe, il est également possible de déterminer la finesse maximale, c'est-à-dire le rapport C_P / C_T maximal qui correspond à l'angle pour lequel la configuration étudiée donne son meilleur rendement. Sur une polaire, la finesse maximale est définie par une tangente horizontale. La figure 3.12 présente les polaires d'une voilure d'un monocoque Dragon, du même type que celle qui va être étudiée dans la suite.

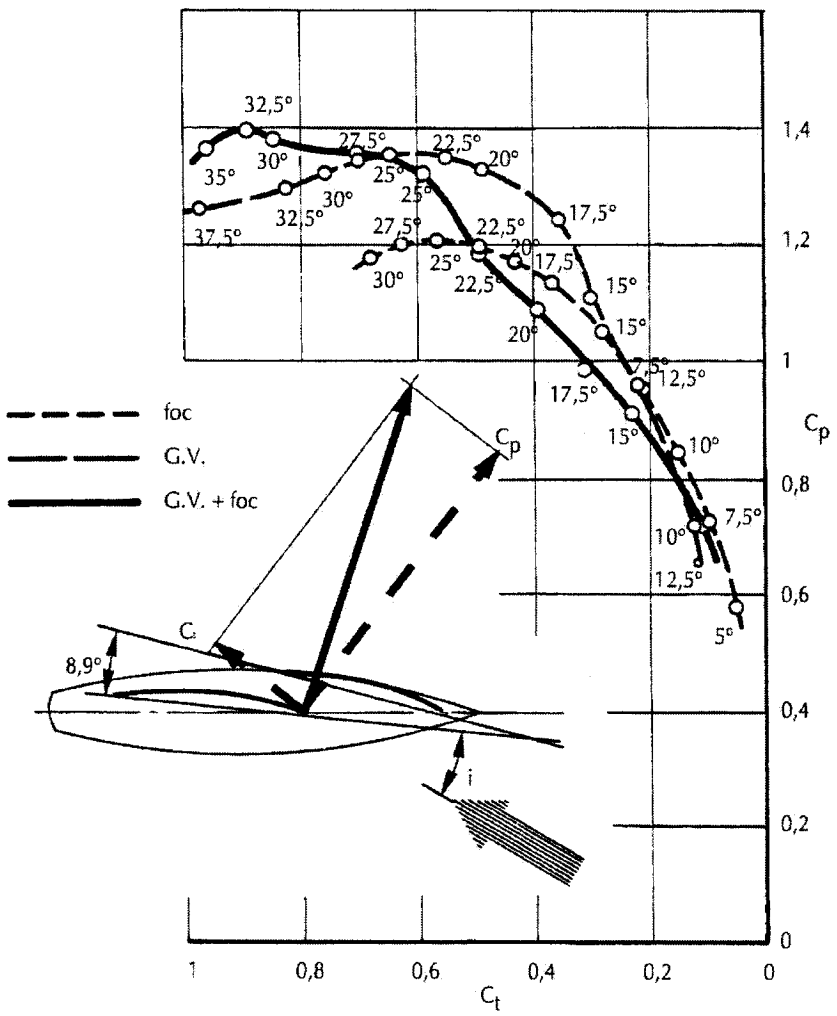


Figure 3.12 Polaires des coefficients de portance et de traînée d'une voilure de Dragon (Gutelle, [10]).

La finesse maximale pour l'ensemble grand-voile et foc est obtenue pour un angle d'incidence β de 32,5°. Le coefficient de portance C_P est alors égal à 1,4 et le

coefficient de traînée C_T à 0,9. L'étude réalisée sur le vent apparent permet de fixer les paramètres des vents réel et apparent : pour un angle $\beta = 32.5°$, l'angle γ du vent réel est égal à 77° et la vitesse de vent apparent pour cet angle γ est de 21,7 m/s. Les calculs de portance et de traînée donnent donc $P = 9230\,\text{N}$ et $T = 5930\,\text{N}$. Finalement on peut en déduire les forces de propulsion et de dérive latérale en fonction de la traînée et de la portance par les formules suivantes :

$$F_x = P\cos(\beta - \lambda) - T\cos(\beta - \lambda)$$

$$F_y = P\sin(\beta - \lambda) + T\sin(\beta - \lambda)$$

Après les calculs, on trouve $F_x = 2920\,\text{N}$ et $F_y = 7000\,\text{N}$ en émettant l'hypothèse que l'angle entre la direction et l'axe du bateau est $\lambda = 5°$.

3.3. Modélisation et calculs par éléments finis

3.3.1. Modélisation et maillage du catamaran

a) Coques

Le maillage des deux coques a été réalisé avec le logiciel CATIA à partir de la modélisation par krigeage, puis a été importé directement dans SAMCEF. Il est constitué d'éléments surfaciques triangulaires auxquels seront appliqués les matériaux, les charges et les conditions aux limites. Les deux coques sont alignées selon l'axe Z et distantes de 2.5 m.

b) Gréement

Les barres transversales qui relient les deux coques ainsi que l'ensemble des éléments du gréement (mât, haubans et étai) ont été définis et maillés dans le modeleur de SAMCEF en tant qu'éléments de poutres ou de câbles. La taille moyenne des éléments de maillage

est de 150 mm pour les éléments poutres et de 50 mm pour les éléments câbles. La géométrie des divers éléments est inspirée du catamaran Fox de la marque Hobicat.

Mât et barres transversales

Le mât et les deux barres transversales sont modélisés par des éléments poutres à section circulaire creuse de rayon extérieur de 60 mm et d'épaisseur de 15 mm, soit 45 mm de diamètre intérieur. Le mât prend place au milieu de la barre transversale avant et mesure 9 m de haut.

Haubans

Les haubans sont modélisés par des éléments câbles de 3 mm^2 de section. Ils sont fixés à 1.2 m du haut du mât à une extrémité et sur la coque, à 536 mm en arrière de la barre transversale avant.

Étai

L'étai est constitué de trois éléments câbles joignant le haut du mât et l'avant des deux coques. Ils sont liés les uns aux autres en un point du plan de symétrie du catamaran. Comme il s'agit de câbles, il est important de définir ces trois éléments dans le même plan. Ce plan est défini par les trois points d'attache de l'étai : le premier, comme les haubans est situé à 1.2 m du haut du mât, les deux autres sont situés sur chacune des coques, à 2360 mm en avant de la barre transversale avant. Sachant de plus que le point reliant les trois parties de l'étai se trouve aussi sur le plan de symétrie du catamaran, on calcule la droite sur laquelle il convient de le situer : en choisissant de le placer à 2200 mm en avant de la barre supportant le mât on obtient une hauteur de 434 mm au dessus de la barre transversale avant.

c) Catamaran

Une image de l'allure du maillage et de la géométrie finale extraite du logiciel SAMCEF est présentée à la figure 3.13.

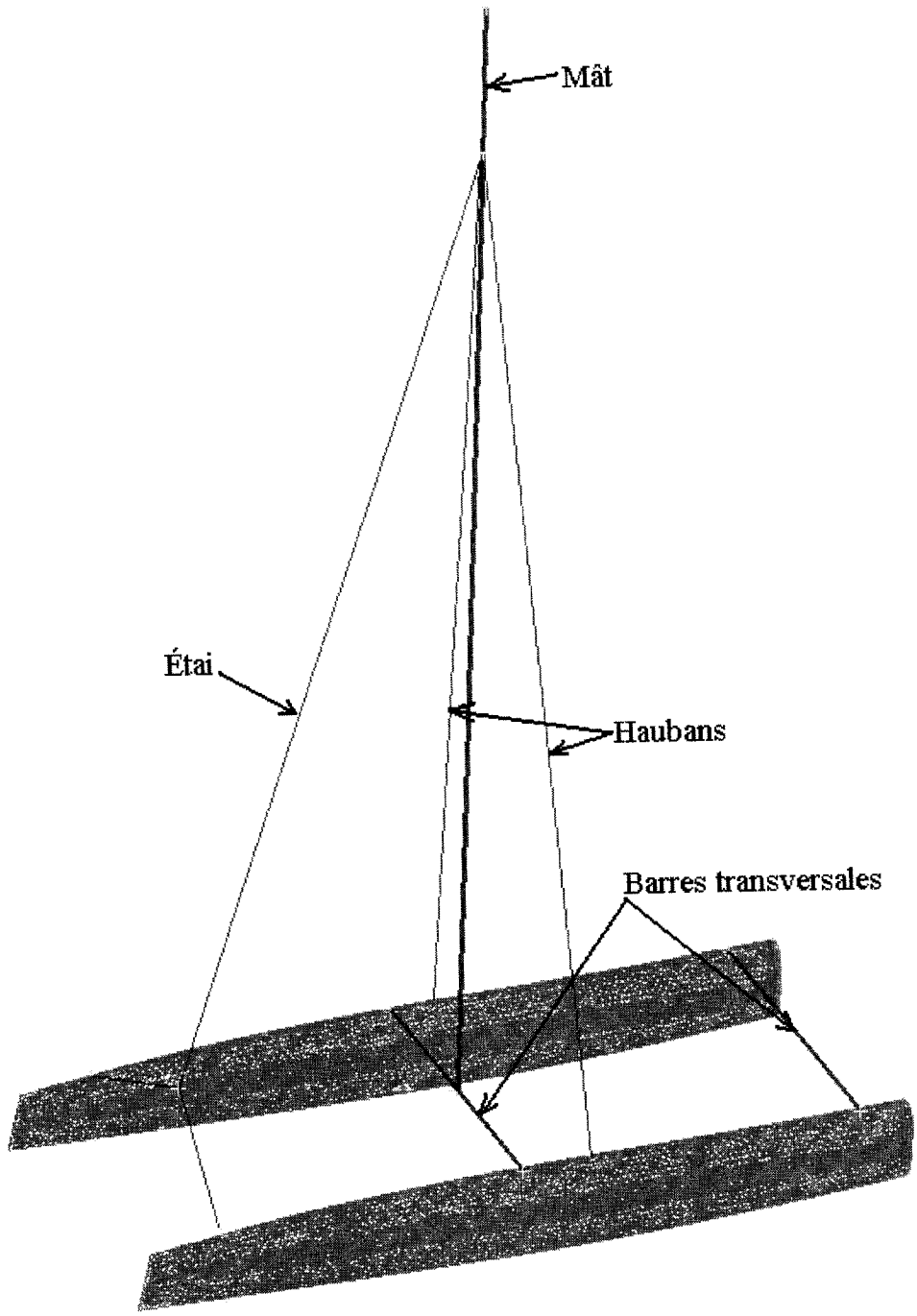


Figure 3.13 : Modélisation et maillage du catamaran complet.

3.3.2. Définition des matériaux

a) Coque

Les propriétés de matériau composite sandwich de l'ensemble de la coque sont calculées par SAMCEF à partir des propriétés de chacune des couches du sandwich. Chaque pli du composite est considéré comme un tissu 0/90 de fibre de verre E avec une matrice époxy. Les propriétés des fibres et de la matrice sont données dans le tableau 3.4 :

Matériau	E (GPa)	ν	P (kg/m3)	G_{12} (GPa)
Fibre verre-E	72.74	0.2344	2550	29.46
Résine époxy	1.986	0.4013	1200	0.709

Tableau 3.4 : Propriétés des fibres de verre et de la résine époxy.

À partir de la loi des mélanges rappelée ci-dessous, on peut déterminer les caractéristiques mécaniques d'un pli unidirectionnel à partir du taux de fibres :

$$E_1 = E_f V_f + E_m V_m \qquad \frac{1}{E_2} = \frac{V_f}{E_f} + \frac{V_m}{E_m}$$

$$\frac{1}{G_{12}} = \frac{V_f}{G_f} + \frac{V_m}{G_m} \qquad \nu_{12} = \nu_f V_f + \nu_m V_m$$

Comptes tenu des propriétés des matériaux présentées précédemment et en supposant que le taux de fibres vaut 30 %, on trouve les caractéristiques suivantes pour un pli unidirectionnel :

- $E_1 = 23.21 GPa$
- $E_2 = 2.80 GPa$
- $\nu_{12} = 0.35$
- $G_{12} = 1.00 GPa$

À partir de la théorie des stratifiés, il est possible de calculer les caractéristiques mécaniques d'un pli 0/90 en le considérant comme deux plis unidirectionnels, les

résultats présentés ci-après proviennent d'un calcul effectué avec le logiciel PC-Laminate.

- $E_1 = 7.03 GPa$
- $E_2 = 7.03 GPa$
- $\nu_{12} = 0.08$
- $G_{12} = 1.00 GPa$

Afin d'obtenir toutes les propriétés du composite, les points suivants ont été considérés :

- On considère que E_3 a la même valeur que E_2 dans le cas d'un pli unidirectionnel puisque dans ces deux cas les fibres sont perpendiculaires à l'axe considéré dans le module d'élasticité.
- Les valeurs de ν_{13} et ν_{23} sont manifestement les mêmes dans le cas d'un pli 0/90. On considère par ailleurs que c'est la même que ν_{12} dans le cas d'un pli unidirectionnel.
- G_{13} et G_{23} sont déduits des valeurs précédentes pour le cas unidirectionnel par la relation $G_{xy} = \frac{E_x}{2(1+\nu_{xy})}$.

Au final, les caractéristiques du pli 0/90 utilisées sont données dans le tableau suivant :

$E_1 = 7.03 GPa$	$E_2 = 7.03 GPa$	$E_3 = 2.80 GPa$
$\nu_{12} = 0.08$	$\nu_{13} = 0.35$	$\nu_{23} = 0.35$
$G_{12} = 1.00 GPa$	$G_{13} = 1.00 GPa$	$G_{23} = 1.00 GPa$
$\rho = 1605 kg/m^3$		

Tableau 3.5 : Propriétés d'un pli 0/90.

Les propriétés de l'âme Corecell A400 présentées dans le tableau 3.6 sont fournies par le fabriquant, SP Systems.

Matériau	*E* (MPa)	ν	ρ (kg/m3)	*G* (MPa)
Corecell	65.3	0.3	69	18.2

Tableau 3.6 : Propriétés mécaniques du Corecell A400.

L'empilement des différentes couches est ensuite effectué pour créer le matériau final : les peaux seront modélisées par deux couches du pli 0/90 d'épaisseur 0.37 mm, et l'âme par une couche de Corecell de 7 mm d'épaisseur. La figure 3.14 présente le sandwich créé avec le logiciel SAMCEF.

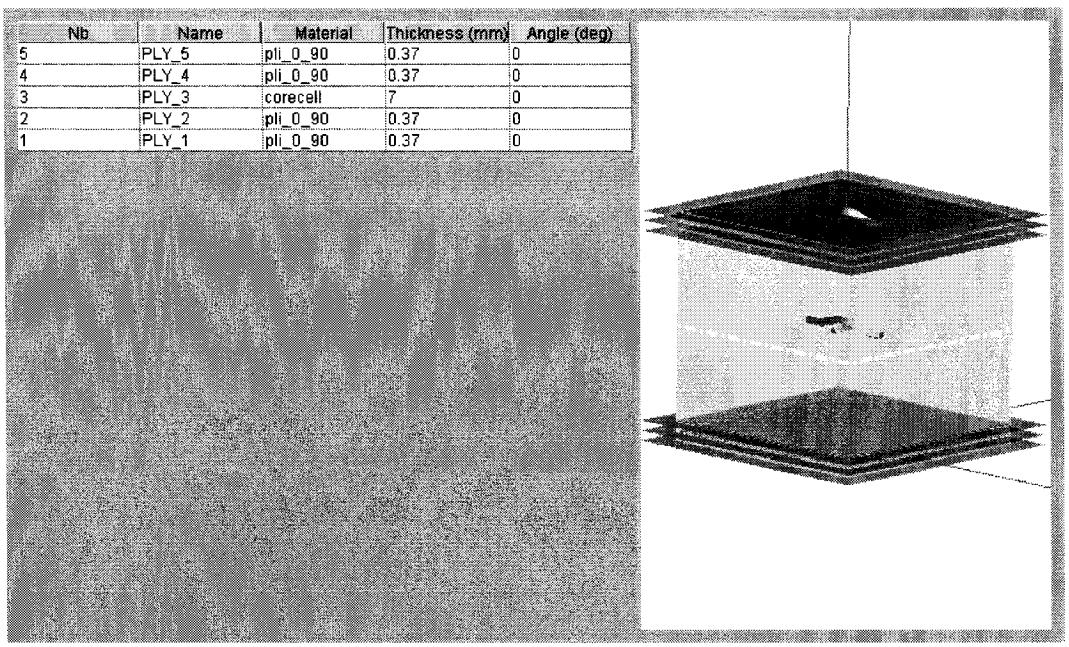


Figure 3.14 : Structure sandwich utilisée pour la coque.

b) Barres transversales et grément

Les barres de liaisons entre les coques et le mât sont des poutres d'aluminium dont les propriétés mécaniques sont données dans le tableau 3.7. Le matériau utilisé pour les haubans et pour l'étai est de l'acier ordinaire dont les propriétés sont détaillées dans ce même tableau.

Matériau	*E* (GPa)	ν	ρ (kg/m3)
Aluminium	350	0.22	3900
Acier	210	0.3	7800

Tableau 3.7 : Propriétés mécaniques de l'aluminium et de l'acier.

3.3.3. Description des conditions aux limites

a) Assemblage des éléments

Afin d'assembler les coques et les barres transversales, une liaison rigide a été créée entre le dernier nœud de l'élément poutre et l'ensemble des nœuds de la cavité de la coque destinée à recevoir l'élément de liaison. Par ailleurs, la liaison entre le mât et la barre avant a été modélisée en liant le nœud du bas du mât et le nœud milieu de la barre dans tous les déplacements. La figure 3.15 illustre l'assemblage du mât et de la barre transversale avant avec le logiciel SAMCEF.

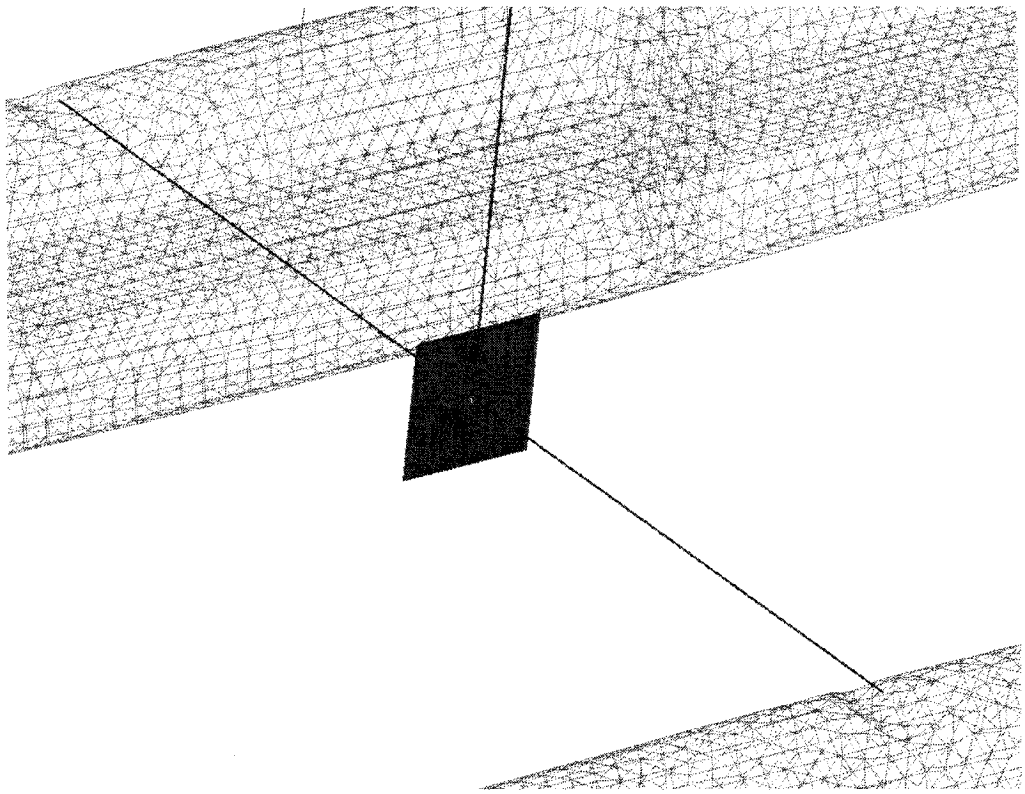


Figure 3.15 : Assemblage du mât et de la barre transversale avant.

Les assemblages entre les éléments câbles des haubans et de l'étai sont réalisés de la même manière que pour le mât, c'est-à-dire par un collage des deux nœuds en contact au point de fixation considéré. Cela est illustré par la figure suivante :

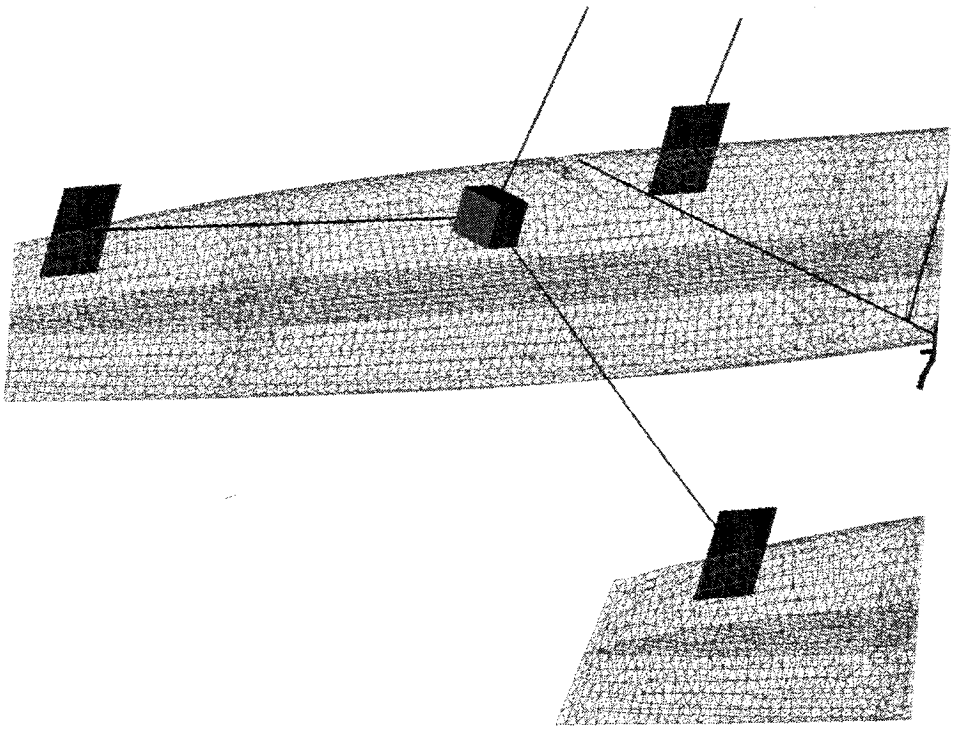


Figure 3.16 : Assemblage de l'étai et des haubans.

b) Encastrement au référentiel terrestre

Lorsque le catamaran navigue, la majeure partie des efforts qui lui sont appliqués est transmise par les gouvernails. C'est donc à ce niveau que nous avons choisi de fixer la coque par un encastrement des faces arrières des deux coques. Sur certains catamarans dont le modèle Fox, une dérive est située sous chacune des deux coques au niveau des haubans. Cette dérive permet au bateau de s'appuyer sur l'eau lorsqu'il remonte le vent. C'est pourquoi les translations de 7 nœuds situés à l'endroit des dérives (c'est-à-dire sur l'arête inférieure des coques au niveau des points d'attache des haubans) ont été bloquées dans la direction perpendiculaire au catamaran. Ces encastrements et blocages sont visualisés sur la figure 3.17.

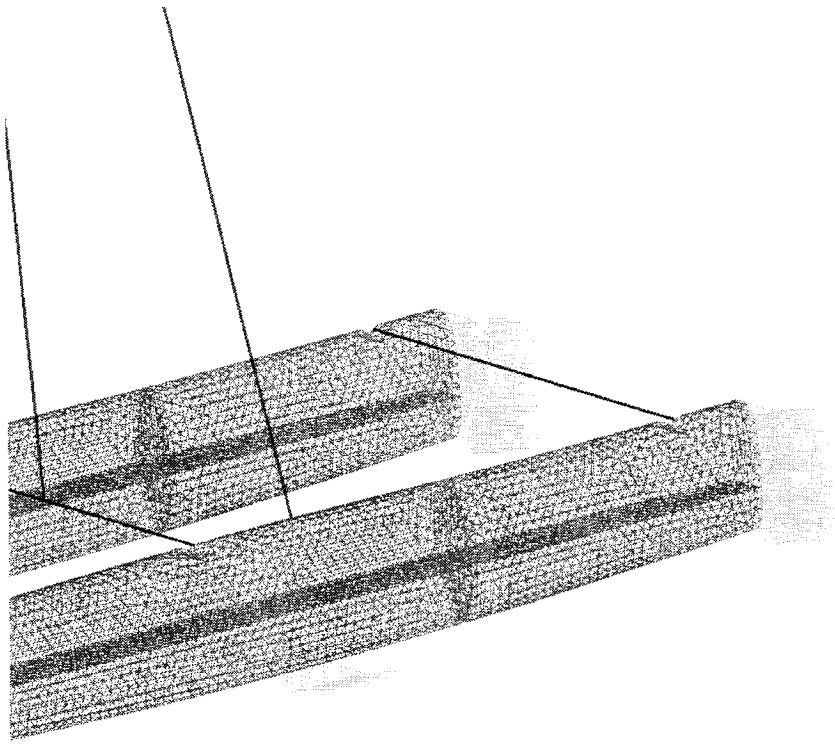


Figure 3.17 : Encastrements des gouvernails et des dérives.

3.3.4. Description des charges appliquées

L'action du vent s'exerce sur le mât par l'intermédiaire de la voile. Ces efforts peuvent être décomposés en traînée dans la direction du bateau, et en portance perpendiculairement à la direction du bateau (voir le début du chapitre). On s'intéressera ici seulement aux efforts transversaux, puisque ce sont eux qui seront responsables des contraintes les plus importantes dans la structure du catamaran. Dans le cas d'un modèle réel, les contraintes exercées par la voile sur le mât ne sont pas régulières, elles dépendent notamment de la forme de la voile. Par souci de simplicité on modélisera tout de même les efforts de la voile sur le mât par une force linéique constante, appliquée transversalement à la direction du bateau. Une estimation de la valeur de la résultante de cette force donnée par Gutelle [10] est donnée par la formule :

$$F = 0,065 V^2 S C$$

où V est la vitesse du vent apparent, S la surface de la voile et C son coefficient de portance. Pour ces calculs, les valeurs ont été choisies selon les données fournies par Gutelle [10] et présentées dans la partie précédente :

- $V = 21.7 m.s^{-1}$
- $S = 18 m^2$
- $C = 1.2$

La force résultante latérale est donc de 660 N, ce qui donne une valeur de 0.073 N/m pour la force linéique compte tenu de la taille du mât. L'application de cette force dans le modèle numérique est présentée dans la figure suivante.

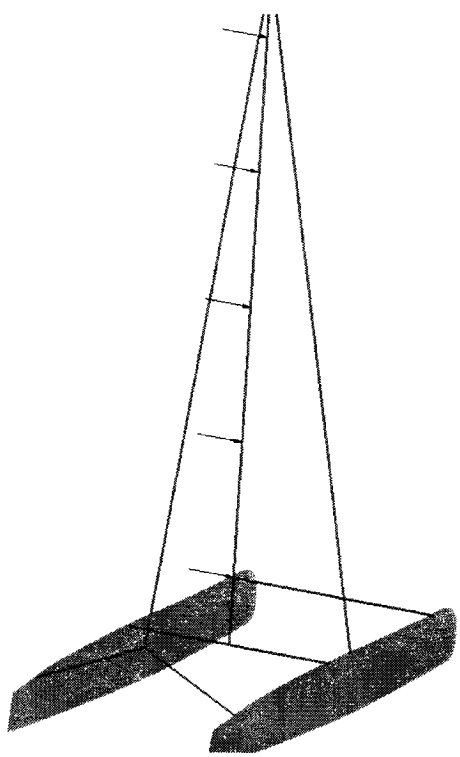


Figure 3.18 : Application de la force latérale du vent sur le mât.

3.3.5. Tension des haubans et de l'étai

Avant de lancer le calcul, il est nécessaire de précontraindre les éléments câbles qui rigidifient la structure par leur tension estimée à 2000 N. Un premier calcul est donc effectué en exerçant seulement des contraintes de tension sur les câbles, puis les résultats obtenus (en particulier la matrice de rigidité) sont conservés pour être utilisés dans le calcul final. Cette méthode qui permet de mesurer séparément le déplacement lié aux forces exercées par le vent est facile à mettre en place mais comporte l'inconvénient de ne pas prendre en compte le déplacement dû à la tension des câbles. Néanmoins, ces déplacement peuvent être mesurés à la fin du premier calcul. Pour précontraindre les haubans, on enlève l'assemblage entre les éléments de câbles et le mât, puis on applique une force de 2000 N au bout du câble selon sa direction. Pour le câble principal de l'étai, la fixation entre le câble et le mât est maintenue et la force de tension de 2000 N est exercée à son autre extrémité. Les deux autres parties de l'étai sont précontraintes de façon analogue, mais avec une force de 2455 N. Cette valeur est imposée pour obtenir l'équilibre des forces au point de liaison des trois parties de l'étai. Enfin le mât subit des contraintes de compression qu'il faut modéliser par l'application de la force normale exercée par les haubans (celle de l'étai a déjà été prise en compte dans la modélisation), c'est-à-dire deux fois 2000 N dans la direction des haubans. Une fois les précontraintes calculées, les éléments sont à nouveau associés les uns avec les autres. Les différentes forces appliquées sont représentées à la figure 3.19 ainsi qu'à la figure 3.20.

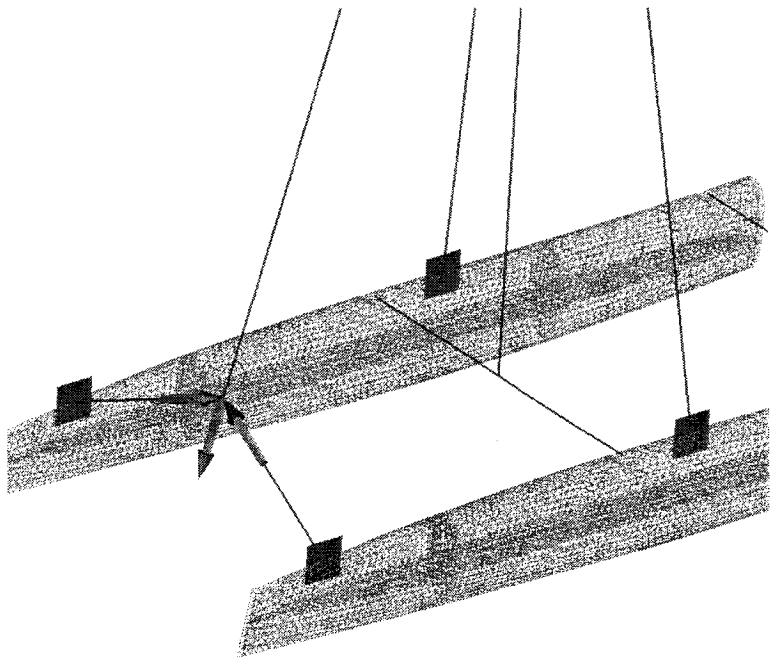


Figure 3.19 : Efforts modélisant la tension de l'étai.

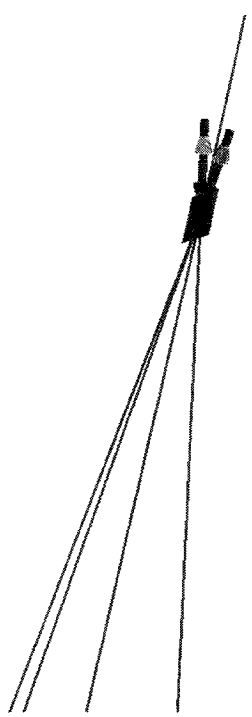


Figure 3.20 : Efforts modélisant la force de tension des haubans sur le mât.

3.3.6. Résultats

À cause de la tension de l'étai, les coques se rapprochent l'une de l'autre à l'avant du catamaran. Compte tenu de la rigidité du sandwich, cet effet est relativement faible et ne constitue pas un défaut important. Comme nous pouvons le voir sur la figure 3.21, l'ordre de grandeur de ce déplacement n'est que de quelques centimètres.

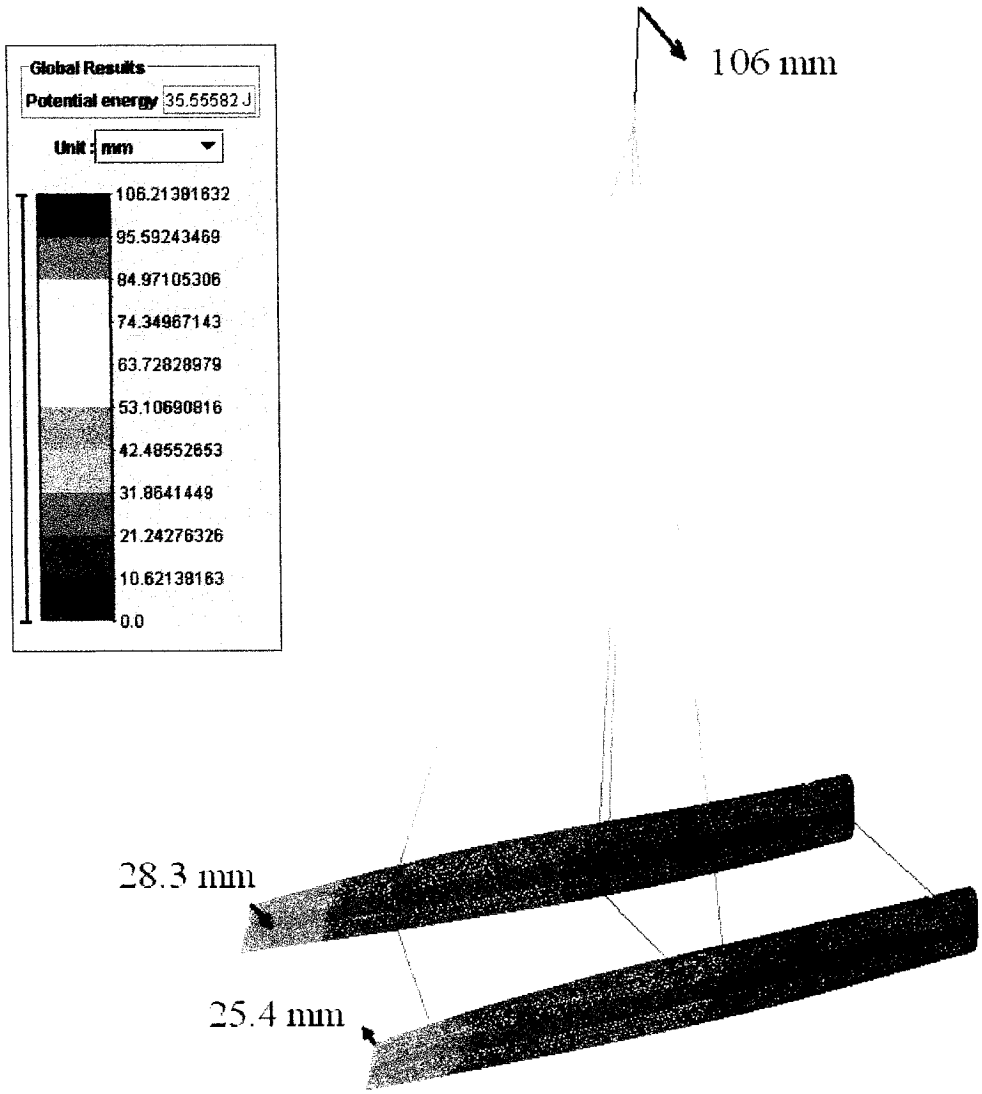


Figure 3.21 : Déplacements des nœuds obtenus.

Cette même figure montre que le haut du mât se déplace de 10 cm environ. Ce déplacement provient à la fois de la déformation du mât mais aussi de la gîte du catamaran due à la force du vent (on dit d'un bateau qu'il gîte lorsqu'il s'incline sous l'action du vent).

Afin de visualiser les zones les plus sollicitées par les contraintes, il est recommandé d'utiliser le critère de Tsai Wu. La figure 3.22 présente le critère de Tsai Wu dans l'ensemble de la coque, la présente un zoom de la partie arrière de la coque tribord et la présente un zoom de la coque bâbord au niveau des points d'accroche de la barre transversale et du hauban. Ces figures permettent de visualiser les zones particulièrement sensibles qu'il faudra renforcer lors de la fabrication de la coque.

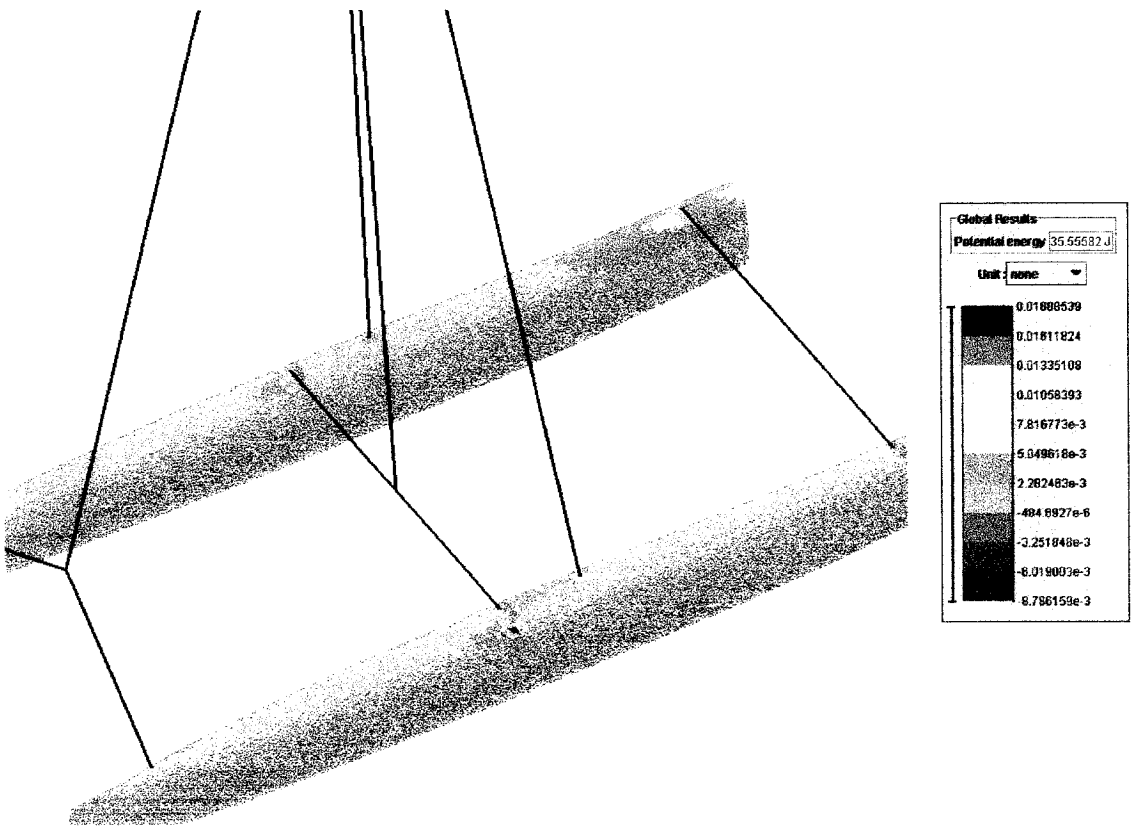


Figure 3.22 : Critère de Tsai Wu dans toute la coque.

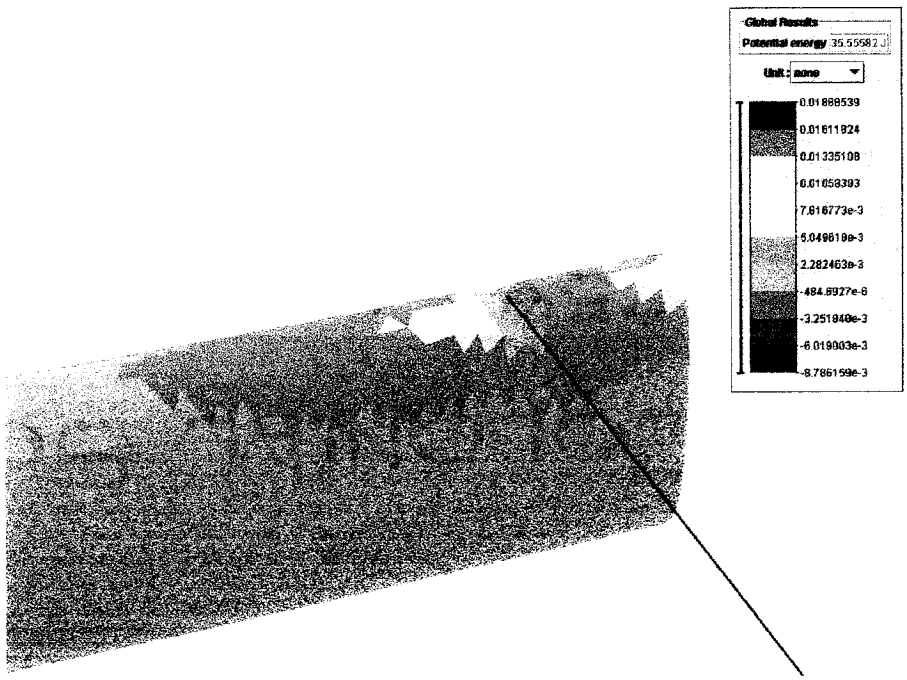


Figure 3.23 : Critère de Tsai Wu à l'arrière de la coque tribord.

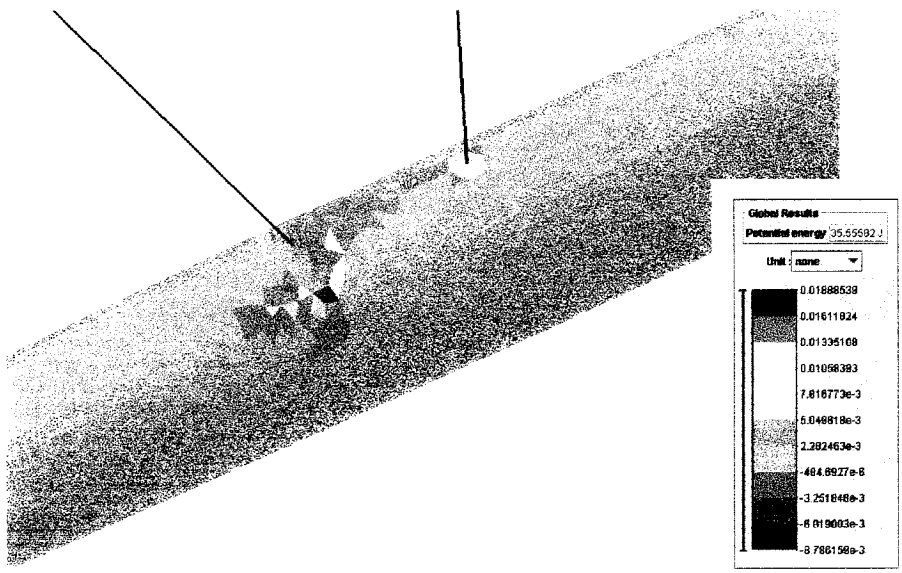


Figure 3.24 : Critère de Tsai Wu dans la zone des points d'accroche de la barre transversale et du hauban sur la coque bâbord.

3.4. Conclusion

L'étude du milieu dans lequel évolue le catamaran est particulièrement complexe. Ainsi, la modélisation complète de tous les efforts appliqués à la voile et aux coques du catamaran se relève délicate. Seuls les efforts les plus importants sur la structure du catamaran ont été considéré dans ce travail. Les études réalisées avec le logiciel de calcul par éléments finis SAMCEF ont montré qu'avec le matériau sandwich utilisé, la coque se déforme à l'avant du bateau avec une amplitude limitée et acceptable. Ainsi l'empilement choisi peut être utilisé dans la fabrication réelle. Il faudra cependant renforcer les zones à risque, c'est-à-dire les zones de fixation des barres transversales, par l'ajout d'un deuxième pli de tissu de fibre de verre.

CHAPITRE 4 - Fabrication de plaques sandwichs et essais de flexion

4.1. Introduction

Avant de fabriquer la coque du catamaran, il est indispensable de réaliser des essais préliminaires sur des pièces plus petites et de géométrie moins complexe afin de vérifier si le matériau choisi répond aux exigences de construction et de bien établir le processus de fabrication. Les premières fabrications ont consisté à infuser des plaques sandwichs planes, à partir desquelles des échantillons rectangulaires pourront être découpés. Ceci permettra d'effectuer des essais mécaniques pour caractériser la résistance des matériaux retenus. Ce chapitre présente la fabrication des plaques composites sandwichs et les résultats des essais de flexion trois points ou quatre points réalisés sur les échantillons découpés dans ces plaques.

4.2. Fabrication des plaques

4.2.1. Choix des matériaux

Les matériaux utilisés pour la fabrication des plaques sont ceux qui ont été retenus pour la construction de la coque. Le choix des matériaux a été effectué à partir des conseils de Luc Desjardins, fabricant de catamarans pour la compagnie Mystère, et de Jérôme Le

Corvec, consultant, Kaizen Technologies, et aux lectures de diverses sources telles que des livres ou des études de cas trouvées sur internet. Enfin, certaines décisions ont été prises en fonction des dons et des disponibilités des distributeurs. Les paragraphes suivants présentent les matériaux retenus. Les coordonnées des fournisseurs ainsi que la liste des prix des produits est disponible à l'annexe V.

Renfort NCS 82620 et mat

Le renfort utilisé, le NCS 82620, est un tissu de fibres de verre bidirectionnel 0-90° fabriqué par la compagnie J.B. Martin. Sa densité surfacique est 380 g/m^2, et sa densité volumique 2540 kg/m^3. Par ailleurs, afin d'améliorer le fini de surface et la résistance aux chocs, un mat de fibre de verres sera ajouté entre le gel coat et le sandwich pour les deuxième et troisième demi-coques. C'est un mat à fibres courtes (de l'ordre de 5 cm) fabriqué par Saint-Gobain et de densité surfacique 450 g/m^2. Ce mat ne sera pas utilisé pour les plaques.

Résine Derakane 411-C-45

La résine utilisée, Derakane 411-C-45, est fabriquée par la compagnie Dow et distribuée par Progress Plastiques. Il s'agit d'une résine vinylester. Ce choix a été motivé par sa faible viscosité de 150 cP à température ambiante (propriété indispensable pour réaliser une infusion), à ses propriétés mécaniques performantes et à sa résistance à l'eau, une caractéristique primordiale pour un bateau.

Mousse Corecell A500

L'âme du sandwich est une mousse particulièrement adaptée aux applications marines : mousse de styrène acrylonitrile (SAN) à cellules fermées, appelée Corecell et fabriquée par SP Systems. Elle est particulièrement résistante aux impacts et au cisaillement, elle n'absorbe pas l'eau et elle est compatible avec toutes les résines polymères. L'épaisseur choisie pour la mousse est 6.35 mm, et sa densité volumique 92 kg/m^3 (Corecell A500). Par ailleurs, afin de pouvoir faire épouser facilement à l'âme la forme du moule, il a été décidé de prendre la déclinaison du Corecell A500 fendue des deux côtés en un

quadrillage de fentes espacées de 3 cm les unes des autres. Comme les fentes sont plus profondes que la moitié de l'épaisseur de la mousse, les fentes du côté supérieur et celles du côté inférieur de la mousse communiquent lorsqu'elles se croisent (voir figure 4.1). Grâce à cela, la résine pourra passer d'une face à l'autre du Corecell lors de l'infusion, comme si l'âme était perforée. Par contre, comme les cellules de la mousse sont fermées, la résine n'imprégnera pas le Corecell en lui-même.

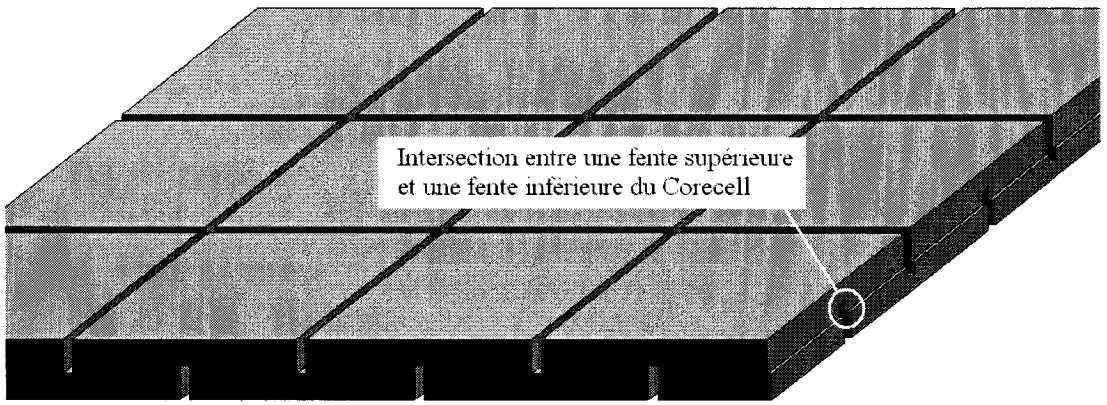


Figure 4.1 : Structure des fentes du Corecell.

En raison d'un délai de livraison trop important pour le Corecell A500, les plaques ont été fabriquées avec du Corecell A400 de densité volumique 69 kg/m^3 et présentant des perforations en plus des fentes.

Consommables

Le choix des consommables (membrane flexible, domdom, tuyaux, etc.) est moins crucial que celui des autres matériaux. Il repose essentiellement sur la compatibilité de ces produits avec la résine utilisée et la température de cuisson (ici la température ambiante). Le tableau 4.1 contient les noms et descriptions des consommables utilisés pour l'infusion.

	Nom commercial ou description	Matière	Distributeur, fabricant
Membrane flexible	Wrightlon 7400	Nylon	Airtech
Tuyaux	Diamètre intérieur : 12.7 mm pour la coque. 6.35 mm pour les plaques	Polyéthylène	Airtech
Torsades	Diamètre extérieur : 12.7 mm pour la coque 6.35 mm pour les plaques	Polyéthylène	Airtech
Tissu d'arrachage	Release Ply B	Nylon	Airtech
Domdom (joint d'étanchéité)	AT-200Y		Airtech, General Sealants

Tableau 4.1 : Description des consommables utilisés pour l'infusion.

Remarque : des essais ont été effectués avec le domdom GS-231 (Airtech) qui s'est avéré moins collant que le AT-200Y pourtant de moins bonne qualité.

4.2.2. Protocole de fabrication

La figure 4.2 présente le montage d'une infusion de plaque sandwich. Un miroir est placé sous la plaque de polycarbonate qui sert de moule afin de pouvoir observer facilement l'imprégnation de la peau inférieure.

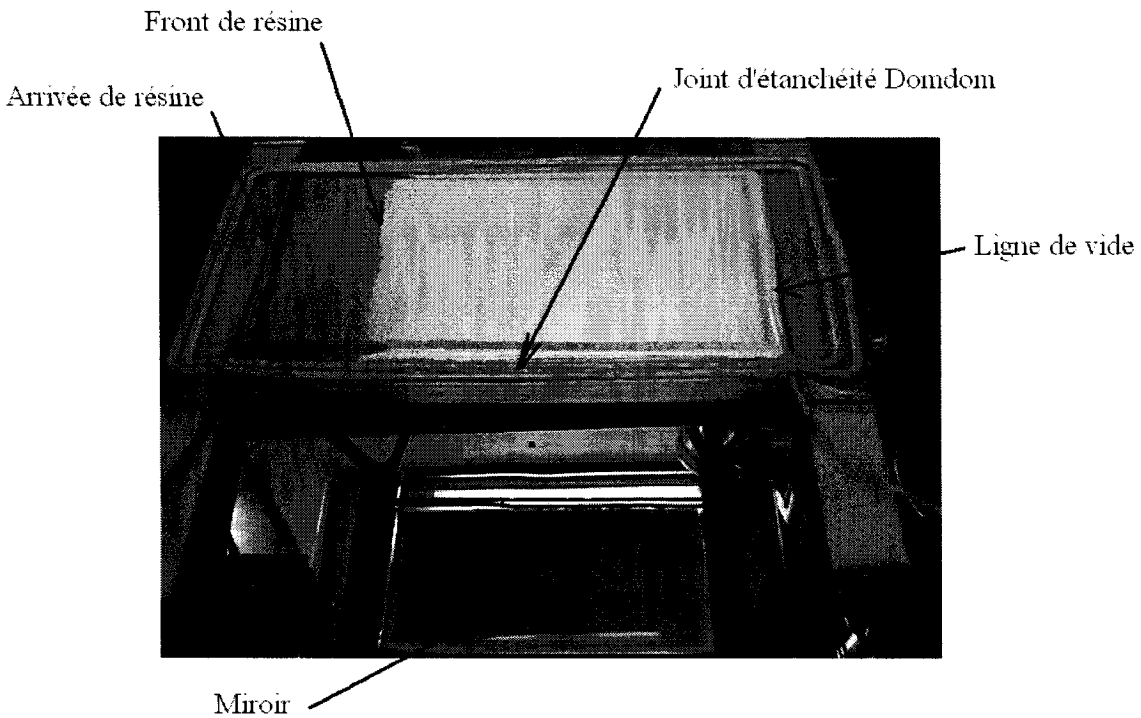


Figure 4.2 : Montage expérimental pour la réalisation d'une infusion de plaque.

Préparation du moule

La plaque de polycarbonate servant de moule doit être nettoyée à l'acétone. Les parties sur lesquelles sera collé le joint d'étanchéité, domdom, sont protégées et le reste est enduit de 5 couches d'un agent démoulant, le Frekote Wolo. Les applications d'agent démoulant sont séparées d'au moins 15 minutes. Une fabrication a été réalisée sur une plaque de verre, ce qui est à déconseiller car le démoulage et le nettoyage de la plaque ont été particulièrement pénibles.

Pose des renforts

Les fibres de la peau inférieure, l'âme du sandwich et les fibres de la peau supérieure sont posées sur le moule. La mousse de Corecell doit être coupée en biseau de façon à diminuer les effets de bord qui font avancer la résine trop rapidement sur le contour de la mousse.

Pose des consommables

Le joint d'étanchéité est collé autour des matériaux. Ensuite, le tissu d'arrachage est déposé sur le sandwich, puis les torsades, les canaux préférentiels (si besoin) et les tuyaux sont placés.

Fermeture du sac à vide

La membrane flexible est collée sur le domdom de façon à créer un sac complètement hermétique. Une seule fuite suffit à compromettre la réussite de la fabrication.

Mise sous vide

Lorsque tous les éléments sont disposés sur le moule, le tuyau d'arrivée de résine est pincé et une pression de vide est créée à l'intérieur du sac à vide. Il faut alors vérifier que le vide se maintient et qu'aucune fuite n'existe.

Infusion

Si tout est correct, la résine peut être formulée, et l'infusion démarrée. Lorsque toute la pièce est imprégnée, l'arrivée de résine est bloquée, mais le vide est maintenu jusqu'à la polymérisation complète de la résine.

Démoulage

Il ne reste alors qu'à démouler la pièce, ce qui dans le cas d'une plaque est très facile.

4.2.3. Stratégie d'infusion

La pression de vide utilisée pour l'infusion des plaques est -50 kPa. Mis à part la plaque 6 dont il sera question dans la suite du rapport, toutes les plaques sont infusées dans le sens de leur longueur avec une torsade à chaque bout, l'une servant de canal préférentiel pour l'arrivée de résine et l'autre de ligne de vide.

4.2.4. Formulation de la résine

La formulation de la résine pour la fabrication des plaques 4, 5 et 6 est donnée dans le tableau 4.2 (la formulation de résine pour les plaques 1, 2 et 3 n'est pas présentée puisque les fabrications ont échoué). Avec cette formulation, la résine ne polymérise pas complètement à température ambiante et les plaques devront être cuites 8 heures à 75°C. Notons tout de suite que pour la fabrication des demi-coques, le choix de l'accélérateur sera changé et l'inhibiteur sera retiré afin d'éviter cette étape de cuisson difficile à réaliser pour une grande pièce. C'est avec la même formulation que celle des coques que fut fabriquée la plaque 7 (voir tableau 4.3).

		Plaque 4	Plaque 5 et 6
Résine	Derakane 411-C-45	100 g	100 g
Promoteur	CoNap 12 %	0.15 g	0.20 g
Accélérateur	DEA	0.08 g	0.12 g
Inhibiteur	1,4-P	Non	0.06 g
Catalyseur	Norox® CHM-50	1.50 g	1.50 g

Tableau 4.2 : Formulation de la résine pour la fabrication des plaques 4, 5 et 6.

Résine	Derakane 411-C-45	100 g
Promoteur	Cobalt	0.22 g
Accélérateur	DMA	0.15 g
Catalyseur	Norox® CHM-50	2.00 g

Tableau 4.3 : Formulation de la résine pour la fabrication de la plaque 7.

4.2.5. Fabrications des plaques sandwichs

Plusieurs fabrications infructueuses (plaques numéros 1, 2 et 3) ont été réalisées avant de réussir à obtenir des plaques sandwichs réussies. C'est essentiellement des fuites du sac

à vide qui ont causé les difficultés rencontrées lors des premières infusions. Le tableau 4.4 présente la quantité des matériaux utilisés pour la fabrication des plaques numéros 4, 5 et 6. Un seul pli de NCS a été utilisé pour chaque peau du sandwich.

	Plaque 4	Plaque 5	Plaque 6	Plaque 7
Taille du sandwich	100 * 40 cm	75 * 40 cm	75 * 40 cm	35 * 60 cm
Tissu NCS	356 g	260 g	257 g	195 g
Corecell	177 g (A400)	135 g (A400)	136 g (A400)	115 g (A500)
Résine formulée	600 g	400 g	500 g	550 g

Tableau 4.4 : Masse des matériaux utilisés pour les fabrications des plaques.

L'imprégnation des plaques 4 et 5 n'a pas été complète, la résine a polymérisé avant d'atteindre la ligne de vide. Pourtant dans le cas de la plaque 5, le temps de gel de la résine fut de 80 minutes environ, ce qui est beaucoup. C'est pourquoi il a été décidé d'ajouter un canal préférentiel permettant de faciliter l'écoulement de la résine (voir figure 4.3) pour la fabrication de la plaque 6. L'imprégnation de cette plaque fut complète. Quant à la plaque 7, elle a été infusée dans le sens de la largeur pour que les échantillons longs, découpés dans le sens de la longueur de la plaque, aient une épaisseur homogène (voir figure 4.7).

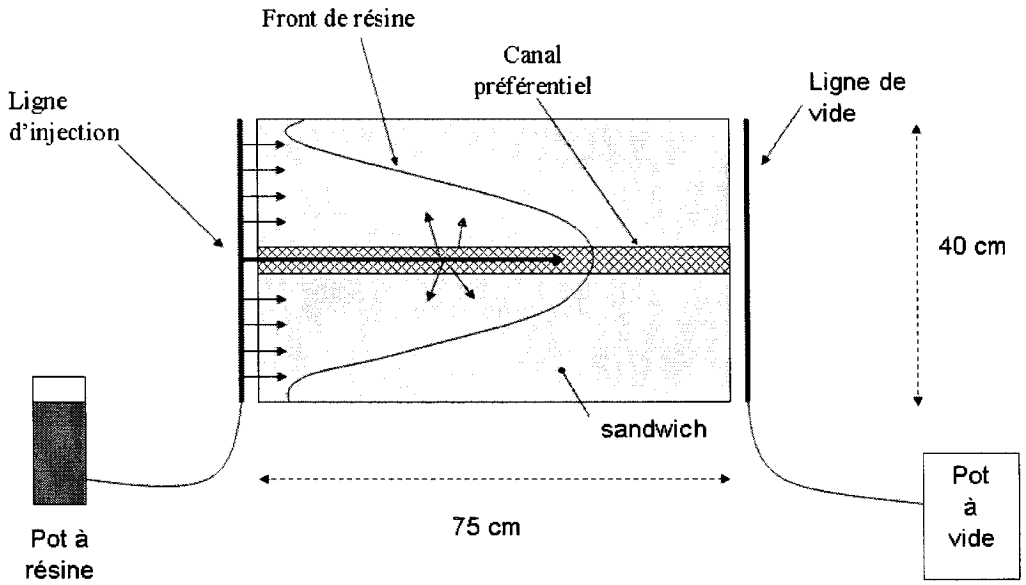


Figure 4.3 : Schéma de l'infusion de la plaque 6.

4.2.6. Fabrication de plaques de Corecell

Afin d'évaluer la quantité de résine absorbée par le Corecell, deux plaques de 39 × 18 cm et composées uniquement de Corecell A500 ont également été infusées. La pression de vide utilisée dans les deux cas fut -50 kPa et la formulation de la résine fut la même que celle de la plaque 7 (voir tableau 4.3). Pour la première fabrication, aucun tissu d'arrachage ne fut utilisé, pour la seconde, un tissu d'arrachage fut disposé sur les deux faces du Corecell. Le tableau 4.5 présente les masses du Corecell avant et après l'infusion. Ces résultats seront discutés plus loin.

	Plaque C1	Plaque C2
Masse du Corecell avant infusion	48.0 g	41.8 g
Masse de la plaque finale	88.6 g	97.0 g

Tableau 4.5 : Masses du Corecell avant et après l'infusion des plaques C1 et C2.

4.2.7. Fabrications complémentaires

a) Plaque monolithique de NCS

Le même travail a été réalisé pour une plaque monolithique composée de deux plis de NCS. La pression de vide et la formulation utilisées sont les mêmes que dans le cas des plaques de Corecell. Avant l'infusion, la masse totale des fibres était de 68.8 g, la masse de la plaque finale est de 115.5 g. Ainsi, la masse de résine ayant imprégné les fibres est de 46.7 g. Ce résultat sera discuté plus loin.

b) Plaques de Structiform

Des tentatives de fabrication de plaque de Structiform ont également été effectuées. L'objectif de ces fabrications était de savoir si l'infusion de ce matériau était facile et si les plaques obtenues étaient performantes. Le Structiform, fabriqué par la compagnie Structiso, est une mousse compressible de polyéthylène à cellules fermées sur laquelle est cousu un mince mat de fibres de verre sur chacune des deux faces. Les coutures en rovings de fibres de verre traversent la mousse de biais et donnent à la structure finale une configuration tridimensionnelle et plus de rigidité. Quant au mat, il permet une meilleure adhésion des renforts au Structiform, mais n'est pas suffisamment épais pour constitué à lui seul les peaux du sandwich.

Pour la première infusion, aucun renfort n'a été ajouté au Structiform. La masse de l'échantillon de Structiform était de 117 g pour une taille de 23 cm × 40 cm. À la fin de l'infusion réalisée avec un vide de -50 kPa, seuls les premiers 8 cm environ de renfort ont été imprégnés. Certes l'infusion a dû être arrêtée par manque de résine (il en avait été formulé 200 g), mais il s'avère qu'elle fut très lente. La masse finale de la plaque fut de 232 g, ce qui signifie que 115 g de résine ont polymérisés dans le Structiform. Le reste de la résine a polymérisé dans le tuyau d'infusion ou sur les bords du pot de résine.

Cette valeur est relativement grande compte tenu de la faible surface infusée et la légèreté du sandwich semble compromise.

Lors de la seconde fabrication, une couche de tissus NCS a été ajoutée au dessus et en dessous d'un rectangle de Structiform de 23 cm × 40 cm de long et pesant 112 g. En appliquant une pression de vide de -50 kPa au début de la fabrication, qui fut ensuite augmentée à -70 kPa en cours d'expérience, seuls les 14 premiers centimètres des matériaux ont été infusés dans un temps de 30 minutes correspondant à la polymérisation de la résine dans le pot (voir figure 4.4).

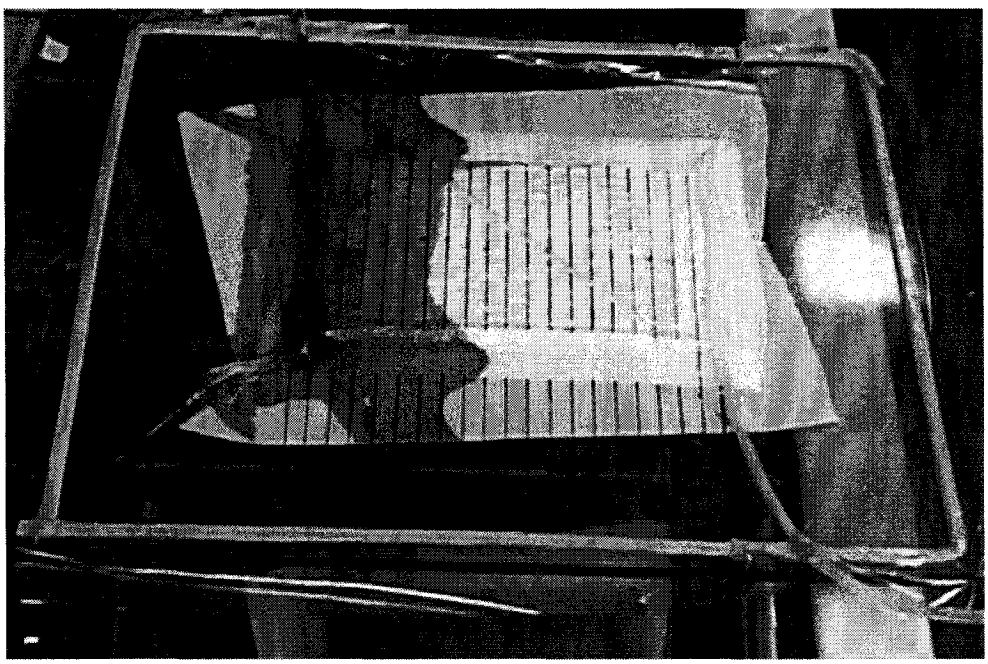


Figure 4.4 : Fin de la fabrication de la seconde plaque de Structiform.

Il s'avère que le Structiform n'est pas un matériau suffisamment perméable pour l'infusion. Il faudrait impérativement utiliser le procédé SCRIMP dans lequel une couche de diffusion appelée milieu drainant permet à la résine d'imprégner le renfort à travers l'épaisseur de la pièce. Par ailleurs, compte tenu de la forte compressibilité de la

mousse, la pression de vide écrase le Structiform, ce qui engendre les deux inconvénients suivants :

- À cause des coutures, la compressibilité du Structiform n'est pas uniforme et la face supérieure de la plaque devient très irrégulière et non esthétique.
- Puisque la mousse est écrasée, le sandwich est moins épais que ce qu'il pourrait être, ce qui ne confère pas au matériau des performances mécaniques maximales et rend le contrôle des épaisseurs quasi impossible.

En fait, le Structiform doit être employé dans un moule fermé avec une fabrication de type RTM. Dans ce cas, les inconvénients cités précédemment n'apparaissent pas, mais au contraire la forte compressibilité de la mousse est mise à profit et permet de fabriquer très facilement des pièces d'épaisseur variable. C'est le produit Structiso de la même compagnie qui est adapté à l'infusion. Ce matériau présente la même structure de coutures tridimensionnelles, mais il est fabriqué avec de la mousse non compressible.

4.3. Analyse des fabrications

4.3.1. Remarques sur les masses

a) Taux de fibres volumiques

De la fabrication de la plaque monolithique, il est possible de calculer immédiatement le taux de fibres massique W_f :

$$W_f = \frac{m_f}{m_p} = \frac{68.8}{115.5} = 59.6\,\% \tag{4.1}$$

où m_f est la masse des fibres (g) et m_p celle de la plaque (g). Afin d'obtenir le taux de fibres volumique V_f, plus couramment utilisé dans les calculs mécaniques, il faut utiliser la formule suivante :

$$V_f = \frac{\frac{m_f}{\rho_f}}{\frac{m_f}{\rho_f} + \frac{m_r}{\rho_r}} = \frac{\frac{m_f}{\rho_f}}{\frac{m_f}{\rho_f} + \frac{m_p - m_f}{\rho_r}} \tag{4.2}$$

où m_r est la masse de la résine (g), ρ_f la densité volumique des fibres (soit 2540 kg/m^3) et ρ_r celle de la résine (soit 1046 kg/m^3). Le calcul donne donc :

$$V_f = 37.8\,\%$$

Ce taux est conforme à ce que l'on peut généralement obtenir dans le cas d'une infusion de renforts tissés.

b) Calcul des masses surfaciques du sandwich

Le tableau 4.6 présente les masses surfaciques des sandwichs fabriqués.

	Plaque 4	Plaque 5	Plaque 6	Plaque 7
Masse surfacique du sandwich	2630 g/m^2	2712 g/m^2	2634 g/m^2	2625 g/m^2
Masse surfacique des fibres des 2 peaux	760 g/m^2	760 g/m^2	760 g/m^2	760 g/m^2
Masse surfacique de la mousse	458 g/m^2	467 g/m^2	471 g/m^2	682 g/m^2
Masse surfacique de résine	1412 g/m^2	1485 g/m^2	1403 g/m^2	1183 g/m^2

Tableau 4.6 : Masses surfaciques des sandwichs fabriqués.

Les plaques 4, 5 et 6 fabriquées avec les mêmes matériaux donnent des résultats très similaires. Notons que la masse de résine représente dans ces plaques environ 54 % de la masse totale du sandwich. Par contre, il est étonnant de constater que la plaque 7 possède la même masse surfacique que les autres. En effet, cette plaque a été fabriquée

avec du Corecell A500 qui est plus lourd que le Corecell A400 des autres plaques. On aurait donc pu s'attendre à une masse surfacique supérieure aux autres. L'observation d'une coupe des deux mousses permet d'apporter une explication à cette différence : les cellules du Corecell A400, sont plus grandes que celle du Corecell A500, ainsi il y a plus de résine au niveau des fentes du Corecell A400 car celle-ci remplit toutes les cellules qui ont été fendues. Le tableau 4.6 montre en effet que la plaque 7 contient moins de résine par unité de surface que les autres.

De cette analyse, il est possible d'affirmer que pour toute fabrication nécessitant l'utilisation du Corecell doublement fendu, il est préférable d'utiliser le modèle A500 plutôt que le A400, puisque ses propriétés mécaniques sont meilleures et que la pièce finale aura la même masse.

c) Résine absorbée par le Corecell

Les infusions des deux plaques de Corecell ont permis de déterminer la quantité de résine polymérisée dans le Corecell (voir tableau 4.7). Néanmoins, une fine couche de résine est également présente sur les deux faces des plaques, donc les résultats n'indiquent certainement pas la quantité de résine dans les fentes seulement. Cela est particulièrement vrai pour la plaque C2, puisque le tissu d'arrachage a favorisé le dépôt de la résine sur les faces du Corecell.

	Plaque C1	Plaque C2
Masse de résine dans la plaque	40.6 g	55.2 g
Masse de résine surfacique	578 g/m^2	786 g/m^2
Taux massique de résine dans la plaque	45.8 %	56.9 %

Tableau 4.7 : Masse de résine dans les plaques de Corecell.

On observe que les taux massiques de résine dans le Corecell sont importants, ce qui alourdit la structure sandwich (la plaque finale pèse environ deux fois plus que le

Corecell non infusé). Ainsi, le gain de poids lié à la structure sandwich perd de son importance. Le choix d'une telle mousse ne serait donc pas judicieux pour des applications où la légèreté est le critère dominant.

d) Estimation du taux de fibres dans les peaux du sandwich

En considérant que dans la fabrication des plaques de Corecell toute la résine pesée est située dans les fentes, il est possible de déterminer le taux de fibres dans les peaux du sandwich de la plaque P7 qui est la seule plaque construite avec le Corecell A500. Pour cette plaque, la quantité de résine est de 1183 g/m2 (voir tableau 4.6). Sur ces 1183 g, il y en a 578 g dans les fentes (si l'on prend les résultats de la plaque C1 du tableau 4.7). Ainsi, la quantité de résine dans les fibres est égale à 1183 - 578 = 605 g/m^2. Puisque la masse surfacique des fibres est de 760 g/m^2, il est possible de déterminer les taux de fibres massique et surfacique obtenus dans les peaux du sandwich grâce aux formules (4.1) et (4.2) données précédemment. On trouve alors $W_f = 55.7\%$ et $V_f = 34.1\%$. Ces résultats sont conformes à ceux trouvés pour la fabrication de la plaque monolithique.

4.3.2. Mesure de perméabilité

a) Perméabilité du sandwich

Ces fabrications permettent de calculer la perméabilité du sandwich à l'aide d'une table de calculs développée au laboratoire du CRASP et programmée dans un logiciel appelé UniPer. Pour déterminer la perméabilité d'un renfort, le logiciel réalise une estimation par les moindres carrés pour faire correspondre le modèle théorique de l'avancement de la résine dans le renfort (reposant sur la loi de Darcy) avec l'avancement réel de la résine en fonction des données expérimentales fournies : le gradient de pression de la résine et la vitesse d'imprégnation du renfort. A priori, ce logiciel permet de calculer la perméabilité d'un renfort dans un moule rigide, mais Joubaud et al. [13] ont montré qu'il

était possible d'utiliser ces calculs pour obtenir une perméabilité dite « flexible » mesurée lors d'une infusion sous membrane flexible. Un exemple de tableau de calcul fourni par le logiciel UniPer est disponible à l'annexe IV.

Dans le procédé VARI, la porosité des fibres n'est pas constante, puisque l'épaisseur des renforts varie au cours du temps. Ainsi, le tableau 4.8 ne présente pas les valeurs de la perméabilité K du sandwich, mais le rapport de cette perméabilité sur la porosité K/ϕ pour les trois plaques fabriquées. Ici, la notion de perméabilité ne se limite pas à celle d'un milieu poreux, elle est étendue à tout le sandwich, les fibres et la mousse. Cet élargissement de la notion de perméabilité est raisonnable à l'échelle de la pièce produite.

	Plaque 4	Plaque 5	Plaque 7
Rapport K/ϕ	1.65^{E}-10 m^2	1.57^{E}-10 m^2	1.49^{E}-10 m^2

Tableau 4.8 : Rapport perméabilité sur porosité du sandwich.

La différence importante obtenue pour la plaque 7 provient du type d'âme Corecell utilisée. En effet, les fentes du Corecell A500 sont moins larges que celles du Corecell A400 à cause de la taille des cellules de la mousse, et par conséquent le modèle A500 a une perméabilité plus faible.

b) Perméabilité du Corecell A500 sans les fibres et du NCS seul

De la même façon, il a été possible de déterminer la perméabilité du Corecell A500 seul ou du NCS seul. Les résultats obtenus sont donnés dans le tableau 4.9.

	Plaque C1	Plaque C2	Plaque NCS
Rapport K/ϕ	1.84^{E}-10 m^2	1.90^{E}-10 m^2	1.46^{E}-10 m^2

Tableau 4.9 : Rapport perméabilité sur porosité du Corecell A500 seul.

Pour le Corecell, ces valeurs sont à comparer avec le rapport K/ϕ calculé pour la plaque 7 puisqu'il s'agit du même modèle de Corecell. La perméabilité du Corecell seul est environ 2 fois plus élevée que celle du sandwich. Ceci est dû à la présence des fibres qui ont une perméabilité plus faible et qui ralentissent l'écoulement de résine dans le cas du sandwich. Pour le NCS, la perméabilité trouvée est très proche de celle des sandwichs, ce qui laisserait penser que les fentes ne constituent pas réellement un medium d'infusion efficace.

c) Différence entre les peaux du sandwich

Pendant les expériences, il fut constaté que l'infusion de la peau inférieure est souvent très légèrement plus rapide que celle de la peau supérieure. Ce phénomène s'explique peut-être par la force de gravité qui entraîne la résine de la peau supérieure vers le bas. Néanmoins, la différence est tellement faible que cela n'a pas d'influence sur la fabrication.

4.4. Essais de flexion

Les fiches de montage des essais de flexion sont données en annexe I.

4.4.1. Normes ASTM pour les essais de flexion

Les normes les plus répandues en Amérique du Nord sont issues de « American Society for Testing and Material » (ASTM). Elles définissent des standards qui permettent de comparer facilement les matériaux entre eux. C'est la norme ASTM C 393 – 00 qui définit les essais de flexion 3 points et 4 points pour les composites sandwichs. Cette norme décrit entièrement la démarche à suivre pour réaliser différents essais de flexion et en déduire les propriétés du sandwich. De plus, cette norme précise les dimensions des échantillons à utiliser.

Deux types de configuration peuvent être utilisés pour réaliser des essais de flexion : les montages à 3 points ou à 4 points. Dans les deux cas, l'échantillon rectangulaire est posé sur deux supports fixes et une charge est appliquée sur sa face supérieure pour le soumettre à une déformation de flexion. La figure 4.5 illustre la différence entre les deux techniques. L'avantage de l'essai de flexion 3 points repose essentiellement sur la facilité d'installation du montage, puisqu'il n'y a qu'une seule charge à appliquer. Quant à l'essai de flexion 4 points, il répartit la charge à deux endroits différents de l'échantillon, ce qui diminue la pression locale et permet dans certains cas d'éviter une rupture prématurée. Par ailleurs, en combinant les résultats des deux types d'essais, il est possible d'obtenir plus d'informations sur le matériau comme le montreront plus loin les calculs. Pour ces raisons, les essais effectués ont d'abord été des essais de flexion 3 points puis des essais de flexion 4 points.

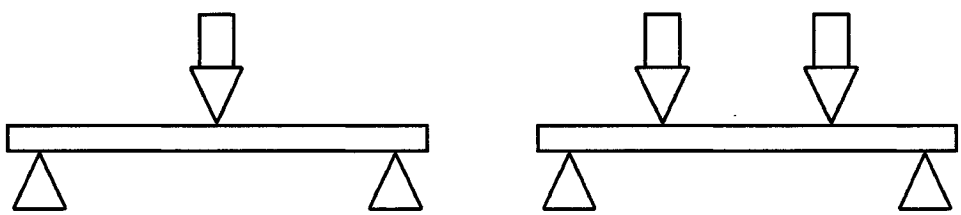


Figure 4.5 : Principe des essais de flexion 3 points (à gauche) et 4 points (à droite).

D'après la norme, pour les essais de flexion 4 points, l'espacement entre les appuis supérieurs peut être soit le tiers de la plaque ou la moitié. Pour les essais réalisés dans ce projet, c'est la première solution qui a été retenue (voir figure 4.6).

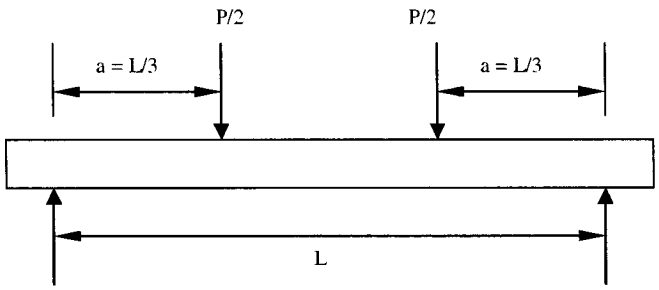


Figure 4.6 : Position des appuis pour un essai de flexion 4 points.

4.4.2. Présentation des échantillons, de la machine MTS et des essais

Les échantillons évalués proviennent des plaques présentées dans les parties précédentes. Le lecteur sera donc invité à y référer pour toute information concernant la fabrication des plaques. Conformément à la norme ASTM C 393 – 00 [1], les plaques sandwichs P4, P5, P6 et P7 ainsi que les plaques de Corecell C1 et C2 ont été découpées en échantillons de 15 cm × 5 cm. Par ailleurs, pour effectuer des essais sur des échantillons plus longs que ce qu'indique la norme, une partie de la plaque P7 a également été découpées en échantillons de 39 cm × 5 cm. La disposition des échantillons dans les plaques est présentée à la figure 4.7. Même si toutes les plaques sont dessinées sur la même figure, il ne faut pas penser que les fabrications ont eu lieu en même temps. Ainsi le placement d'une plaque par rapport à l'autre sur la figure ne signifie rien. Il convient seulement d'observer le sens d'écoulement de la résine.

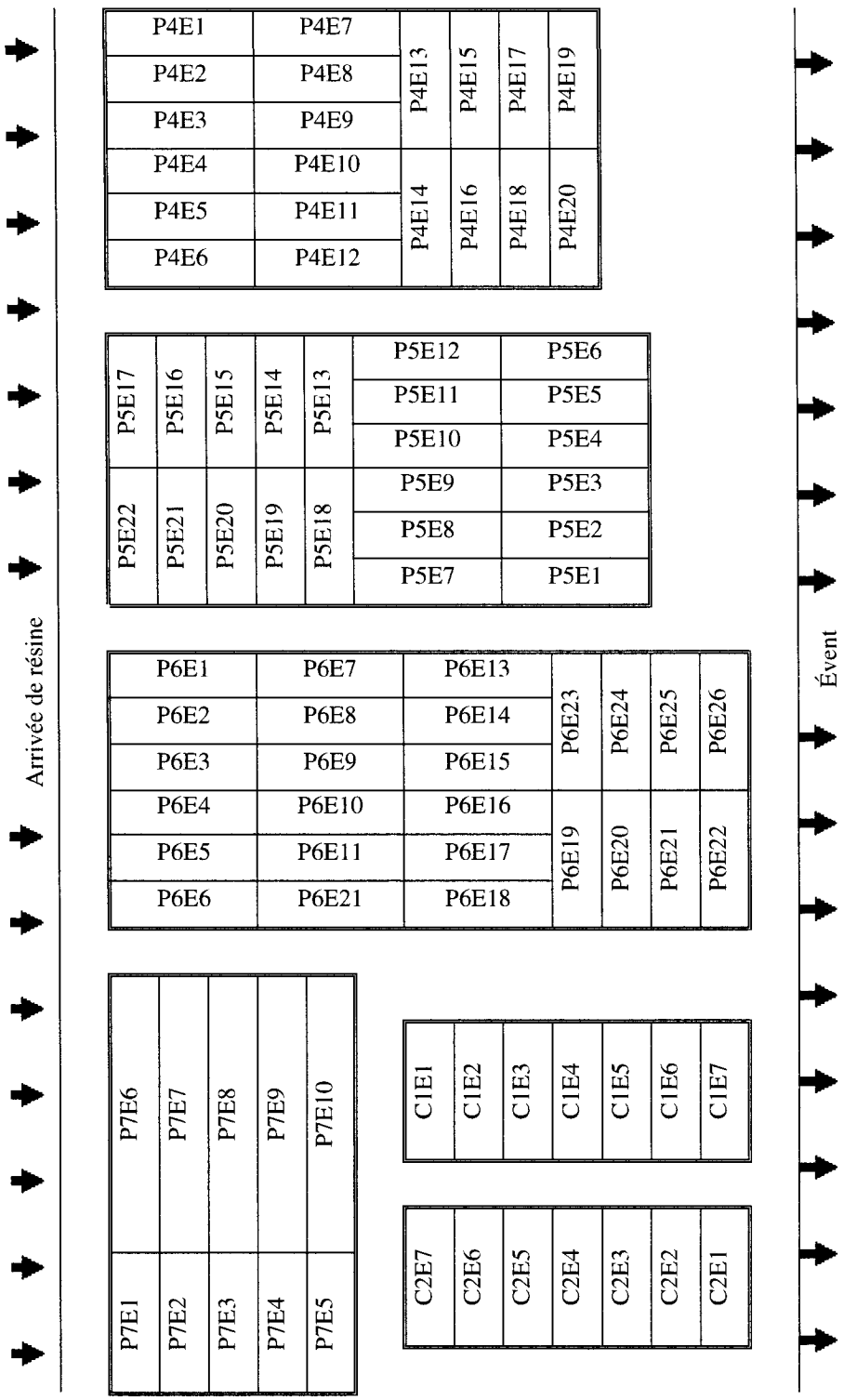


Figure 4.7 : Disposition des échantillons dans les différentes plaques.

La machine servant à faire les essais mécanique est une machine de type « Mechanical Testing System » (MTS) dotée d'un piston hydraulique. Deux cellules de charge ont été utilisées pour réaliser les mesures de force : pour les premiers essais, il s'agit de la cellule de charge de la MTS dont l'étendue de mesure est 50 kN, puis pour les deniers essais sur les plaques de Corecell, il s'agit d'une cellule de charge indépendante dont l'étendue de mesure est 1 kN. La cellule de charge de 1 kN fut parfaitement adaptée puisque les forces maximales étaient généralement comprises entre 300 et 800 N.

Lors des essais de flexion 3 points, la distance entre les supports fut de 107 mm pour les petits échantillons et 340 mm pour les grands. Lors des essais de flexion 4 points, elle fut de 120 mm pour les petits échantillons et 340 mm pour les grands. La vitesse de descente des appuis fut imposée à 1.2 mm/min pour les petits échantillons et à 6 mm/min pour les grands.

4.4.3. Analyse des épaisseurs des échantillons

L'épaisseur des échantillons a été mesurée à leurs deux extrémités avec un pied à coulisse. Pour chaque échantillon les deux valeurs obtenues furent sensiblement les mêmes, leur épaisseur a été supposée constante et égale à la moyenne des deux mesures. Les épaisseurs des échantillons sont données dans le tableau 4.10 et présentées à la figure 4.8 selon la disposition des échantillons dans les plaques. Notons immédiatement que les épaisseurs de la plaque 4 sont inférieures à l'épaisseur du Corecell fourni par le fabricant. Les raisons de l'écrasement du Corecell n'ont pas été identifiées.

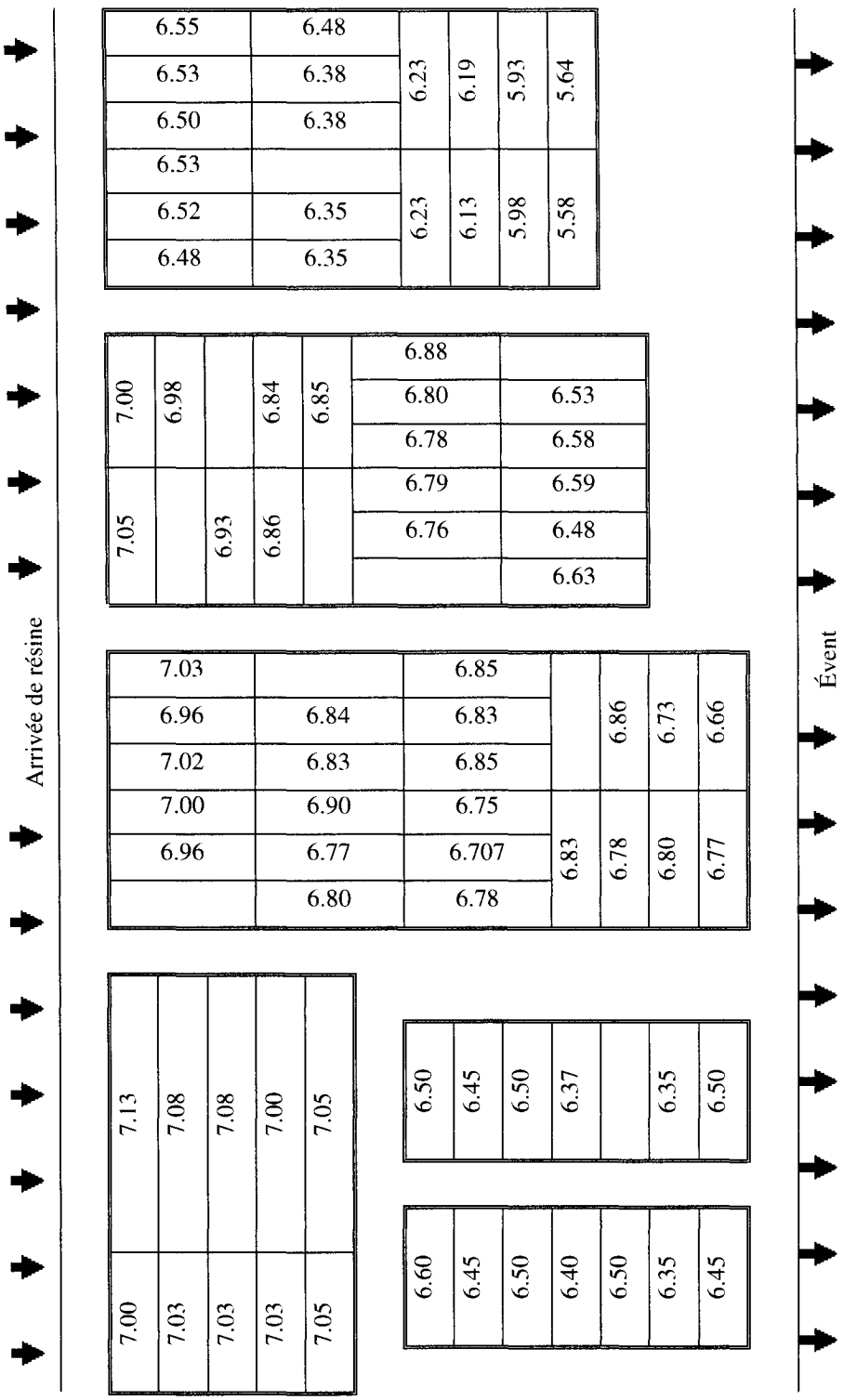


Figure 4.8 : Épaisseurs des échantillons dans les différentes plaques.

Pour toutes les plaques sandwichs, on observe une décroissance régulière de l'épaisseur dans le sens de l'écoulement de résine. C'est pour la plaque P4 que la variation est la plus grande, elle atteint 0.97 mm. Et c'est pour la plaque P7 qu'elle est la plus petite, elle n'est que de 0.08 mm. Ceci s'explique notamment par le fait que la plaque P7 est moins longue que les autres. Mais il se peut également que les paramètres de fabrication aient une influence sur cette différence. Par contre, dans le sens perpendiculaire à l'écoulement de résine, l'épaisseur varie bien plus faiblement et de façon irrégulière. Ces deux observations sont des conséquences de la stratégie d'infusion qui vise à créer un écoulement unidirectionnel dans les renforts.

En ce qui concerne les plaques de Corecell, l'épaisseur des échantillons ayant subi un essai de flexion 3 points n'ont pas été mesurées avec suffisamment de précision et les valeurs reportées ne sont pas exploitables. Néanmoins, d'après les mesures effectuées sur les échantillons ayant subi un essai de flexion 4 points, on constate aussi une décroissance faible de l'épaisseur dans le sens de l'écoulement de la résine. Cette variation est d'environ 0.1 mm.

Au sein d'une même plaque, exceptée l'épaisseur, tous les échantillons sont sensés avoir les mêmes caractéristiques, puisqu'ils ont été fabriqués avec les mêmes matériaux, la même formulation de résine, à la même température, etc. Ainsi pour une même plaque, le seul paramètre qui varie d'un échantillon à l'autre est son épaisseur. Comme celle-ci intervient dans le calcul du taux de fibres, du module d'élasticité, de la rigidité en flexion, etc., on s'attend à ce que deux échantillons d'épaisseur différente n'aient pas la même résistance lors des essais de flexion même s'ils proviennent de la même plaque. Par contre, on peut supposer que deux échantillons d'une même plaque et de même épaisseur aient les mêmes propriétés mécaniques. Lors de l'analyse des essais de flexion, on étudiera donc la variation des constantes calculées en fonction de l'épaisseur des échantillons pour vérifier cette hypothèse.

4.4.4. Données expérimentales

Les données expérimentales obtenues à la fin d'un essai sont la valeur de la force appliquée en fonction du déplacement des appuis. Ainsi dans les cas de la flexion 3 points, la déflexion de l'échantillon en son milieu est égale au déplacement mesuré, mais dans le cas de la flexion 4 points, il faudra se rappeler que la déflexion au centre n'est pas connue. Tous les échantillons présente le même comportement lors des essais en flexion : dans un premier temps, la déformation est linéaire et la charge augmente jusqu'à un maximum, une rupture fragilise alors les matériaux et la charge diminue pour une déformation qui continue d'augmenter. Dans le cas des échantillons de Corecell, la chute de la force est plus accentuée. La figure 4.9 présente les résultats obtenus pour l'essai de flexion 3 points de l'échantillon P7E2. Dans ce cas précis, la partie linéaire s'étend jusqu'à une déflexion de 2.5 mm environ et la force maximale vaut 487 N. De toutes les données que l'on peut tirer de ces courbes, c'est la pente de la partie linéaire qui sera le plus important pour l'exploitation des résultats. Pour les essais de flexion 3 points, elle correspond à la raideur de l'échantillon, mais ce n'est pas le cas pour les essais de flexion 4 points puisque la déflexion au centre de l'échantillon n'est pas connue. Afin de ne pas employer le terme « raideur » de façon inappropriée, nous appellerons coefficient charge/déplacement la pente de la partie linéaire des courbes expérimentales obtenues. Dans l'essai de la figure 4.9, il est égal à 207 N/mm.

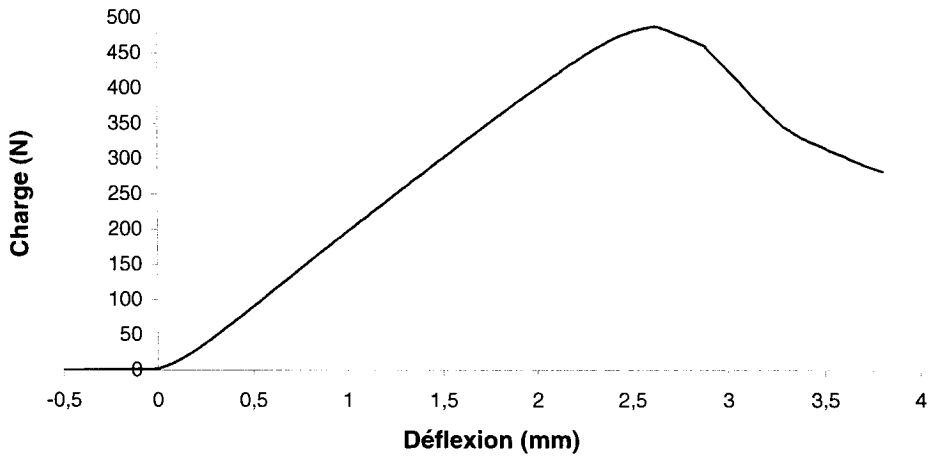


Figure 4.9 : Résultats de l'essai de flexion 3 points pour l'échantillon P7E2.

4.4.5. Rupture des échantillons

Que ce soit lors des essais de flexion 3 points ou 4 points, les fibres de la peau supérieure des échantillons sandwichs se sont brisées à cause de la pression exercée par les appuis supérieurs (voir figure 4.10). Les échantillons ne se sont pas cassés, ils se sont juste pliés au niveau des appuis. Par contre, dans le cas des plaques de Corecell, les échantillons ont brisé en leur milieu (voir figure 4.11).

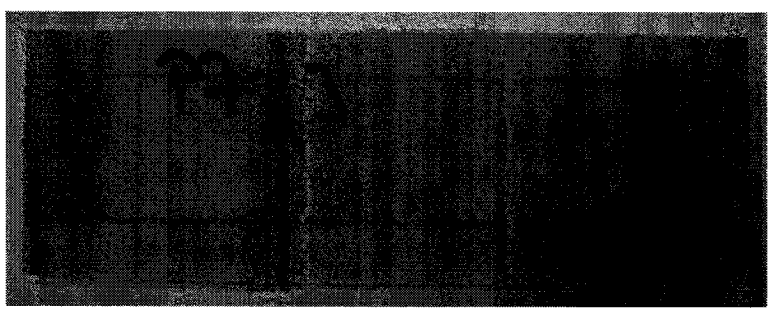


Figure 4.10 : Rupture des fibres de la peau supérieure au niveau des appuis de l'essai de flexion 4 points.

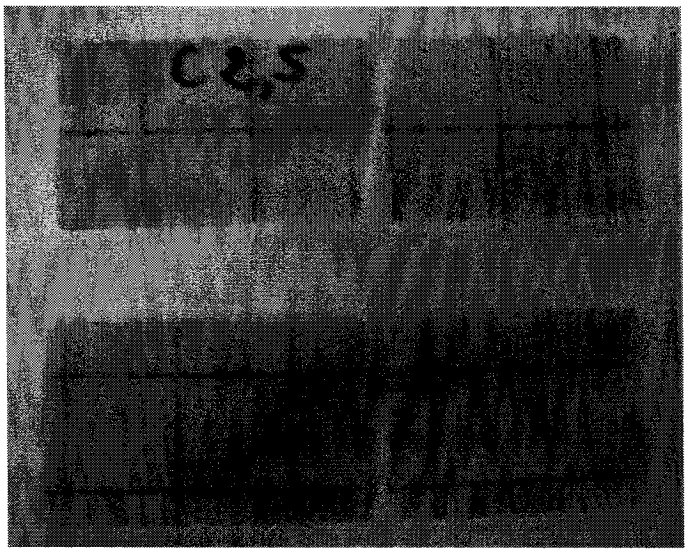


Figure 4.11 : Échantillons de Corecell brisés à cause d'une flexion trop importante.

La figure 4.12 présente la force maximale supportée par les échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 en fonction de l'épaisseur des échantillons lors des essais de flexion 3 points. La figure 4.13 fait de même pour les essais de flexion 4 points. Les mêmes résultats pour les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 sont fournis dans la figure 4.14 pour les essais de flexion 3 points et dans la pour les essais de flexion 4 points. Les valeurs numériques sont fournies dans le tableau 4.10 pour les échantillons sandwichs et dans le tableau 4.11 pour les échantillons de Corecell. Il n'apparaît pas véritablement de lien entre la force maximale et l'épaisseur. Pour les échantillons sandwichs, on constate clairement que la charge maximale supportée lors des essais de flexion 4 points est globalement le double de celle supportée lors des essais de flexion 3 points. Ceci s'explique très facilement par le fait que la force est appliquée sur deux fois plus de surface et donc la pression maximale est la même. Ce résultat était prévisible, puisque la c'est la rupture locale des fibres qui limite la force maximale supportée. Enfin, on note une dispersion relativement importante des différentes valeurs des forces maximales, même pour des échantillons provenant d'une même plaque et ayant une épaisseur similaire. Ceci est probablement dû une fois de plus au caractère local de la rupture. Pour les échantillons de Corecell, la force maximale supportée est sensiblement

la même pour les essais de flexion 3 points et 4 points. Le caractère local n'apparaît pas ici, puisque la mousse brise à un endroit quelconque sans rapport avec les appuis.

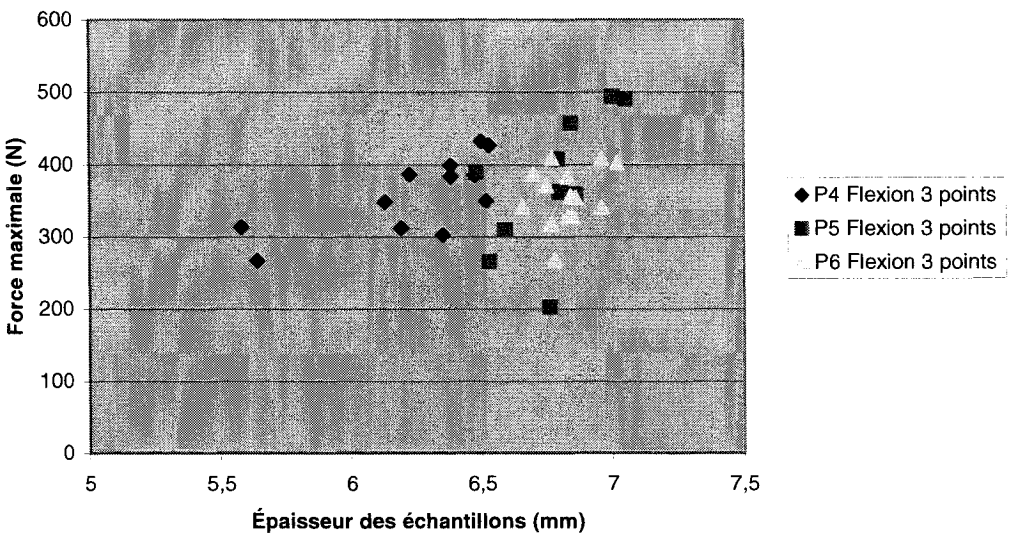


Figure 4.12 : Force maximale supportée par les échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 lors des essais de flexion 3 points.

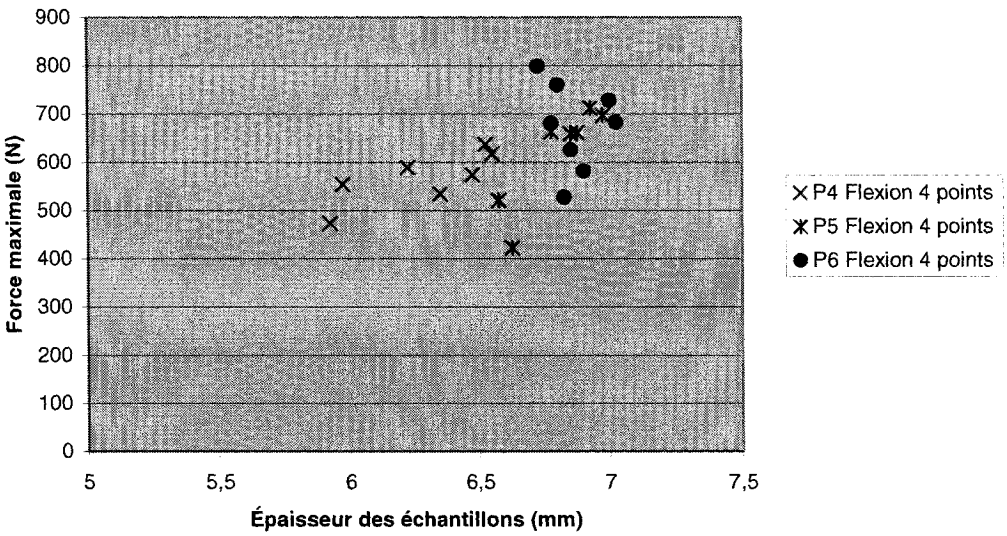


Figure 4.13 : Froce maximale supportée par les échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 lors des essais de flexion 4 points.

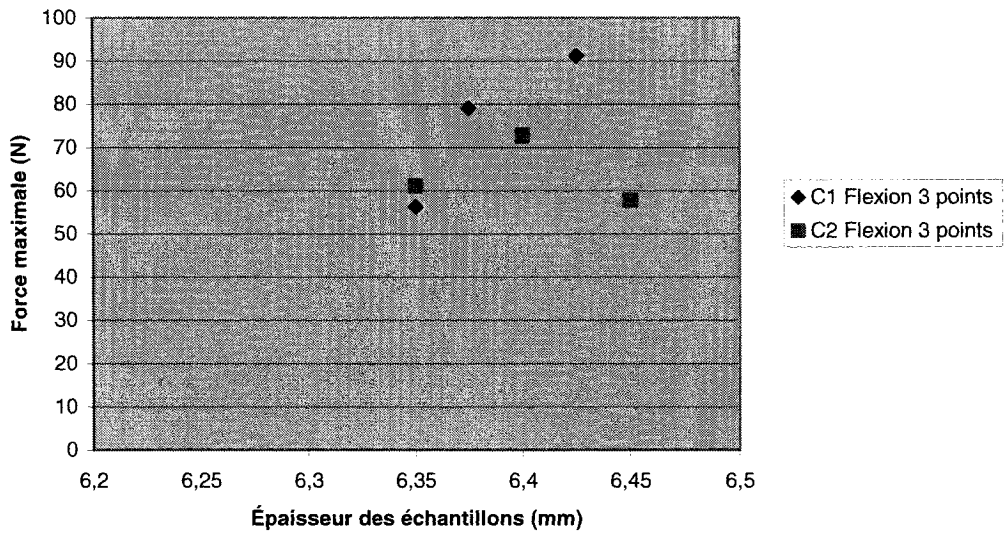


Figure 4.14 : Force maximale supportée par les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 lors des essais de flexion 3 points.

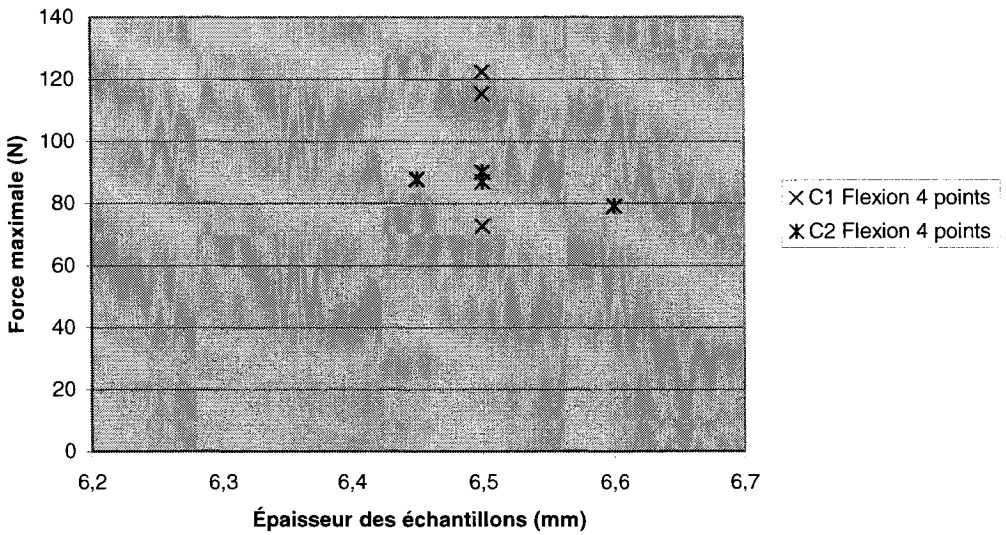


Figure 4.15 : Force maximale supportée par les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 lors des essais de flexion 4 points.

4.4.6. Coefficient charge/déplacement

La figure 4.16 présente les coefficients charge/déplacement pour chacun des échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 en fonction de leur épaisseur pour les essais de flexion 3 points (rappelons que dans ce cas, ces coefficients sont appelés habituellement « raideurs »). La figure 4.17 présente ces mêmes résultats pour les essais de flexion 4 points. Les valeurs numériques sont données dans le tableau 4.10. La figure 4.18, la figure 4.19 et le tableau 4.11 présentent ces mêmes coefficients pour les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 pour les essais de flexion 3 points et 4 points. On constate expérimentalement qu'une relation linéaire semble relier l'épaisseur des échantillons et le coefficient charge/déplacement. Néanmoins compte tenu du faible intervalle des valeurs des épaisseurs, il est tout à fait probable que la relation linéaire obtenue ne soit qu'une approximation d'une loi plus complexe et rien ne permet d'affirmer qu'il existe

une relation linéaire entre l'épaisseur des échantillons et le coefficient charge/déplacement dans le cas général.

Il est intéressant de noter que les plaques P4 et P6 suivent la même relation linéaire alors que la plaque P5 diffère de façon relativement importante même si aucun élément ne permet de l'expliquer de façon certaine. Par ailleurs, du fait de la configuration géométrique des essais, les coefficients sont plus élevés dans le cas des essais de flexion 4 points que dans le cas des essais de flexion 3 points pour les échantillons sandwichs. Cette remarque ne s'applique pas aux échantillons de Corecell. Les coefficients charge/déplacement obtenus pour les échantillons de Corecell sont environ 10 fois plus petits, ce qui prouve l'intérêt des peaux pour rigidifier la structure.

Cette étude permet également de vérifier l'hypothèse selon laquelle les propriétés mécaniques des échantillons d'une même plaque ne dépendent que de l'épaisseur. En effet on constate sur la figure 4.16 que la dispersion est faible pour chacune des séries de résultats : pour une plaque donnée et pour un type d'essai, les échantillons d'épaisseur proche ont un coefficient charge/déplacement similaire. Puisque les relations linéaires obtenues pour les différentes plaques sont différentes, on peut conclure que chaque plaque possède ses caractéristiques propres liées au choix des matériaux et à la méthode de fabrication mais qu'au sein d'une même plaque, les propriétés des échantillons ne dépendent que de l'épaisseur.

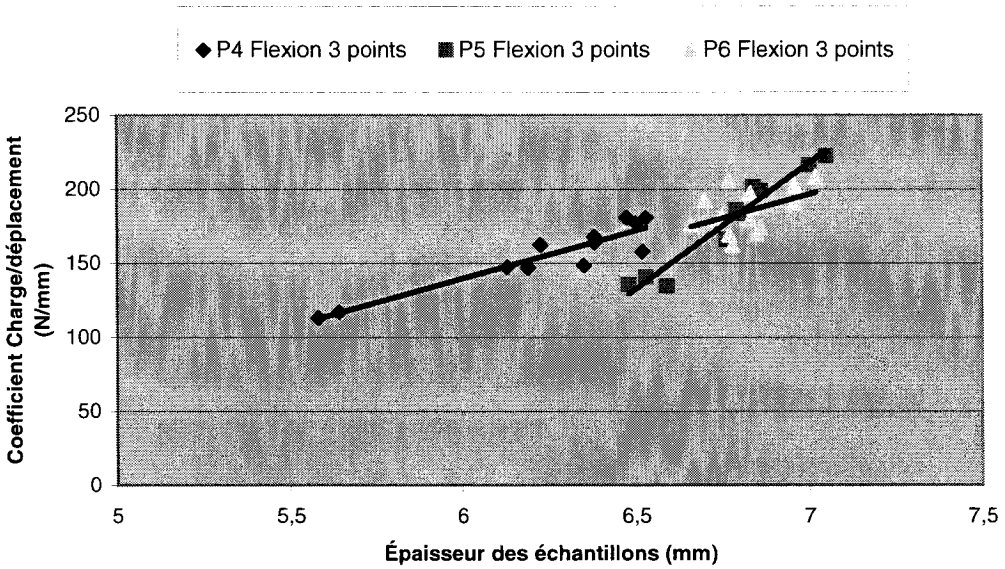


Figure 4.16 : Coefficient charge/déplacement (ou raideurs) pour les échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 pour les essais de flexion 3 points.

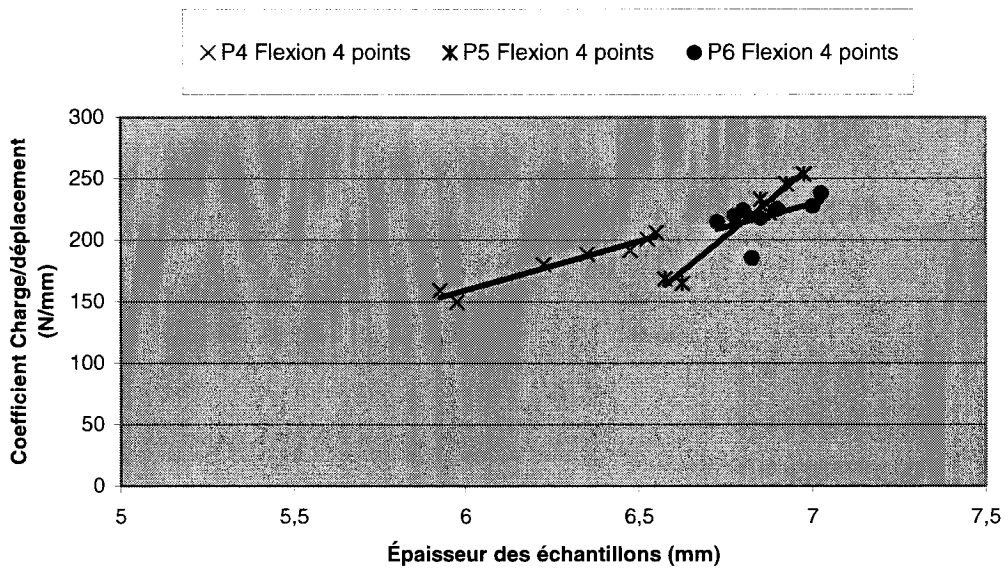


Figure 4.17 : Coefficient charge/déplacement pour les échantillons sandwichs des plaques P4, P5 et P6 pour les essais de flexion 4 points.

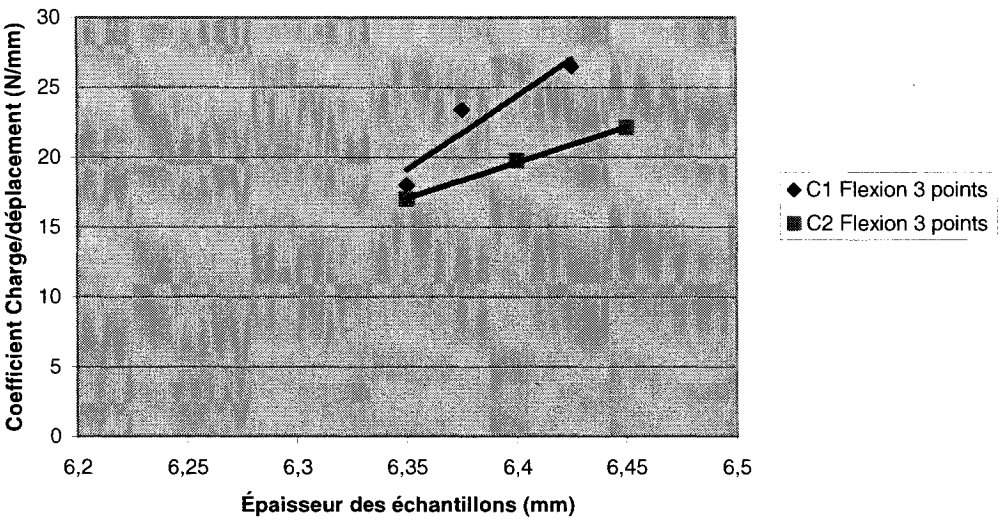


Figure 4.18 : Coefficient charge/déplacement (ou raideur) pour les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 pour les essais de flexion 3 points.

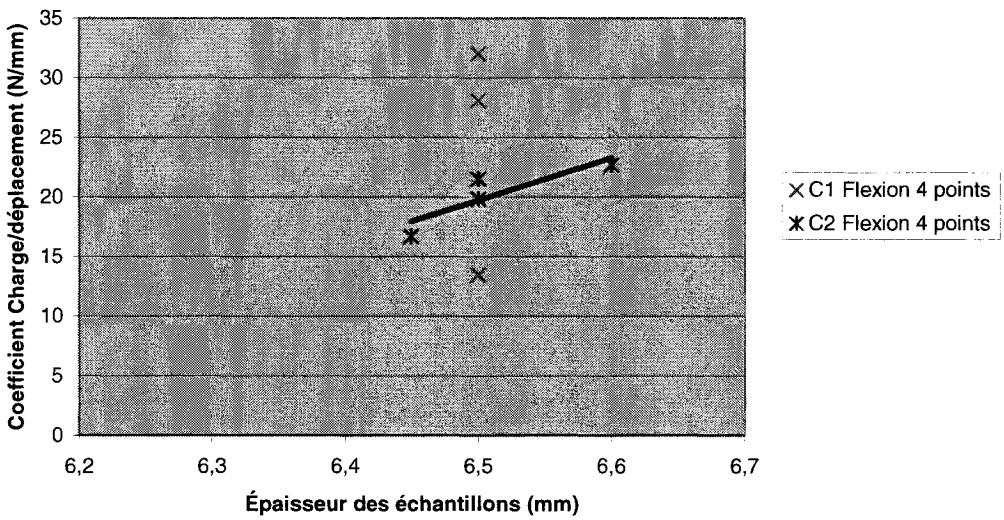


Figure 4.19 : Coefficient charge/déplacement pour les échantillons de Corecell des plaques C1 et C2 pour les essais de flexion 4 points.

Essais de flexion 3 points (L = 107 mm)			
Échantillon	Épaisseur (mm)	Coefficient (N/mm)	F max. (N)
P4E2	6,53	180,71	427
P4E3	6,50	176,84	432
P4E5	6,52	157,88	350
P4E6	6,48	180,61	386
P4E8	6,38	168,13	383
P4E9	6,38	163,92	399
P4E11	6,35	148,51	303
P4E13	6,23	162,31	386
P4E15	6,19	147,11	312
P4E16	6,13	147,53	348
P4E19	5,64	117,15	267
P4E20	5,58	113,11	314
P5E2	6,48	135,48	390
P5E3	6,59	134,34	310
P5E5	6,53	140,49	265
P5E8	6,76	166,00	203
P5E9	6,79	185,63	406
P5E11	6,80	183,20	362
P5E14	6,84	201,60	457
P5E17	7,00	216,09	494
P5E19	6,86	199,06	359
P5E22	7,05	222,48	490
P6E2	6,96	190,53	341
P6E3	7,02	208,40	402
P6E5	6,96	202,28	409
P6E8	6,84	187,40	357
P6E9	6,83	196,93	383
P6E11	6,77	205,50	409
P6E14	6,83	179,04	327
P6E15	6,85	169,46	328
P6E16	6,75	181,46	371
P6E17	6,70	192,31	387
P6E20	6,78	162,10	268
P6E22	6,77	169,22	318
P6E24	6,86	173,99	355
P6E26	6,66	175,85	341
P7E2	7,03	207,00	489
P7E4	7,03	218,00	494

Essais de flexion 4 points (L = 120 mm)			
Échantillon	Épaisseur (mm)	Coefficient (N/mm)	F max. (N)
P4E1	6,55	206,20	617
P4E4	6,53	200,70	637
P4E7	6,48	191,40	574
P4E12	6,35	188,50	534
P4E14	6,23	180,10	589
P4E17	5,93	159,10	473
P4E18	5,98	149,30	554
P5E1	6,63	164,70	423
P5E4	6,58	168,30	521
P5E10	6,78	217,00	663
P5E12	6,88	221,90	661
P5E13	6,85	233,10	659
P5E16	6,98	253,70	697
P5E20	6,93	245,70	712
P6E1	7,03	238,20	683
P6E4	7,00	227,70	728
P6E10	6,90	225,30	582
P6E13	6,85	217,90	626
P6E18	6,78	219,80	681
P6E19	6,83	185,30	527
P6E21	6,80	224,20	760
P6E25	6,73	214,90	799
P7E1	7,00	248,31	799
P7E3	7,03	240,82	825
P7E5	7,05	244,76	750

Essais de flexion 3 points (L = 340 mm)			
Échantillon	Épaisseur (mm)	Coefficient (N/mm)	F max. (N)
P7E7	7,08	10,21	287
P7E9	7,00	9,99	286

Essais de flexion 4 points (L = 340 mm)			
Échantillon	Épaisseur (mm)	Coefficient (N/mm)	F max. (N)
P7E6	7,13	13,96	439
P7E8	7,08	13,95	436
P7E10	7,05	14,05	295

Tableau 4.10 : Coefficient charge/déplacement et force maximale pour tous les échantillons sandwichs.

Essais de flexion 3 points (L = 107 mm)			
Échantillon	Épaisseur (mm)	Coefficient charge/déplacement (N/mm)	Force maximale (N)
C1E2	6,45	26,5	91,2
C1E4	6,37	23,4	79,1
C1E6	6,35	18,0	56,3
C2E2	6,35	17,0	61,1
C2E4	6,40	19,7	72,7
C2E6	6,45	22,1	57,7

Essais de flexion 3 points (L = 120 mm)			
Échantillon	Épaisseur (mm)	Coefficient charge/déplacement (N/mm)	Force maximale (N)
C1E1	6,50	32,0	122,4
C1E3	6,50	28,1	115,3
C1E7	6,50	13,5	72,7
C2E1	6,45	16,7	87,8
C2E3	6,50	19,8	90,1
C2E5	6,50	21,5	87,0
C2E7	6,60	22,7	79,1

Tableau 4.11 : Coefficient charge/déplacement et force maximale pour les échantillons de Corecell.

4.4.7. Calcul des rigidités de flexion et de cisaillement

a) Calculs théoriques

La déflexion Δ (m) à l'abscisse x (m) d'une poutre dont on néglige la rigidité en cisaillement est donnée par l'équation suivante (Bazergui, [2]) :

$$\Delta = \frac{P(L-a)}{6DL}\left[-x^3 + \frac{L}{L-a}\langle x-a\rangle^3 + x\left(L^2-(L-a)^2\right)\right] \tag{4.3}$$

où P (N) est la charge appliquée à l'abscisse a (m) de la poutre, L (m) la longueur entre les deux appuis et D (N*m^2) la rigidité en flexion. Dans cette équation, la notation $\langle x-a\rangle$ est utilisée pour la fonction qui est nulle si $x-a \leq 0$ et qui vaut $x-a$ lorsque cette valeur est positive. Dans le cas d'un essai de flexion 3 points, la déflexion Δ_3 est mesurée au point d'application de la charge, c'est-à-dire à la moitié de la longueur de la poutre pour :

$$x = a = \frac{L}{2}$$

et en négligeant le cisaillement, on a :

$$\Delta_3 = \frac{PL^3}{48D} \tag{4.4}$$

La rigidité en cisaillement U (N) est définie dans le cas d'une poutre encastrée à une seule de ses extrémités (voir figure 4.20) par le rapport suivant :

$$U = \frac{LP}{\Delta} \tag{4.5}$$

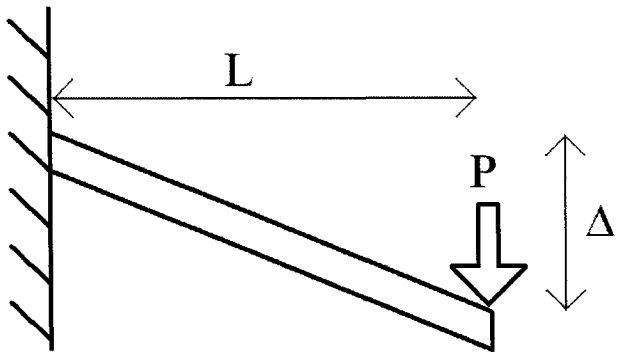


Figure 4.20 : Cisaillement d'une poutre encastrée à une seule de ses extrémités.

Ainsi, dans le cas d'un essai de flexion 3 points, la déflexion Δ_3^c causée par le cisaillement est donnée par la relation (4.6). Le calcul est illustré à la figure 4.21 où l'échantillon est représenté en deux moitiés disjointes.

$$\Delta_3^c = \frac{\frac{L}{2}\cdot\frac{P}{2}}{U} = \frac{LP}{4U} \tag{4.6}$$

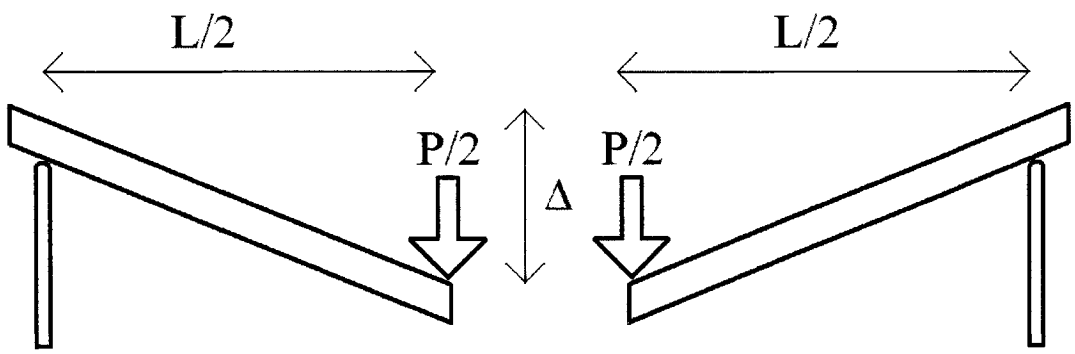


Figure 4.21 : Cisaillement de l'échantillon lors d'un essai de flexion 3 points.

Ainsi d'après la norme ASTM C 393 -00 [1], la déflexion s'écrit :

$$\Delta_3 = \frac{PL^3}{48D} + \frac{PL}{4U} \tag{4.7}$$

Dans le cas des essais de flexion 4 points réalisés au cours de ce projet, on mesure la déflexion où la charge est appliquée, c'est-à-dire aux abscisses suivantes :

$$x_1 = a_1 = \frac{L}{3} \quad et \quad x_2 = a_2 = \frac{2L}{3}$$

Comme nous nous intéressons uniquement à la déformation linéaire du sandwich, la déflexion totale Δ_4 en x_1 est la somme des déflexions Δ_1 et Δ_2 en x_1 engendrées par deux charges de valeur $\frac{P}{2}$ et appliquées aux abscisses a_1 et a_2. Les calculs donnent les résultats suivants en négligeant le cisaillement :

$$\begin{aligned} \Delta_1 &= \frac{2}{243}\frac{PL^3}{D} \\ \Delta_2 &= \frac{7}{972}\frac{PL^3}{D} \end{aligned} \tag{4.8}$$

et finalement :

$$\Delta_4 = \Delta_1 + \Delta_2 = \frac{5}{324}\frac{PL^3}{D} \tag{4.9}$$

La figure 4.22 permet de calculer la déflexion Δ_4^c causée par le cisaillement de l'échantillon. On trouve :

$$\Delta_4^c = \frac{\frac{L}{3}\cdot\frac{P}{2}}{U} = \frac{LP}{6U} \tag{4.10}$$

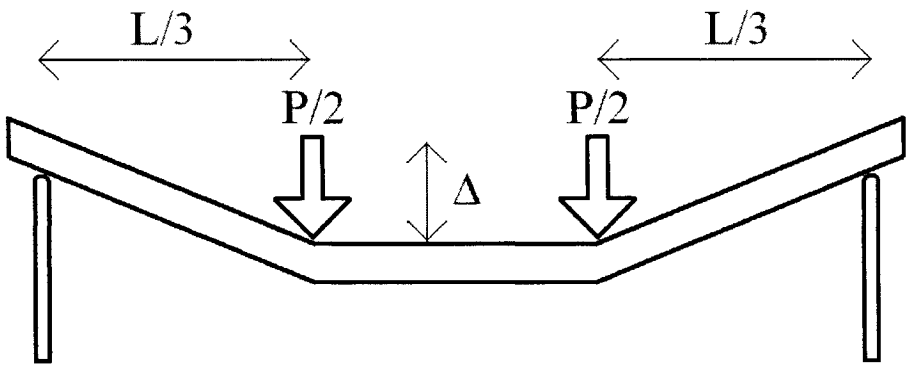


Figure 4.22 : Cisaillement de l'échantillon lors d'un essai de flexion 4 points.

En tenant compte du cisaillement, on obtient alors la valeur de la déflexion de l'échantillon lors d'un essai de flexion 4 points :

$$\Delta_4 = \frac{5}{324}\frac{PL^3}{D} + \frac{PL}{6U} \tag{4.11}$$

En combinant les équations (4.7) et (4.11), il est possible de déterminer les valeurs des rigidités en flexion et en cisaillement, D et U. Dans les équations suivantes, l'indice 3 désigne les paramètres des essais de flexion 3 points et l'indice 4 ceux des essais de flexion 4 points :

$$D = \frac{1}{216} \cdot \frac{9L_3^2 - 10L_4^2}{2\frac{\Delta_3}{P_3 L_3} - 3\frac{\Delta_4}{P_4 L_4}} \tag{4.12}$$

$$U = \frac{1}{2} \cdot \frac{10L_4^2 - 9L_3^2}{20\frac{L_4^2 \Delta_3}{L_3 P_3} - 27\frac{L_3^2 \Delta_4}{L_4 P_4}} \tag{4.13}$$

b) Ordres de grandeur

Avant d'effectuer les calculs précis de D et de U, il est possible d'estimer les ordres de grandeur de la déflexion causée par la flexion du sandwich et celle causée par le

cisaillement de l'âme. Considérons ici le cas d'un essai de flexion 3 points. Le terme de droite de l'expression (4.7) peut être factorisé de la façon suivante :

$$\Delta_3 = PL\left(\frac{L^2}{48D}+\frac{1}{4U}\right) \tag{4.14}$$

On peut déduire de cette expression que l'importance de la déflexion causée par la flexion par rapport à celle causée par le cisaillement sera donnée par le calcul du rapport k suivant :

$$k = \frac{\frac{L^2}{48D}}{\frac{1}{4U}} = \frac{L^2 U}{12D} \tag{4.15}$$

La norme ASTM C 393 – 00 [1] donne par ailleurs les expressions de D et U en fonction des dimensions du sandwich :

$$D = \frac{E_f\left(h^3 - c^3\right)b}{12} \tag{4.16}$$

$$U = \frac{G(h+c)^2 b}{4c} \tag{4.17}$$

où E_f (Pa) est le module des peaux du sandwich, h et c (m) sont les épaisseurs du sandwich et de l'âme respectivement et b (m) est la largeur du sandwich. Le rapport k s'écrit alors :

$$k = \frac{L^2 G(h+c)^2}{4cE_f\left(h^3 - c^3\right)} \tag{4.18}$$

En attribuant aux paramètres les valeurs données dans le tableau 4.12, on trouve $k = 0.56$, ce qui indique que l'effet du cisaillement est environ deux fois supérieur à la flexion dans le cas étudié. De cette analyse, il est clair qu'aucun des deux effets ne peut être négligé et que les deux devront être pris en compte pour l'exploitation des résultats des essais. Les valeurs de D et U sont respectivement 15.5 N*m^2 et 10.5E+03 N.

E_f	40 GPa
G	30 MPa
h	7 mm
c	6.3 mm
L	0.1 m

Tableau 4.12 : Paramètres utilisés pour l'évaluation de k.

c) Calculs expérimentaux

Puisque les calculs de rigidité en flexion et cisaillement nécessitent les résultats d'un essai de flexion 3 points et d'un essai de flexion 4 points, il faut associer au moins deux échantillons pour obtenir le résultat voulu. Afin d'être le plus exact possible, il faut grouper les échantillons selon leur proximité sur les différentes plaques. Le tableau 4.13 présente les différents groupes d'échantillons formés pour calcul les rigidités de flexion et de cisaillement. Lorsque plusieurs échantillons ont été associés dans le même groupe pour le même type d'essai, c'est la moyenne du coefficient qui a été utilisée dans les calculs.

Un tableau Excel a été programmé pour effectuer l'exploitation des données expérimentales et le calcul des rigidités, il est présenté à l'annexe IV. Le tableau 4.14 présente les valeurs obtenues pour les rigidités en flexion et en cisaillement des différents groupes. Nous remarquons tout de suite que les résultats sont cohérents avec les ordres de grandeur calculés précédemment. Par contre, comme le montre la figure 4.23, les valeurs calculées sont assez dispersées et il est délicat d'affirmer qu'il existe un lien entre les rigidités et l'épaisseur du sandwich. Comme les valeurs des rigidités sont fonctions d'une puissance de l'épaisseur - voir équations (4.16) et (4.17) -, les rigidités ont été tracées dans la figure 4.24 en fonction de (h^3-c^3) pour la flexion et $(h+c)^2/4c$ pour le cisaillement. Mais à cause du manque de valeurs et de la forte variabilité des résultats,

il est difficile de pouvoir conclure quoi que ce soir. De même, il est difficile de trouver une relation simple entre les deux rigidités calculées (voir figure 4.25).

Compte tenu de la forte variabilité des résultats et de l'absence d'une conclusion générale, il est impossible d'apprécier les valeurs trouvées pour le groupe 13 qui contient les échantillons longs de la plaque P7. La rigidité en flexion est proche de la moyenne de l'ensemble, mais la rigidité en cisaillement semble être faible. On peut émettre l'hypothèse que la grande taille des échantillons entraîne une baisse de l'influence du cisaillement dans le comportement des échantillons, néanmoins on ne peut ni la confirmer ou l'infirmer sans réaliser des expériences supplémentaires.

Groupe	Plaque	Échantillons ayant subi un essai de flexion 3 points	Échantillons ayant subi un essai de flexion 4 points
1	P4	P4E2 P4E3 P4E5 P4E6	P4E1 P4E4
2	P4	P4E8 P4E9 P4E11	P4E7 P4E12
3	P4	P4E13	P4E14
4	P4	P4E15 P4E16 P4E19 P4E20	P4E17 P4E18
5	P5	P5E2 P5E3 P5E5	P5E1 P5E4
6	P5	P5E8 P5E9 P5E11	P5E10 P5E12
7	P5	P5E14 P5E17 P5E19 P5E22	P5E13 P5E16 P5E20
8	P6	P6E2 P6E3 P6E5	P6E1 P6E4
9	P6	P6E8 P6E9 P6E11	P6E10
10	P6	P6E14 P6E15 P6E16 P6E17	P6E13 P6E18
11	P6	P6E20 P6E22 P6E24 P6E26	P6E19 P6E21 P6E25
12	P7	P7E2 P7E4	P7E1 P7E3 P7E5
13	P7	P7E7 P7E9	P7E6 P7E8 P7E10

Tableau 4.13 : Groupes d'échantillons formés pour calculer les rigidités de flexion et de cisaillement.

Groupe	Épaisseur (mm)	P_3 / Δ_3 (N/mm)	L_3 (mm)	P_4 / Δ_4 (N/mm)	L_4 (mm)	D ($N*m^2$)	U (kN)
1	6,52	174,01	107,00	203,45	120,00	12,26	7,30
2	6,39	160,19	107,00	189,95	120,00	12,70	6,32
3	6,23	162,31	107,00	180,10	120,00	8,02	8,98
4	5,91	131,23	107,00	154,20	120,00	9,63	5,38
5	6,56	136,77	107,00	166,50	120,00	14,06	4,87
6	6,80	178,28	107,00	219,45	120,00	20,89	6,10
7	6,92	209,81	107,00	244,17	120,00	14,26	8,99
8	6,99	200,40	107,00	232,95	120,00	13,50	8,63
9	6,84	196,61	107,00	225,30	120,00	11,93	9,08
10	6,79	180,57	107,00	218,85	120,00	17,69	6,53
11	6,77	170,29	107,00	208,13	120,00	18,32	5,97
12	7,03	212,50	107,00	244,63	120,00	13,32	9,59
13	7,07	10,10,	340,00	13,99	340,00	11,07	3,39

Tableau 4.14 : Calcul des rigidités de flexion et de cisaillement pour les différents groupes.

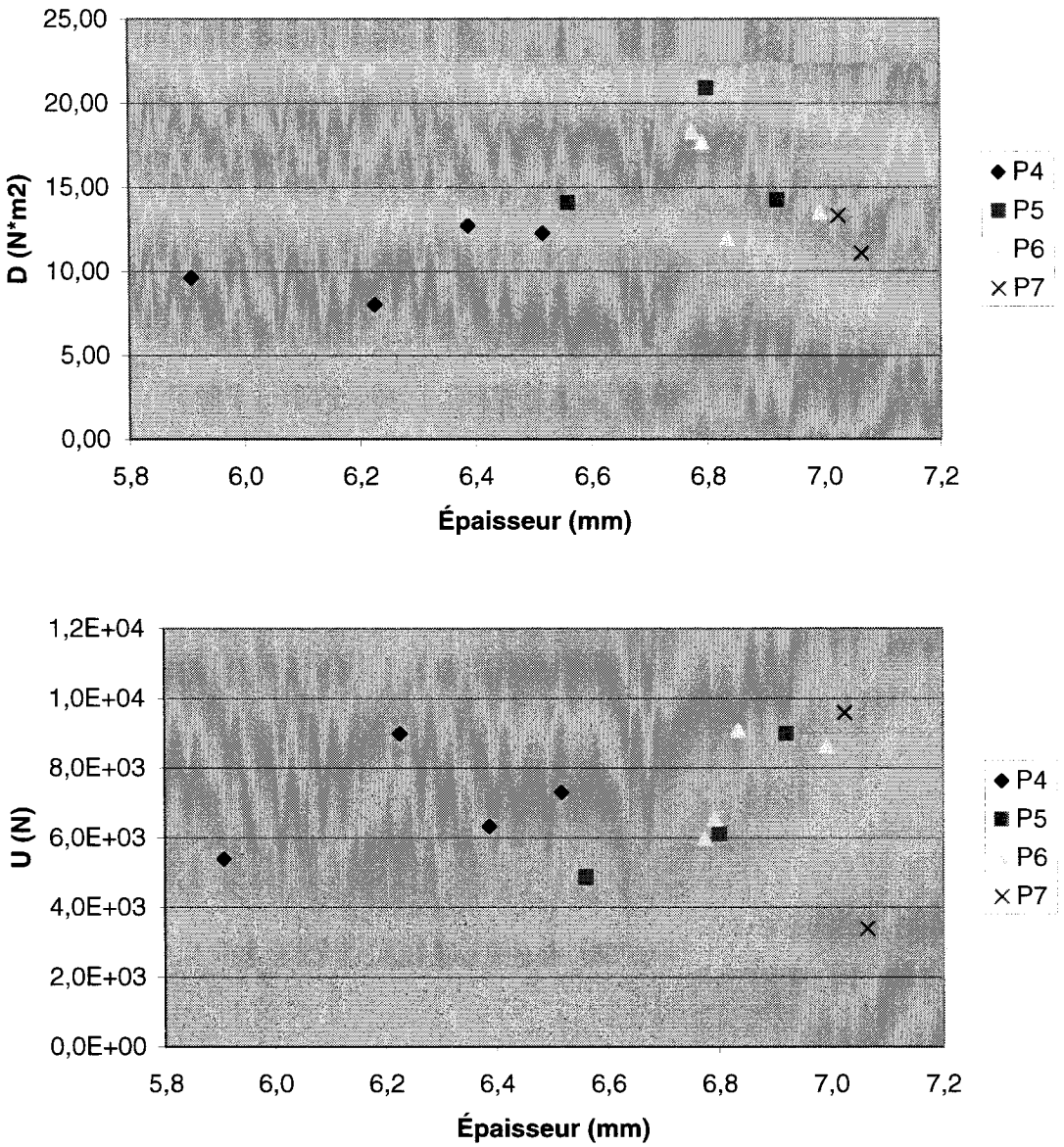


Figure 4.23 : Rigidités en flexion et en cisaillement pour les groupe des plaques P4, P5, P6 et P7 en fonction de l'épaisseur des échantillons.

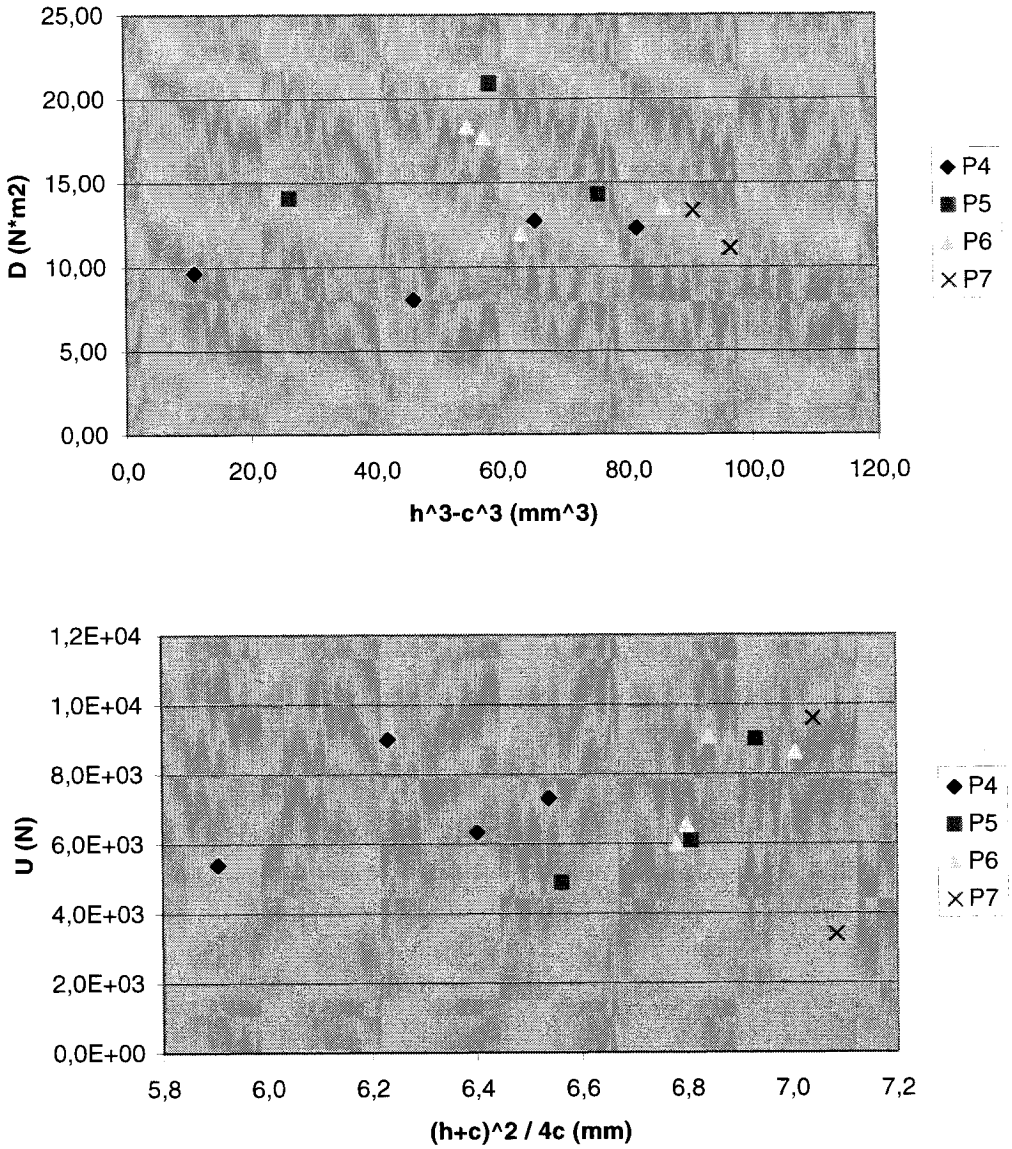


Figure 4.24 : Rigidités en flexion et en cisaillement pour les groupe des plaques P4, P5, P6 et P7 en fonction de (h^3-c^3) et de $(h+c)^2/4c$ respectivement.

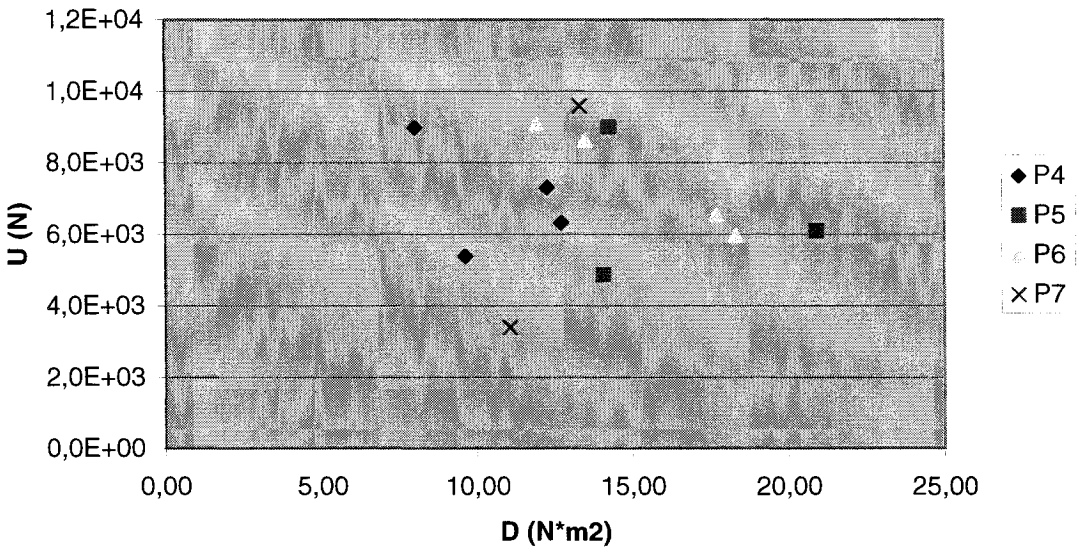


Figure 4.25 : Rigidité en cisaillement en fonction de la rigidité en flexion pour les groupes des plaques P4, P5, P6 et P7.

d) Discussion sur la variabilité des résultats

Alors que le coefficient charge/déplacement dépend clairement de l'épaisseur des échantillons, il est étonnant de constater que les rigidités en flexion et en cisaillement en soient apparemment indépendantes et que la variabilité soit si grande. Comment pouvons-nous l'expliquer ? Tout d'abord, il faut bien noter que puisque nous avons groupé les échantillons, nous avons perdu des points sur les graphiques : nous sommes passés de plus de 60 points à 13 groupes, ce qui ne fournit plus que 3 ou 4 points par plaques et rend l'analyse plus difficile. Mais surtout, une petite variation des mesures des coefficients charge/déplacement entraîne une variation très importante des rigidités. Le tableau 4.15 illustre ce point : dans ce tableau, les coefficients charge/déplacement ont été modifiés de 1 % par rapport à leur valeur mesurée dans le cas du groupe 10 (ce groupe a été choisi parce que les rigidités calculées sont moyennes). Dans le pire cas, la rigidité en cisaillement passe de 6.5 kN à 6.0 kN, soit une diminution de 7.8 % et la rigidité en flexion devient 22.20 $N*m^2$ alors qu'elle était initialement de 17.69 $N*m^2$, ce

qui représente une augmentation de 25.5 % ! Ainsi, puisque qu'il existe une variation non négligeable des coefficients charge/déplacement pour les différents échantillons, il est tout à fait normal d'obtenir une si grande variation pour les rigidités. Il serait donc nécessaire de réaliser l'essai de flexion 3 points et l'essai de flexion 4 points sur le même échantillon en vérifiant que le premier essai effectué n'a pas d'influence sur le second. Dans le cadre de ce projet, cela n'est malheureusement pas possible, puisque tous les essais ont été effectués jusqu'à la rupture des fibres.

P_3 / Δ_3 (N/mm)	P_4 / Δ_4 (N/mm)	D (N*m^2)	U (kN)	Variation de D (%)	Variation de U (%)
180,57	218,85	17,69	6,5E+03	0,00	0,00
180,57	221,04	19,78	6,3E+03	11,80	3,58
180,57	216,66	15,97	6,8E+03	9,72	3,94
182,37	218,85	16,15	6,9E+03	8,73	4,94
182,37	221,04	17,87	6,6E+03	1,00	1,00
182,37	216,66	14,70	7,1E+03	16,89	9,29
178,76	218,85	19,61	6,2E+03	10,81	4,58
178,76	221,04	22,20	6,0E+03	25,48	7,85
178,76	216,66	17,52	6,5E+03	1,00	1,00

Tableau 4.15 : Étude de la variation des rigidités pour une variation des coefficients charge/déplacement de 1 % pour le groupe 10.

e) Conclusion

Ce travail exploratoire a permis de constater la variabilité des propriétés mécaniques des composites sandwichs pourtant fabriqués avec les mêmes matériaux et avec le même procédé, le VARI. Il a été montré qu'au sein d'une plaque, l'épaisseur est un paramètre très important pour les propriétés mécaniques des échantillons. L'étude expérimentale a permis de montrer l'existence de relations linéaires entre le coefficient charge/déplacement et l'épaisseur de l'échantillon dans le cas très spécifiques des échantillons étudiés au cours de ce projet, mais rien ne peut être conclu dans le cas

général. À cause de la trop grande variabilité des calculs, les expériences n'ont pas permis de déterminer si les rigidités en flexion et en cisaillement dépendent d'une fonction de l'épaisseur du sandwich. Compte tenu des expériences réalisées et des résultats disponibles, aucune explication ne peut être donnée pour expliquer les différences entre les plaques. Ces différences proviennent probablement des conditions de fabrication. Même si l'infusion VARI est fondée sur un principe simple, beaucoup de paramètres peuvent différer d'une fabrication à l'autre. Ainsi pour pouvoir prédire les propriétés mécaniques des composites sandwichs fabriqués par VARI, il faudrait poursuivre ce travail par une étude approfondie de l'influence de tous les paramètres contrôlables (taux de vide, dimension des échantillons, formulation de la résine, etc.) et non contrôlables (écrasement de la mousse, aléas de fabrication, etc.) au cours d'une infusion.

CHAPITRE 5 - Fabrication des demi-coques

5.1. Choix de la stratégie d'infusion

5.1.1. Problématique

Le choix du procédé de fabrication des coques est l'infusion sous vide, appelée VARI en Anglais. Rappelons que ce procédé est tout particulièrement adapté à la fabrication de pièces uniques ou de petites séries et qu'il est moins polluant et plus performant que le laminage. Néanmoins, il reste encore à choisir la stratégie d'infusion qui sera utilisée. L'expression « stratégie d'infusion » comprend les points suivants :

- Position de l'arrivée de résine.
- Utilisation ou non de canaux préférentiels.
- Utilisation ou non d'un médium d'infusion.
- Position de l'évent.
- Valeur de la pression de vide.

Dans de nombreuses entreprises, le choix d'une stratégie d'infusion est malheureusement trop souvent effectué par essais et erreurs sur des fabrications réelles. Cette pratique, qui gaspille beaucoup de matériaux et de temps, conserve sa place car les logiciels de simulations sont encore insuffisamment connus et utilisés.

Avant la fabrication de la première demi-coque, plusieurs stratégies d'infusion ont été testées à l'aide de simulations effectuées avec le logiciel PAM-RTM. Les critères utilisés pour retenir la meilleure stratégie ont été les suivants :

- Faible risque d'obtenir des zones sèches, c'est-à-dire des zones où les fibres ne sont pas imprégnées de résine.
- Temps de remplissage correct (le temps de remplissage ne doit pas forcément être très court ; il faut cependant qu'il ne soit pas trop long).
- Facilité de mise en oeuvre.

5.1.2. Cadre des simulations

Puisque le but de ces simulations n'est pas de prédire exactement le remplissage de la pièce, mais juste de comparer des stratégies d'infusion les unes aux autres, il n'est pas primordial que tous les paramètres soient définis avec exactitude. Il suffit qu'ils soient les mêmes pour chaque simulation. La comparaison de ces simulations simplifiées ne servira qu'à choisir une stratégie d'infusion efficace pour la fabrication réelle. C'est pourquoi il ne sera pas attaché d'importance aux valeurs retenues pour la perméabilité des fibres, la viscosité de la résine et tous les autres paramètres nécessaires au calcul.
Par ailleurs, les simulations ont été effectuées dans le cas du RTM et non du VARI. Même si ces procédés sont différents, l'écoulement de résine est grossièrement le même et en particulier la forme du front est sensiblement identique. Ainsi, les risques d'obtention de zone sèche seront les mêmes d'un procédé à l'autre et ils pourront être détectés. L'élément qui diffère le plus est probablement le temps de remplissage. Néanmoins il sera possible de comparer les temps de remplissage entre les différentes stratégies d'infusion et d'en évaluer la rapidité.

5.1.3. Paramètres et maillage utilisés

Les paramètres utilisés sont présentés dans le tableau 5.1.

Perméabilité des fibres	$K_x = K_y = 1.4^E\text{-}10\ m^2$ $K_z = 1.4^E\text{-}11\ m^2$
Perméabilité dans les fibres placées dans les coins	$K_x = K_y = 8^E\text{-}8\ m^2$ $K_z = 1^E\text{-}9\ m^2$
Perméabilité des canaux préférentiels	$K_x = K_y = 3.3^E\text{-}7\ m^2$ $K_z = 3.3^E\text{-}8\ m^2$
Perméabilité de la ligne de vide	$K_x = K_y = 1.4^E\text{-}11\ m^2$ $K_z = 1.4^E\text{-}12\ m^2$
Épaisseur de la pièce	5 mm
Porosité	50 %
Viscosité de la résine	0.1 Pa*s
Pression de vide	-70 kPa

Tableau 5.1 : Paramètres utilisés pour les simulations préliminaires.

Le maillage a été réalisé dans CATIA grâce à la géométrie de la coque conçue par krigeage. C'est un maillage surfacique comprenant 3506 noeuds et 6680 éléments triangulaires (voir figure 5.1).

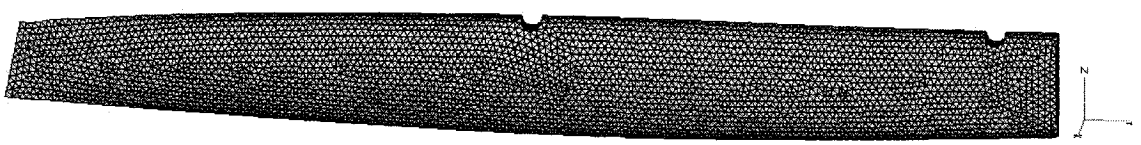


Figure 5.1 : Maillage de la coque pour les simulations préliminaires.

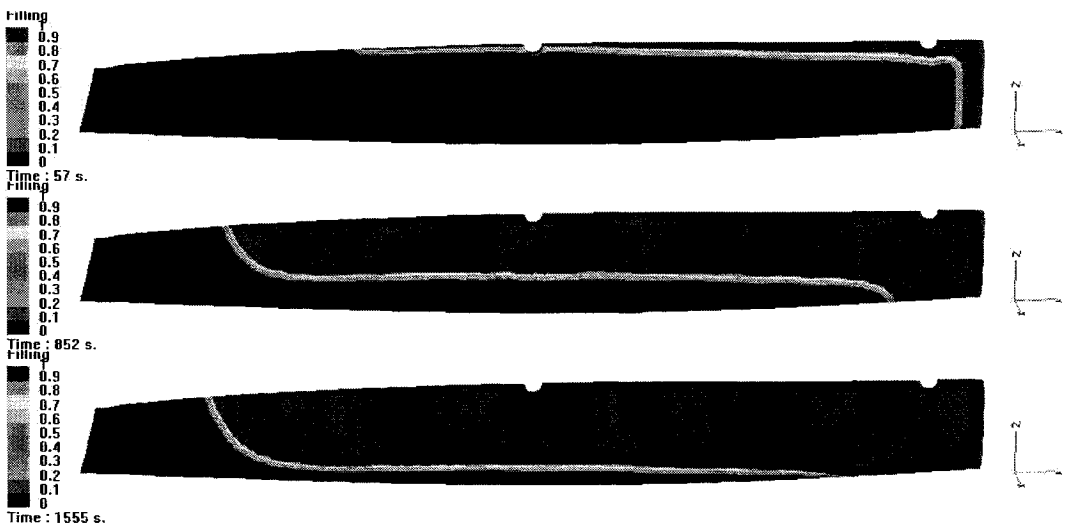
5.1.4. Présentation des simulations

a) Simulation de la première stratégie d'infusion



Figure 5.2 : Modélisation de la première stratégie d'infusion.

Dans la première simulation présentée sur la figure 5.2, la résine arrive dans le coin supérieur droit et circule rapidement dans les canaux préférentiels placés en haut et à droite. Elle avance ensuite en diagonale, de droite à gauche, créant ainsi un balayage qui limite tout emprisonnement d'air. Le vide est tiré dans le coin inférieur gauche par la ligne de vide située en bas de la coque. La simulation du remplissage de la coque est présentée à la figure 5.3.



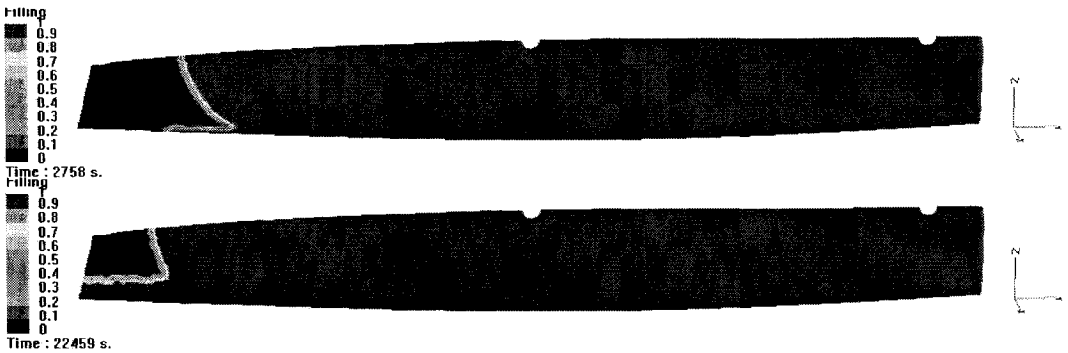


Figure 5.3 : Remplissage de la coque avec la première stratégie d'infusion.

Cette stratégie d'infusion présente l'avantage d'être facile à mettre en œuvre puis les canaux préférentiels et la ligne de vide sont placés à l'extérieur de la pièce. Néanmoins, elle présente plusieurs problèmes :

- Le front de résine atteint en même temps l'extrémité inférieure de la coque. En effet, il n'avance en diagonale qu'au début de l'infusion. Il y a alors risque d'emprisonnement d'air si l'écoulement est modifié par des variations locales de la perméabilité.
- La résine entre dans la ligne de vide avant d'avoir infuser toute la pièce : le coin gauche de la coque est sec alors que la résine a complètement rempli la ligne de vide.

Ces deux problèmes rendent cette première stratégie d'infusion inadaptée.

b) Simulation de la deuxième stratégie d'infusion

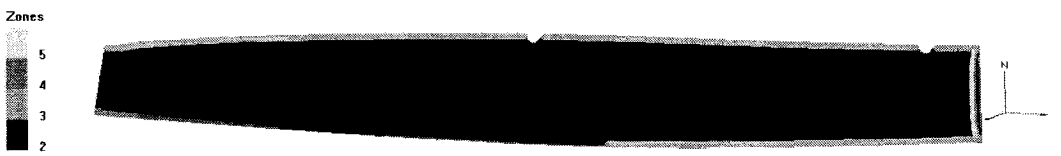


Figure 5.4 : Modélisation de la deuxième stratégie d'infusion.

Dans ce deuxième cas (figure 5.4), les canaux préférentiels de la première simulation ont été conservés et un canal préférentiel a été ajouté sur le bord inférieur de la coque. Le

but de ce canal est d'éviter que la résine n'atteigne en même temps toute l'extrémité inférieure de la coque comme dans la simulation précédente. L'injection est effectuée à partir du même endroit que précédemment, et le vide est tiré en bas à gauche. La figure 5.5 illustre l'écoulement obtenu par cette simulation.

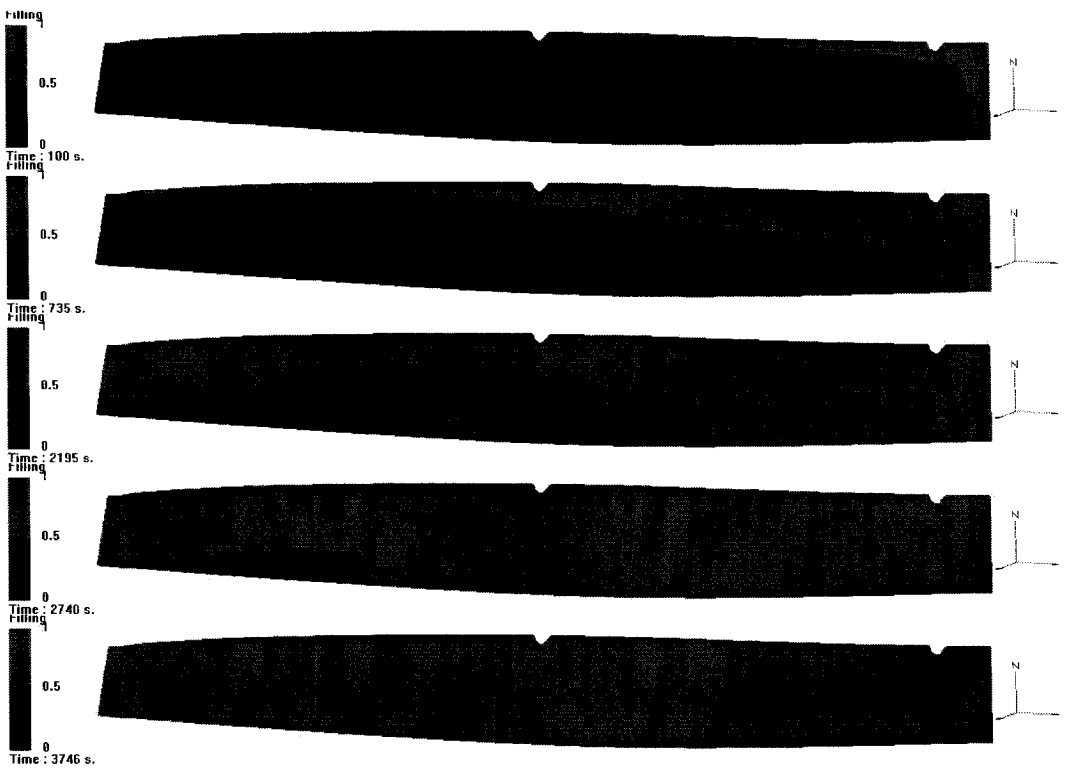


Figure 5.5 : Remplissage de la coque avec la deuxième stratégie d'infusion.

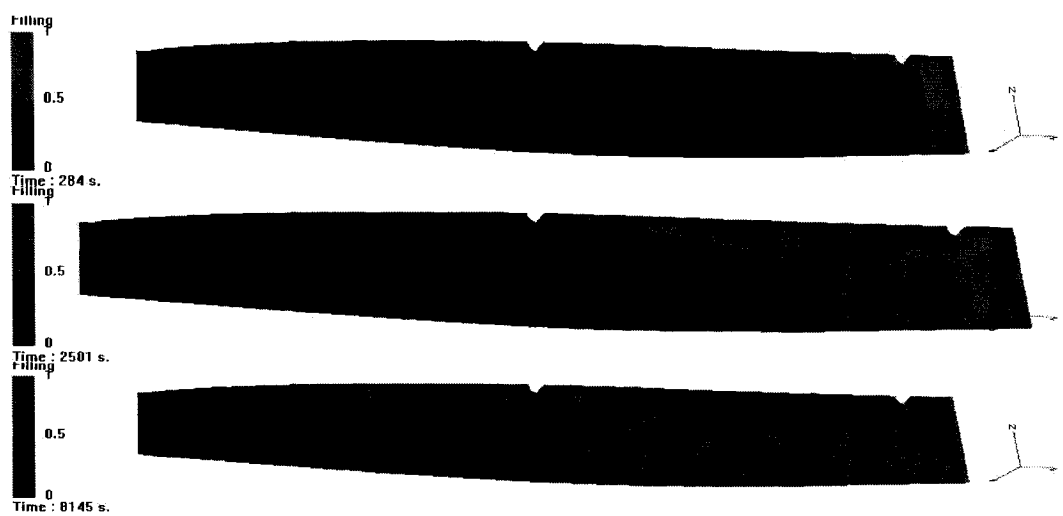
Ici, le front de résine se referme sur lui même au centre de la coque. Le risque d'emprisonnement d'air est toujours présent ; il a simplement été déplacé au centre de la pièce. La durée d'infusion est d'un peu plus de 3700 secondes, soit environ 1 heure et 12 minutes. Rappelons que cette valeur est juste un ordre de grandeur pour la fabrication réelle, mais qu'elle constitue un bon indicatif pour comparer les simulations entre elles.

c) Simulation de la troisième stratégie d'infusion



Figure 5.6 : Modélisation de la troisième stratégie d'infusion.

Cette troisième stratégie d'infusion utilise la « pseudo-symétrie » de la coque dans le plan XY, Z étant la hauteur (voir figure 5.6). L'arrivée de résine se fait ici par l'arrière de la coque (à droite sur la figure) et le vide est tiré à l'avant (à gauche). Des canaux préférentiels de même longueur sont disposés en haut et en bas de la pièce. Leur perméabilité a été réduite de 10 fois pour donner le temps à la résine de progresser à travers la hauteur de la coque. L'avancement du front simulé est présenté dans la figure 5.7.



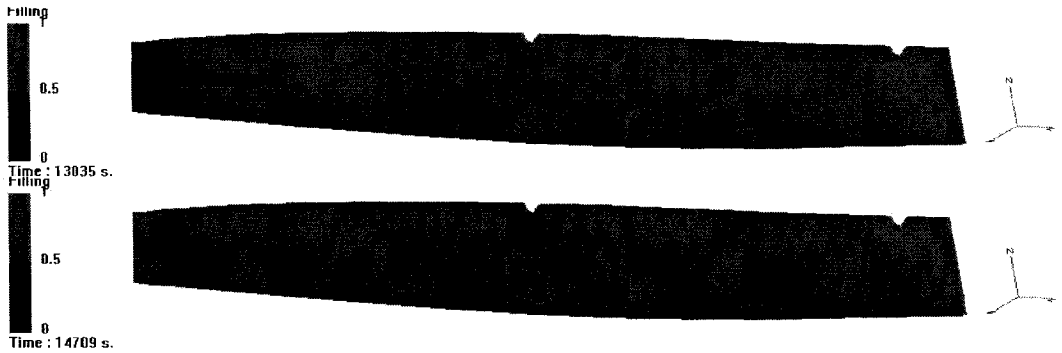


Figure 5.7 : Remplissage de la coque avec la troisième stratégie d'infusion.

Une fois de plus, le front calculé n'est pas adéquat et de l'air sera probablement emprisonné dans une zone sèche. De plus, le temps d'infusion est supérieur à 4 heures, ce qui est beaucoup trop grand. Il n'est donc pas possible de diminuer davantage la perméabilité des canaux préférentiels, ce qui aurait permis de palier au problème d'emprisonnement d'air. La durée importante de l'infusion est due au fait que la résine doit parcourir 6 mètres, c'est-à-dire toute la longueur de la pièce, dans un matériau qui n'est pas suffisamment perméable.

d) Simulation de la quatrième stratégie d'infusion

Les stratégies d'infusion précédentes présentaient toutes l'avantage certain d'être facilement mises en œuvres car les canaux préférentiels et les lignes de vide étaient placés à l'extérieur de la pièce. Néanmoins, il fut constaté que dans tous les cas, les risques d'emprisonnement d'air étaient non négligeables. C'est pourquoi l'idée de placer les canaux uniquement hors de la coque fut abandonnée et que dans cette quatrième stratégie d'infusion, la résine arrive au centre de la coque et s'écoule rapidement par un canal préférentiel placé au milieu de la hauteur de la coque (voir figure 5.8).



Figure 5.8: Modélisation de la quatrième stratégie d'infusion.

Le vide est quant à lui tiré tout autour de la coque. Cette configuration donne les résultats intéressants montrés à la figure 5.9.

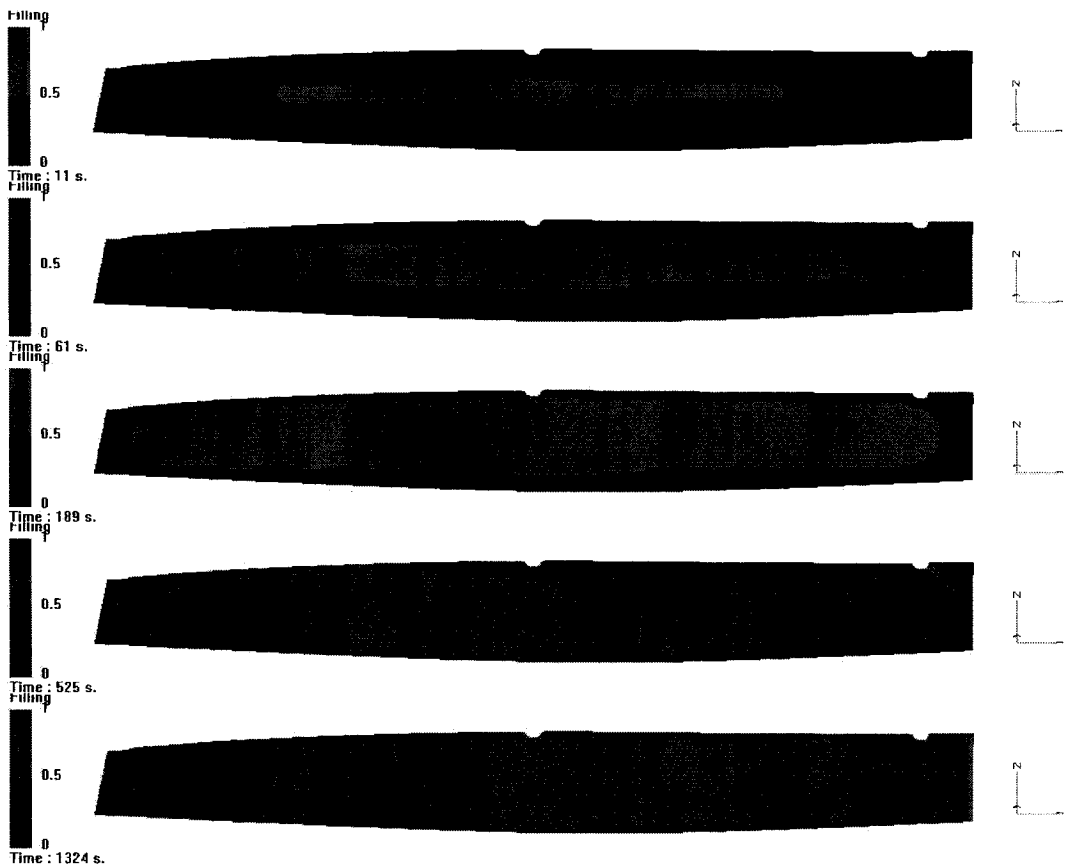


Figure 5.9 : Remplissage de la coque avec la quatrième stratégie d'infusion.

Il n'y a aucun problème d'emprisonnement d'air car le vide est tiré sur tout le contour de la coque. Par ailleurs, comme la résine ne parcourt que 30 cm en moyenne, le temps d'infusion est très court, il est d'environ 22 minutes.

Cette solution présente un autre avantage très important en ce qui concerne la fabrication. En effet, si l'étanchéité sur les bords de la coque n'est pas parfaite, l'air qui pourrait entrer dans la pièce est immédiatement aspiré, tandis que dans les autres stratégies d'infusion, il pénètre dans le renfort et la pièce risque d'être rejetée en raison d'une imprégnation imparfaite.

e) Conclusion

C'est évidemment la quatrième stratégie d'infusion qui a été retenue pour la fabrication de la coque.

5.2. Fabrication des demi-coques

Au total, trois demi-coques ont été fabriquées. Pour arriver à ce résultat, il a été nécessaire de perfectionner la maîtrise du procédé de fabrication sur les plaques sandwichs présentées précédemment ainsi que sur deux autres pièces : la partie arrière de la coque qui présente une géométrie complexe et le pont des coques qui est de taille plus grande que les plaques. Des ces deux fabrications, le principal enseignement tiré est le suivant : toute fuite dans le sac à vide, si petite soit elle, conduit nécessairement à l'échec de la fabrication. En effet de l'air se trouve alors aspiré durant l'infusion et de nombreuses bulles d'air restent emprisonnées dans la résine. Et surtout une fois l'infusion terminée et l'arrivée de résine bloquée, la résine présente dans la pièce est tirée hors des fibres et elle est remplacée par l'air entré par la fuite. Par ailleurs, la pression de vide ne peut pas être maintenue dans la pièce et dans le cas d'un sandwich, les peaux n'adhèrent pas à l'âme, etc. Bref, les fuites sont absolument à éviter lors d'une fabrication par infusion.

5.2.1. Protocole de fabrication

Le protocole de fabrication des demi-coques ressemble beaucoup à celui des plaques. Toutefois certains éléments sont différents, c'est pourquoi il est à nouveau détaillé dans ce chapitre.

Préparation du moule

La fabrication d'une demi-coque commence par la préparation du moule. Comme celui-ci est vieux, il présente de nombreuses imperfections, notamment des trous de quelques millimètres de profondeur, qui seront bouchées grâce à un ruban adhésif. Le moule est ensuite nettoyé à l'acétone, puis enduit de 5 couches d'un agent démoulant, le Frekote Wolo. Les applications d'agent démoulant sont séparées d'au moins 15 minutes.

Application du gel coat

Le gel coat est une résine qui est projetée dans le moule à l'aide d'un pistolet à peinture. Les informations précises sur son utilisation sont données en annexe II.

Pose des renforts

Les fibres de la peau inférieure du sandwich sont placées sur le gel coat lorsque celui-ci est encore collant, mais qu'il ne salit plus le doigt si on le touche. Ensuite l'âme est déposée sur ces fibres et recouverte du renfort de la peau supérieure. Comme la mousse utilisée est fendue des deux côtés, celle-ci est assez souple et n'a pas besoin d'être préformée.

Pose des consommables

Le tissu d'arrachage est déposé sur l'ensemble, puis les torsades, canaux préférentiels et tuyaux. À ce moment, il faudra que les matériaux soient parfaitement positionnés, puisqu'il sera délicat de les bouger par la suite.

Fermeture du sac à vide

Le sac à vide, constitué d'une membrane flexible, est le point clé de la réussite de la fabrication. Il doit être mis en place avec beaucoup de soin pour être complètement hermétique. Rappelons qu'une seule fuite suffit à compromettre la réussite de la fabrication. Par ailleurs, il doit être suffisamment large pour pouvoir épouser toutes les formes du moule lorsque le vide sera tiré. Une fiche d'information détaillée sur le « bagging », l'action de faire un sac à vide, est disponible en annexe III. Le sac à vide est collé au moule ou sur lui-même à l'aide d'un ruban adhésif adéquat appelé domdom. Du sac à vide doivent sortir uniquement deux tuyaux, l'un permettant l'arrivée de résine et l'autre servant à exercer la pression de vide dans les renforts.

Mise sous vide

Lorsque tous les éléments sont disposés dans le moule, le tuyau d'arrivée de résine est pincé et une pression de vide est créée à l'intérieur du sac à vide. Il faut alors vérifier que le vide se maintient et qu'aucune fuite n'existe.

Infusion

Si tout est correct, la résine peut être formulée, et l'infusion démarrée. Lorsque toute la pièce est imprégnée, l'arrivée de résine est bloquée, mais le vide est maintenu jusqu'à la polymérisation complète de la résine.

Démoulage

Il ne reste alors qu'à démouler la pièce à l'aide de coins suffisamment tendres pour ne pas abîmer le gel coat (voir figure 5.10). Par ailleurs, de l'air sous pression peut être pulvérisé entre la coque et le moule pour faciliter le démoulage.



Figure 5.10 : Utilisation d'un coin pour le démoulage de la coque.

5.2.2. Empilement des matériaux

La figure 5.11 présente d'empilement des matériaux dans la coque. La peau inférieure du sandwich est composé du gel coat, d'un pli de mat (sauf pour la première demi-coque) et d'un pli de NCS alors que la peau supérieure n'est composée que d'un pli de NCS. Grâce aux fentes du Corecell, la résine qui arrive par la torsade pourra passer de la peau supérieure à la peau inférieure.

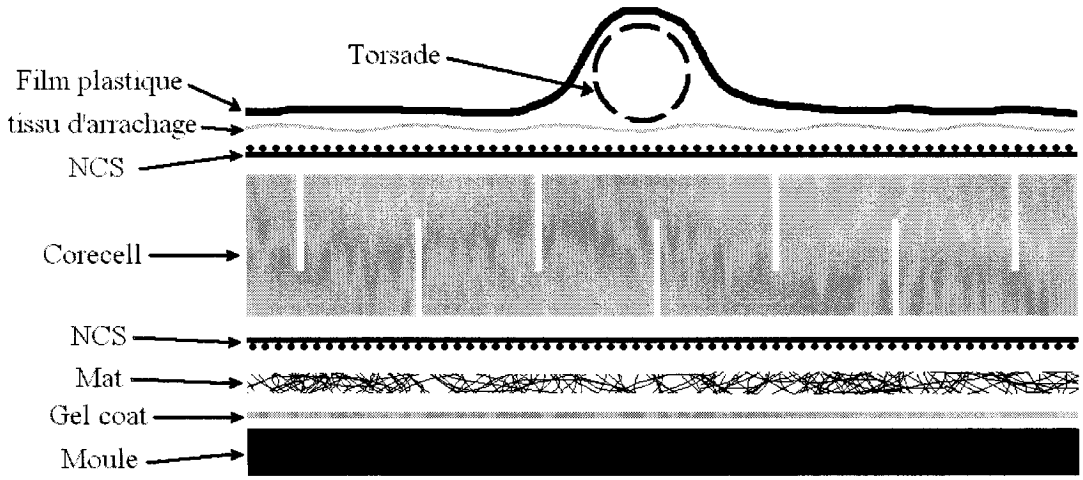


Figure 5.11 : Empilement des matériaux dans la coque

5.2.3. Sac à vide simple ou sac à vide complet ?

L'infusion sous membrane flexible peut être réalisée dans un sac à vide simple ou un sac vide complet. Un sac à vide simple est une membrane flexible qui est légèrement plus grande que la pièce fabriquée et qui est collée au moule sur tout le pourtour de la pièce. C'est la façon la plus naturelle de procéder, puisqu'un sac à vide simple ressemble à un contre-moule ordinaire. Un sac à vide complet est une poche qui englobe tout le moule et les matériaux. Pour toute fabrication par infusion, il faut choisir entre l'une des deux façons de faire.

Le moule utilisé pour la fabrication des demi-coques n'étant pas conçu pour l'infusion, ses rebords sont relativement étroits et le collage du ruban adhésif est délicat. Il serait préférable de le coller loin des fibres pour éviter que l'une d'elle soit collée dessous, ce qui crée nécessairement une fuite dans le sac.

Par ailleurs, une tentative d'infusion de la partie arrière de la coque avec un sac à vide simple a montré par son échec que le domdom adhère très mal au moule, en particulier dans les coins. De nombreuses fuites ont fait échouer la fabrication. Ainsi, il fut rapidement décidé d'utiliser un sac à vide complet pour fabriquer les demi-coques.

5.2.4. Stratégie d'infusion

La figure 5.12 présente la coque à la fin de l'infusion et avant démoulage. Cette photographie permet d'observer la stratégie d'infusion utilisée. Une torsade parcourant le milieu de la coque fait office de canal préférentiel pour l'arrivée de résine, tandis qu'une autre torsade, placée sur tout le pourtour du moule, sert de ligne de vide.



Figure 5.12 : Coque infusée mais non démoulée.

Par ailleurs, des petits canaux préférentiels (voir figure 5.13) ont été disposés sur les deux poutres et sur la partie arrière de la coque pour aider la résine à monter dans les fibres aussi vite que dans les coins de ces parties. En effet, à ces endroits, les effets de bord sont importants et il est nécessaire de lutter contre eux.



Figure 5.13 : Canal préférentiel placé sur une des poutres.

Pour les trois fabrications, la pression de vide utilisée a été de -70 kPa. Comme la résine contient du styrène, il n'était pas possible de diminuer la pression de vide en dessous de cette valeur, au risque de faire évaporer le styrène.

5.2.5. Quantité et formulation du gel coat et de la résine

a) Gel coat

La quantité nécessaire de gel coat à formuler est déterminée par le produit de la surface du moule avec l'épaisseur de gel coat voulue, soit 0.6 mm. À cela, il faut ajouter un facteur de perte supplémentaire de 15%. Ainsi, pour une demi-coque, la quantité de gel coat nécessaire est donc égale à 1.7 L.

La formulation conseillée par le fabricant est 2 g de peroxyde d'éthylméthylcétone Norox® MEKP-9 pour 100 g de gel coat. Néanmoins, des essais ont montré que la polymérisation est alors trop rapide. Il a donc été décidé de diminuer la quantité de

catalyseur afin de se donner plus de temps pour appliquer le gel coat dans le moule. Ainsi, la formulation utilisée finalement comprend 1.75 g de Norox® MEKP-9 pour 100 g de gel coat.

b) Résine

L'estimation de la quantité de résine nécessaire a été faite grâce aux fabrications des plaques sandwichs. Ainsi, pour fabriquer une demi-coque ayant la même structure que les plaques, il faut environ 4.3 kg de résine. Si un pli de mat est ajouté, la quantité de résine supplémentaire sera égale à la masse du mat.

Pour que la résine polymérise à température ambiante, la formulation de la résine a été revue et corrigée depuis la fabrication des plaques sandwichs. Elle est donnée dans le tableau 5.2.

Résine	Derakane 411-C-45	100 g
Promoteur	Cobalt	0.22 g
Accélérateur	DMA	0.15 g
Catalyseur	Norox® CHM-50	2.00 g

Tableau 5.2 : Formulation de la résine utilisée pour la fabrication des demi-coques.

Avec cette formulation, le temps de gel est d'environ 45 minutes, ce qui est suffisant pour la fabrication de la coque.

5.2.6. Masse des matériaux utilisés

Le tableau 5.3 présente les masses des matériaux utilisés pour la fabrication des trois demi-coques.

	Demi-coque 1	Demi-coque 2	Demi-coque 3
Gel coat formulé	2350 g	1960 g	2020 g
Tissu de verre NCS	Non pesé 1980 g estimé	1900 g	2070 g
Mat de verre	Non utilisé	1150 g	1200 g
Corecell A500	Non pesé 1020 g estimé	840 g	839 g
Tissu d'arrachage	176 g	153 g	184 g
Résine formulée	4300 g	7020 g	5130 g
Résine restante dans le pot	295 g	Non pesé	681 g

Tableau 5.3 : Masse des matériaux utilisés pour les trois demi-coques.

La masse des fibres est approximative, puisque le renfort a été pesé avant d'être placé dans le moule, puis retaillé aux dimensions exactes de la pièce. Autant que possible, les retailles ont été conservées pour que leur masse soit déduite de la masse totale des fibres, mais ce ne fut pas toujours le cas. Le résultat donné est donc exact à 20 grammes près.

5.2.7. Les fabrications

Les trois fabrications ont été réussies et les demi-coques obtenues pourraient servir à la construction du catamaran. La figure 5.14 permet d'apprécier la réalisation de la première demi-coque. Il reste tout de même quelques défauts à corriger. Certains vont l'être dans les fabrications suivantes, d'autres non. La partie suivante présente une analyse plus détaillée de l'infusion des coques et apporte des solutions pour améliorer le procédé.

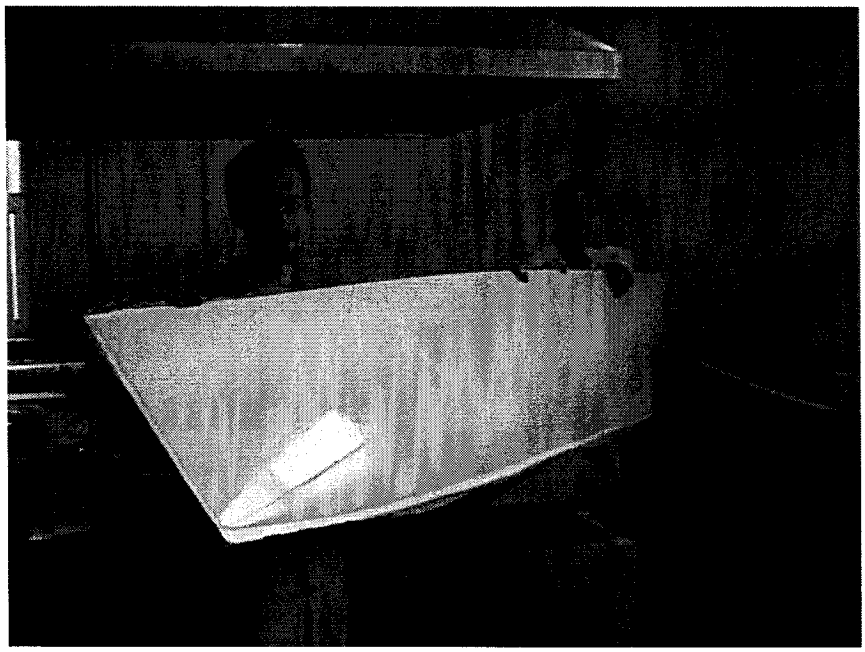


Figure 5.14 : Photographie de la première demi-coque.

5.3. Analyse des fabrications

5.3.1. Temps de remplissage

Cette section présente pour chacune des fabrications deux temps de remplissage. Le premier appelé temps de quasi-remplissage indique la durée nécessaire pour que la quasi-totalité (95 % environ) de la pièce soit imprégnée. Le second, appelé temps de remplissage total, indique la durée nécessaire pour que toute la pièce soit infusée.

	Temps de quasi-remplissage	Temps de remplissage total
Première fabrication	13 minutes	33 minutes
Deuxième fabrication	15 minutes	36 minutes
Troisième fabrication	19 minutes	43 minutes

Tableau 5.4 : Temps de remplissage pour les trois fabrications de coque.

Dans les trois fabrications réalisées, le temps de remplissage total est nettement supérieur à celui du quasi-remplissage. La différence s'explique par le fait que les dernières zones à être imprégnées de résine sont des emprisonnements d'air ou le haut des poutres. Parfois, il a même été indispensable de déplacer une torsade de vide pour aspirer l'air emprisonné (voir figure 5.15). Si la fabrication était parfaite, les deux temps de remplissage seraient bien plus proches.

Par ailleurs, on remarque que la première infusion a été plus rapide, mais que la troisième est la plus lente. Pour quelles raisons? Une des grandes différences entre la première fabrication et les deux autres est que la mousse touche pratiquement tous les bords du moule. Dans les deux autres fabrications, la surface de la mousse est plus petite car suite à la première fabrication, il a été constaté que la mousse située dans le bas de la coque crée une surépaisseur qui empêcherait de pouvoir coller deux demi-coque l'une avec l'autre de façon convenable. Ainsi pour les deux dernières fabrications, les panneaux de mousse ont été découpés de telle sorte que la mousse n'aille pas jusque dans le bas de la coque. Comme la résine avance plus vite dans les fentes du Corcell, il est normal que la première infusion soit plus rapide. Quant à la troisième, elle est plus lente car le raccordement entre le tuyau de vide et la torsade était mal réalisé, donc la résine était mal aspirée à la fin de l'infusion.



Figure 5.15 : Déplacement de ligne de vide pour aspirer l'air emprisonné.

5.3.2. Masse des coques

Les masses des coques sont données dans le tableau 5.5.

Demi-coque 1	Demi-coque 2	Demi-coque 3
6.38 kg	8.18 kg	8.07 kg

Tableau 5.5 : Masses des trois demi-coques.

Rappelons que dans le cas de la première demi-coque, le mat de fibres de verre n'était pas ajouté et que la mousse de Corecell était plus étendue. C'est pourquoi la différence obtenue entre la masse de la première coque et chacune des deux autres est si grande. Par contre, les masses des deuxième et troisième demi-coques sont très proches, ce qui montre que la fabrication a été bien répétée.

5.3.3. Effets de bord

Les effets de bord sont des zones dans lesquelles la résine avance particulièrement vite. Il s'agit essentiellement des extrémités d'un panneau de mousse, du vide entre deux

plaques de mousse et des coins du moule. Comme l'illustre la figure 5.16, ces effets sont en général néfastes pour la fabrication de la pièce, puisqu'ils engendrent des risques d'emprisonnement d'air.

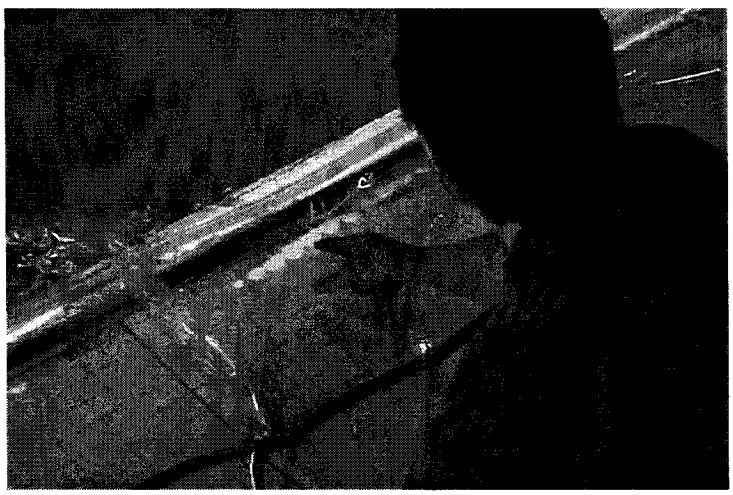


Figure 5.16 : Emprisonnement d'air dû aux effets de bord.

De la première fabrication, quelques astuces ont été développées pour réduire ces effets indésirables.

Jonction de deux panneaux de mousse

Les panneaux de mousse n'étant pas assez longs, il faut utiliser trois morceaux de Corecell pour fabriquer la coque. Ainsi, entre les plaques de mousse se créé un effet de bord (voir figure 5.17). Pour réduire l'effet de bord entre deux panneaux, il suffit de réduire l'écart qui les sépare. A cette fin, la méthode consiste à placer les deux panneaux dans le moule en les faisant se chevaucher légèrement puis à couper celui du dessous en suivant parfaitement le bord de celui du dessus. Ainsi, la forme 3D du bord commun de ces deux morceaux de Corecell sera la même et l'espace entre les deux panneaux sera le plus faible possible.

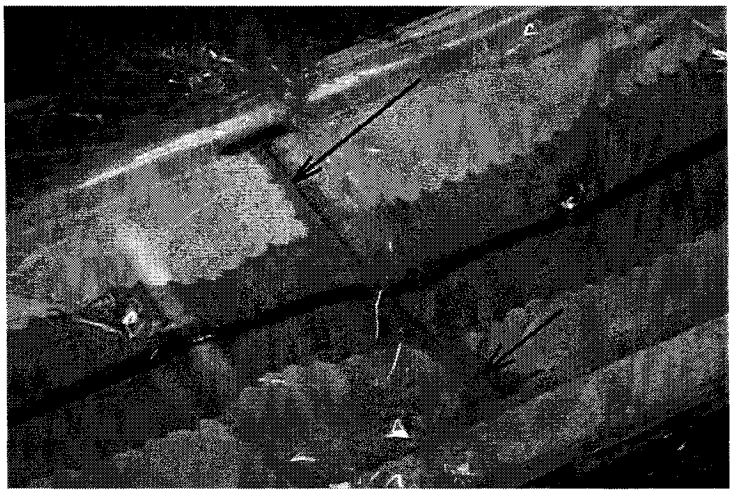


Figure 5.17 : Effet de bord dû à la jonction entre deux panneaux de mousse.

Bord de la mousse

Pour diminuer l'effet de bord lié au contour de la mousse, il faut impérativement la couper en biseau comme dans le cas des plaques et l'éloigner des coins du moule. Pour la première demi-coque, on a pensé que si la mousse épousait parfaitement le coin du moule il n'y aurait pas d'espace vide et donc pas d'effet de bord. C'était une erreur comme le prouve la figure 5.18 sur laquelle on constate que la résine avance excessivement vite sur les contours du Corecell.

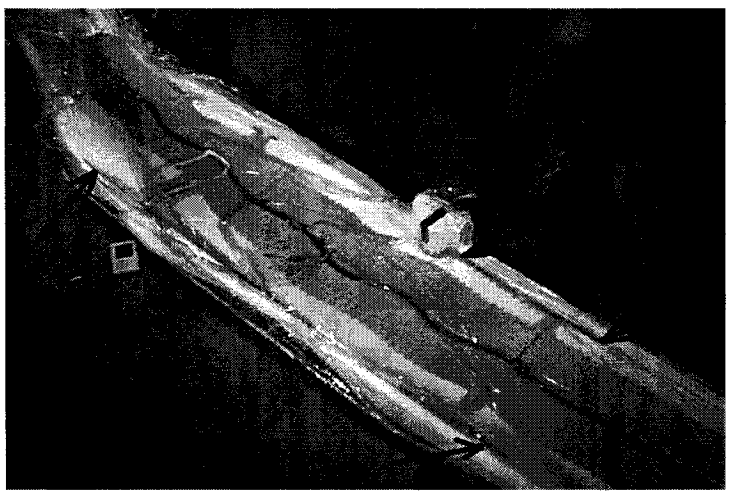


Figure 5.18 : Effet de bord lié dû au contour de la mousse lors de la première fabrication.

Coin du moule

L'effet de bord dans les coins du moule est causé par le vide laissé entre les fibres et le moule. La première fabrication a permis de se rendre compte que l'importance de cet effet est très sensible au soin apporté lors du placement des fibres. Ainsi, il est nécessaire de prendre tout le temps requis pour placer les matériaux correctement avant l'infusion. La difficulté provient du fait que c'est le vide qui permet de maintenir les fibres à leur place, mais que c'est aussi le vide qui empêche de déplacer les éléments sous le sac à vide. Ainsi, il faudra répéter des cycles de pression de vide forte et faible pour parvenir à déplacer les renforts et les positionner parfaitement.

5.3.4. Calcul des pertes de résine lors de la fabrication de la première coque

Le problème du gaspillage de résine représente comme un enjeu important dans les entreprises. En effet, cette résine perdue représente une dépense inutile qu'il faut évidemment minimiser autant que possible. Le tableau 5.6 dresse le bilan de la quantité de résine gaspillée lors de la première fabrication. Pour le remplir, il a suffi de peser les masses des consommables avant et après la fabrication et de calculer la différence entre les deux.

Résine non utilisée, restée dans le pot	295 g
Résine dans les torsades	774 g
Résine dans les tuyaux	322 g
Résine dans les petits canaux préférentiels	10 g
Résine dans le tissu d'arrachage	79 g
Total de la résine perdue	1480 g

Tableau 5.6 : Quantité de résine perdue lors de la fabrication de la première demi-coque.

La quantité de résine gaspillée atteint presque 1.5 kg, ce qui est considérable. Étant donné que le total de résine formulée pour la fabrication fut de 4.3 kg, les pertes en représente environ 35 %. La question est donc de savoir s'il est possible de les diminuer.

Comme l'indique le tableau 5.6, presque 300 g de résine n'ont pas été utilisés et sont restés dans le pot de résine. Cela signifie que cette quantité pourrait être économisée. Néanmoins, il est prudent de toujours prévoir un surplus de résine pour faire face à d'éventuels problèmes. Par ailleurs, les pertes principales sont situées dans les torsades. Le gaspillage dans la torsade d'arrivée de résine semble inévitable. En effet, pour créer un écoulement préférentiel, il est nécessaire d'utiliser un tuyau de diamètre suffisant, ce qui engendre des pertes. D'autre part, si le moule avait des rebord plus larges, les torsades servant de ligne de vide pourraient être placées plus loin des fibres et la résine ne les atteindrait pas. Cela permettrait d'éviter beaucoup de pertes, mais cela n'est pas possible avec ce moule. Enfin, la résine perdue dans le tissu d'arrachage et dans les petits canaux préférentiels ne représente pas une grosse part de la perte totale.

En conclusion, il apparaît que dans les circonstances présentes, il est difficile de perdre moins de résine. Une entreprise, de son côté, devrait certainement revoir la conception du moule et en élargir les rebords.

5.3.5. Remarques supplémentaires

a) Fini de surface

Le fini de surface de la coque ne peut pas être meilleur que celui du moule. Comme ce dernier est vieux, sa surface présente des irrégularités qui se retrouvent sur la coque. Néanmoins, la surface de la première coque fait apparaître le motif du tissu NCS. Afin d'améliorer l'esthétique de la coque et sa résistance aux chocs, il a donc été décidé

d'ajouter entre le gel coat et le NCS un pli de mat. Les surfaces des deuxième et troisième demi-coques sont donc aussi lisses que le moule peut l'être.

b) Petits canaux préférentiels

Les petits canaux préférentiels le long des poutres et de la partie arrière de la coque n'ont été utilisés que lors de la première fabrication. Leur effet ne s'est pas révélé suffisamment concluant.

c) Imprégnation de la peau inférieure

À cause du gel coat, la peau inférieure n'est pas visible et on peut se demander si elle est bien imprégnée de résine. Sans constituer des preuves irréfutables, trois facteurs tendent à penser que c'est bien le cas :

- La première demi-coque a été coupée en plusieurs tranches et il a donc été possible d'observer la structure du sandwich. À l'endroit des découpes, il a été constaté que la peau inférieure est parfaitement imprégnée. Néanmoins, ces observations ne prouvent pas que la peau inférieure est bien imprégnée dans son intégralité.
- Durant la fabrication, il a été constaté à plusieurs reprises que la résine arrivait sur la peau supérieure depuis la peau inférieure. La figure 5.19 en donne un exemple.
- La courbure de la coque tend à élargir les fentes du Corecell situées du côté de la peau inférieure. Ceci favorise donc l'écoulement de la résine dans la peau inférieure.

Une fabrication de demi-coque sans gel coat permettrait de vérifier l'imprégnation de la peau inférieure de façon plus certaine.

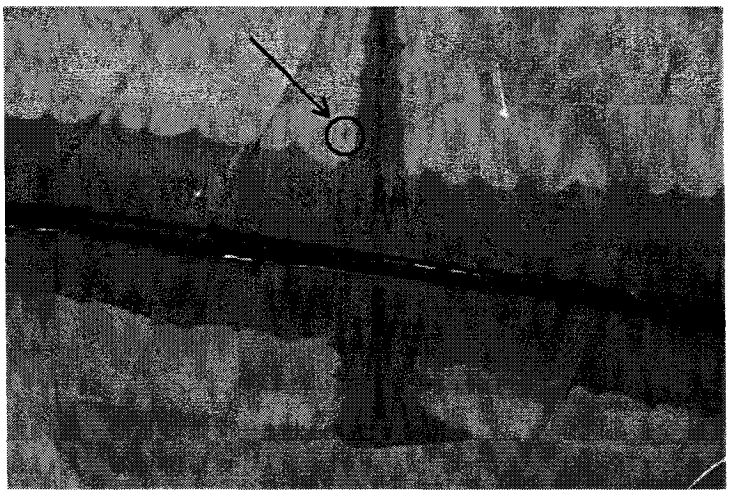


Figure 5.19 : Arrivée de résine de la peau inférieure vers la peau supérieure.

5.4. Conclusion sur les fabrications

Les trois fabrications ont donné des résultats très satisfaisants. Certains points ont été améliorés au cours des fabrications (comme la diminution des effets de bord ou le fini de surface), d'autres restent à l'être. En particulier, il faudrait réussir à ce que le temps de remplissage total approche les temps de quasi-remplissage trouvés. Pour atteindre cet objectif, les simulations numériques peuvent se montrer très utiles. Néanmoins, il s'est avéré que la fin de la fabrication est principalement liée à tous les effets de bord qui se sont produits au cours de l'infusion. On peut donc se demander s'il est possible de modéliser la fabrication avec suffisamment de précision pour obtenir des simulations conformes avec la réalité. C'est l'enjeu du chapitre suivant.

CHAPITRE 6 - Simulation de l'infusion d'une demi-coque

6.1. Simulation de l'infusion d'un composite sandwich

6.1.1. Problématique

La simulation de l'infusion d'un composite sandwich sous membrane flexible est un problème complexe. En effet, divers écoulements de nature assez différente coexistent dans la structure du renfort. Dans les peaux, la résine s'écoule à travers un milieu poreux, le renfort. Certes l'infusion de la peau supérieure est très proche du procédé VARI conventionnel mais l'infusion de la peau inférieure ressemble davantage au procédé RTM-Light à cause de la semi-rigidité de l'âme qui fait office de contre-moule. À cela, il faut ajouter les écoulements dans l'âme du sandwich à savoir dans les perforations, les fentes ou les rainures. Puisque la coque du catamaran a été fabriquée avec du Corecell doublement fendu, notre étude se limitera à ce type de structure.

Afin de simplifier les simulations, tous les écoulements seront modélisés par un flux de résine à travers un matériau poreux dans un moule rigide fixe. Le lecteur aura évidemment reconnu ici la description du procédé RTM. Les simulations seront donc réalisées à l'aide du logiciel PAM-RTM dans le cas d'un écoulement RTM. Pour l'écoulement dans les peaux, Joubaud et al. [14] ont montré que l'utilisation de simulations RTM donnait des résultats convenables pour une infusion sous membrane

flexible. Par ailleurs, la modélisation de l'infusion dans les fentes par un écoulement dans un milieu poreux est assez réaliste puisque la vitesse d'avancement d'un fluide dans une fente est elle aussi proportionnelle à la différence de pression aux extrémités du fluide. Ainsi, il suffira d'étendre la notion de perméabilité pour lui donner une valeur significative également dans le cas d'une fente.

6.1.2. Modélisation de la plaque sandwich

a) Présentation du maillage

Afin de réaliser le maillage d'une plaque composite sandwich, un motif élémentaire à été modélisé et maillé en 202 éléments triangulaires à l'aide du logiciel CATIA (voir figure 6.1). Ce motif a ensuite été importé dans PAM-RTM, puis copié par différentes translations et rotations afin d'obtenir la cellule élémentaire présentée dans la figure 6.2. Cette cellule élémentaire mesure 30 mm × 30 mm × 6 mm et comprend 1360 éléments ainsi que 8 zones définies de façon à pouvoir définir les paramètres de chaque partie du sandwich : les peaux et les fentes. La figure 6.3 montre les doubles fentes d'une cellule élémentaire d'une plaque composite sandwich (la structure du Corecell est présentée à la figure 4.1). Le tableau 6.1 donne la description détaillée de ces zones. Enfin, la cellule élémentaire a été copiée sur un damier de 9 × 3 éléments. La plaque sandwich finale comprend 36720 éléments triangulaires et mesure 27 cm × 9 cm.

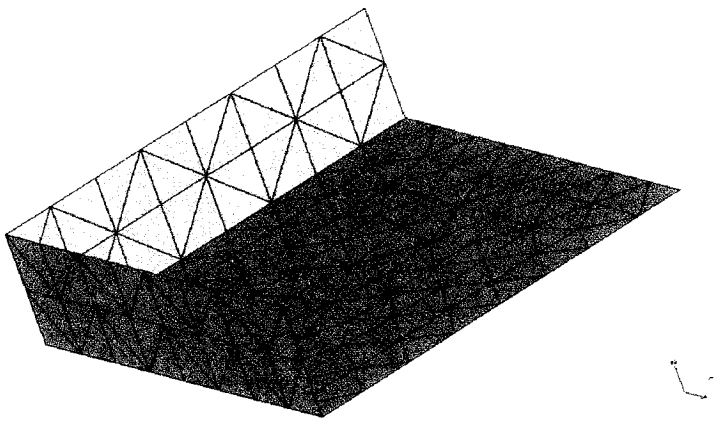


Figure 6.1 : Maillage d'un motif élémentaire d'une plaque sandwich.

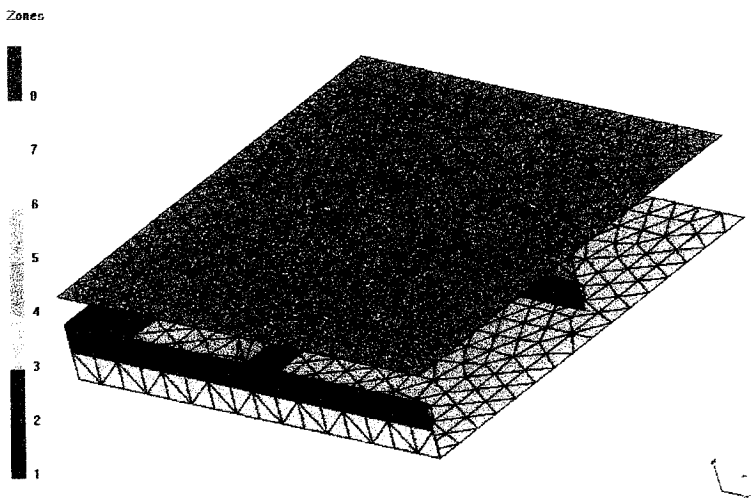


Figure 6.2 : Maillage d'une cellule élémentaire d'une plaque composite sandwich.

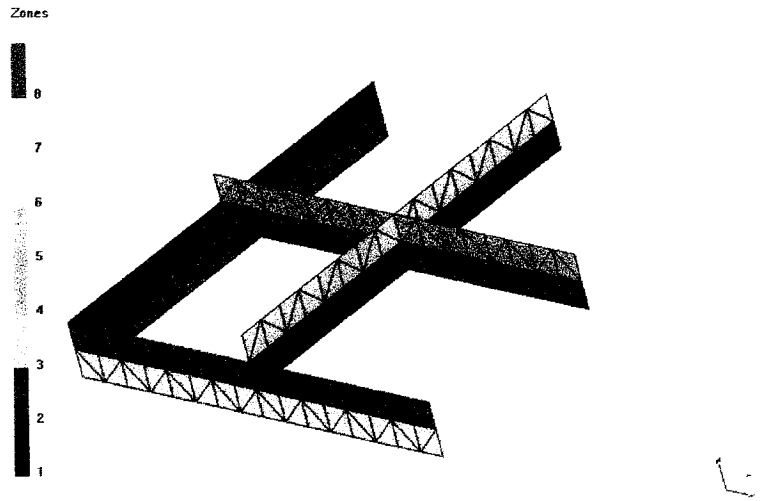


Figure 6.3 : Doubles fentes d'une cellule élémentaire d'une plaque composite sandwich.

N°	Description de la zone
1	Partie la plus profonde des fentes dans le sens de la largeur de la plaque
2	Partie la plus profonde des fentes dans le sens de la longueur de la plaque
3	Partie peu profonde des fentes de la face supérieure dans le sens de la largeur de la plaque
4	Partie peu profonde des fentes de la face supérieure dans le sens de la longueur de la plaque
5	Peau supérieure (visible seulement sur la figure 6.2)
6	Peau inférieure (visible seulement sur la figure 6.2)
7	Partie peu profonde des fentes de la face inférieure dans le sens de la longueur de la plaque
8	Partie peu profonde des fentes de la face inférieure dans le sens de la largeur de la plaque

Tableau 6.1 : Description des différentes zones de la modélisation du sandwich.

b) Définition des paramètres

Dans toutes les simulations réalisées ici, la viscosité de la résine est constante et égale à 150 cP, c'est-à-dire la même que la résine Derakane utilisée. Les porosités des 8 zones sont fixées à 50 % et l'épaisseur à 5 mm. Rappelons que si on ne s'intéresse qu'aux vitesses de remplissage, ce qui sera le cas de cette analyse, c'est le rapport de la perméabilité sur porosité qui est important. Par ailleurs, dans le cas d'un remplissage contrôlé par la pression, l'épaisseur n'a aucune influence. Comme l'étude expérimentale se limite à l'utilisation du renfort NCS pour les peaux inférieures et supérieures, il en sera de même dans les simulations. Ainsi, la perméabilité des zones 5 et 6 sera égale à 7.3^{E}-11 m^2.

6.1.3. Simulations dans le cas d'une plaque plane

a) Perméabilités choisies pour les fentes

Dans le cas d'une plaque plane, toutes les fentes ont la même épaisseur et possèdent donc la même perméabilité. Ainsi, dans ces simulations, les perméabilités de toutes les zones modélisant une partie des fentes seront les mêmes. Plusieurs essais ont été réalisés avec les perméabilités données dans le tableau 6.2. Ces perméabilités ont été choisies comme des multiples de la perméabilité du NCS.

Numéro de la simulation	Perméabilité des fentes (m^2)	Rapport de la perméabilité des fentes sur celle du NCS.
1	7,30E-11	1
2	1,46E-10	2
4	2,92E-10	4
6	4,38E-10	6
8	5,84E-10	8
10	7,30E-10	10
15	1,10E-09	15
30	2,19E-09	30

Tableau 6.2 : Perméabilités des fentes utilisées pour la plaque sandwich plane.

b) Analyse des résultats

La figure 6.4 présente quelques images du remplissage pour différentes valeurs de la perméabilité des fentes. Le rôle des fentes dans l'écoulement de la résine est quasiment inexistant si la perméabilité des fentes est la même que celle du NCS, mais il est au contraire très important pour un rapport de perméabilité de 30.

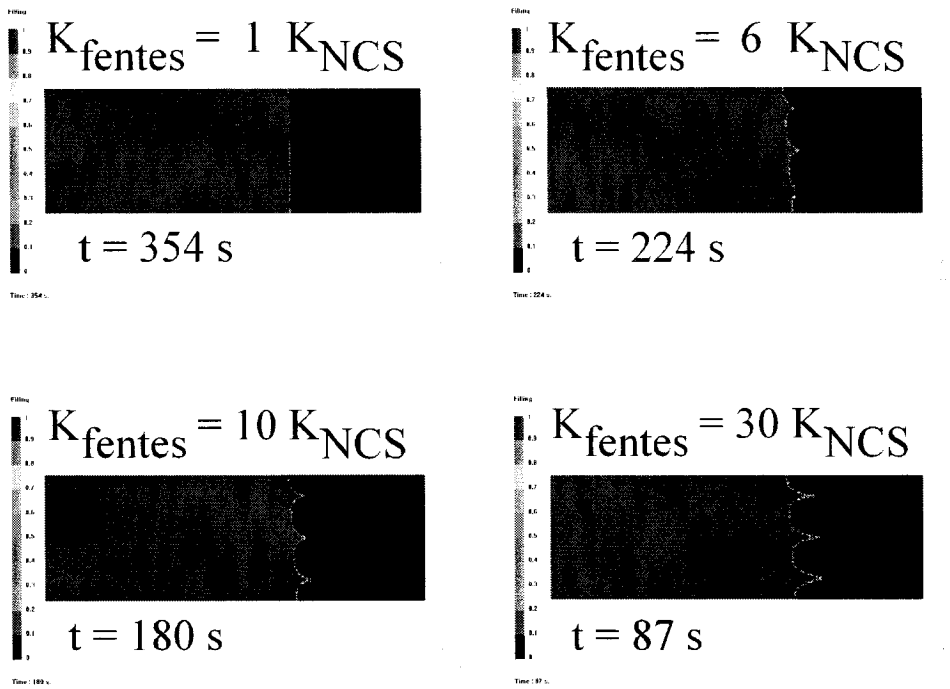


Figure 6.4 : Simulations du remplissage de la plaque sandwich plane.

Afin d'évaluer la perméabilité globale du sandwich, les temps de passage de la résine ont été relevés à tous les 1.5 cm sur la plaque modélisée. Les résultats ont ensuite été exploités à l'aide de la table de calcul du logiciel UniPer comme s'il s'agissait d'une expérience réelle. Les perméabilités trouvées sont présentées dans la figure 6.5. Il apparaît très nettement que la perméabilité globale de la plaque est une fonction linéaire du rapport de la perméabilité des fentes sur celle du NCS. L'équation obtenue est la suivante :

$$K_{plaque} = 7 \cdot 10^{-12} \frac{K_{fentes}}{K_{NCS}} + 6 \cdot 10^{-11} \tag{6.1}$$

Ainsi, la perméabilité globale de la plaque sandwich s'obtient par l'équation :

$$K_{plaque} = \frac{7 \cdot 10^{-12}}{K_{NCS}} K_{fentes} + \frac{6 \cdot 10^{-11}}{K_{NCS}} K_{NCS} \tag{6.2}$$

soit :

$$K_{plaque} = 0.822\, K_{NCS} + 0.096\, K_{fentes} \tag{6.3}$$

La perméabilité globale de la plaque sandwich est donc une moyenne pondérée des perméabilités du NCS et des fentes avec des coefficients de pondération directement reliés aux caractéristiques géométriques de la plaque.

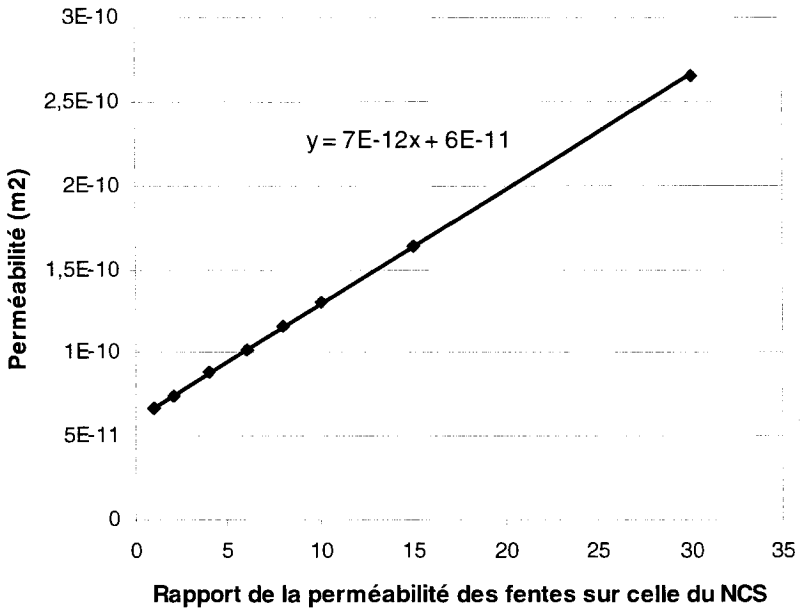


Figure 6.5 : Perméabilités globales des plaques sandwichs planes modélisées.

D'après les expériences réelles, la forme du front de résine ressemble le plus à la simulation pour laquelle le rapport des perméabilités vaut 8. Néanmoins, pour un tel rapport, la perméabilité globale de la plaque obtenue grâce à la simulation est égale à 1.16^{E}-10 m^2. Afin de faire correspondre cette valeur à la perméabilité réelle, soit 7.5^{E}-11 m^2, il suffit de multiplier toutes les perméabilités utilisées dans la simulation par un facteur égal à :

$$\frac{7.5E-11}{1.16E-10} = 0.647$$

Les perméabilités corrigées pour obtenir un modèle valide de l'infusion d'une plaque sandwich plane sont donc 4.72E-11 m^2 pour le NCS et 3.78E-10 m^2 pour les fentes de Corecell

Par ailleurs, pour un rapport de perméabilité supérieur à 6, les simulations font apparaître un phénomène observé lors des fabrications réelles : la résine qui parcourt plus rapidement les fentes que les fibres arrive parfois sur une face depuis les fentes de l'autre face. La figure 6.6 illustre cette observation pour un rapport de perméabilité égal à 8.

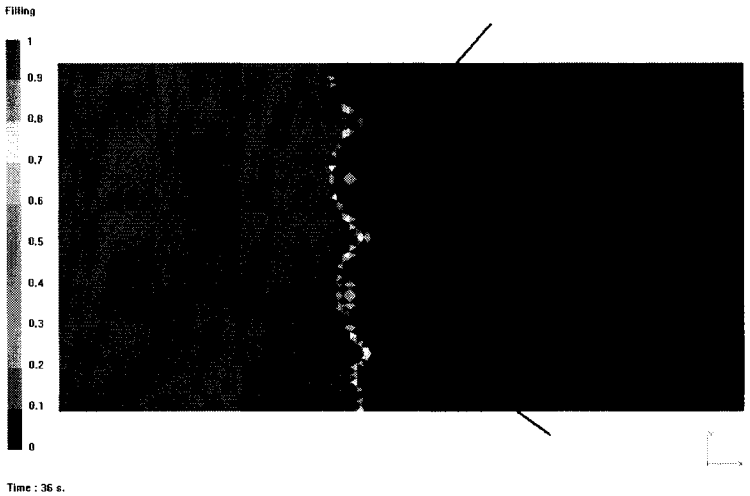


Figure 6.6 : Arrivée de résine sur une face par les fentes de l'autre face (t = 36 s).

6.1.4. Simulation dans le cas d'une plaque courbe

Supposons que la plaque plane étudiée précédemment soit courbée dans le sens de sa largeur. Les fentes dans la direction de la largeur de la plaque ne changent pas d'épaisseur et donc pas de perméabilité non plus. Mais dans le sens de la longueur, les fentes extérieures à la courbure s'élargissent alors que les fentes intérieures s'amincissent. Ainsi pour les unes, la perméabilité augmente, tandis que pour les autres, la perméabilité diminue. Des expériences réelles ont montré que même pour une faible courbure, la modification des perméabilités engendre des différences notables. Néanmoins, pour une faible courbure, les dimensions des peaux ne varient que très peu.

Par conséquent, il est justifié d'utiliser le même maillage que la plaque plane pour faire des simulations d'infusion d'une plaque légèrement courbe : il suffit de faire varier les perméabilités des fentes.

Dans le cas étudié, le changement de perméabilité ne concerne que la partie peu profonde des fentes coupées dans le sens de la longueur. Pour la simulation de cette partie, sur la face supérieure, la perméabilité de ces fentes devient égale à 6 fois celle des fibres, alors que sur la face inférieure, elle vaut 10 fois celle des fibres. Ce choix ne repose sur aucune expérience ni aucun calcul, ce n'est qu'une hypothèse arbitraire. Pour toutes les autres fentes, la valeur de perméabilité 8 fois supérieure à celle des fibres est conservée. Le résultat montre que le front avance à la même vitesse sur les deux faces, mais qu'il n'a pas le même profil : l'effet des fentes est évidemment plus accentué sur la face inférieure que sur la face supérieure (voir figure 6.7). La perméabilité globale trouvée est 0.95 fois ce qu'elle était dans le cas où toutes les fentes avaient une perméabilité égale à 8 fois celle des fibres. Comme aucune expérience n'a été réalisée, il est difficile de le commenter.

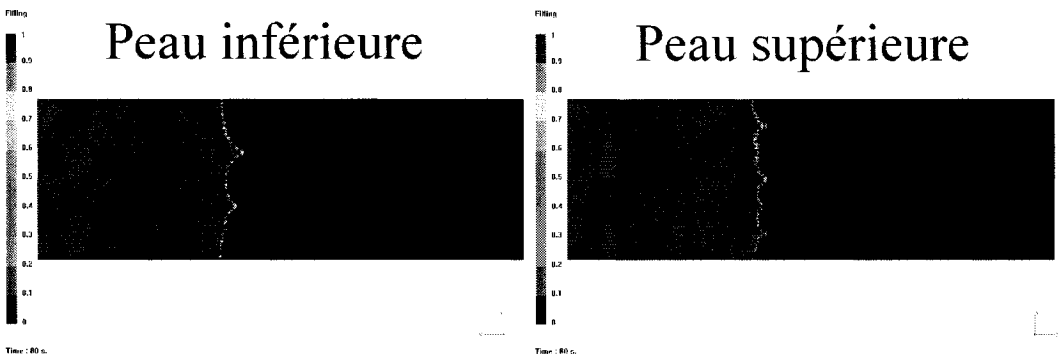


Figure 6.7 : Remplissage de la plaque courbe pour t = 80 s.

Le phénomène de passage d'une face à l'autre n'est plus symétrique et l'arrivée de résine par les fentes inférieures vers la face supérieure est plus souvent observée que le contraire. Cette constatation avait été faite également dans les expériences réelles.

6.1.5. Conclusion

Cette partie a présenté la construction et la validation partielle d'un modèle permettant de simuler l'infusion d'une plaque sandwich. Comme l'analyse a montré que la résine s'écoule aussi vite sur les deux faces du sandwich, même dans le cas d'une différence de perméabilité des fentes, on peut alors dire que la modélisation macroscopique d'une plaque sandwich composée de Corecell doublement fendu peut être simplement réalisée comme pour une plaque monolithique. Cette façon de faire permettra de gagner énormément de temps de calcul car le nombre d'éléments du maillage pourra être diminué fortement.

6.2. Simulations d'infusion de la demi-coque

6.2.1. Maillage

Le maillage utilisé pour les simulations d'infusion de la demi-coque a été réalisé dans CATIA. Il comprend à la fois la pièce elle-même, mais aussi les rebords du moule car les fibres les recouvrent et l'imprégnation de résine se poursuit jusque dans cette région. La dimension des panneaux de Corecell et la position de la torsade correspondent exactement à ce qu'elles étaient lors de la 3^{e} fabrication de la demi-coque. Le maillage est composé de 33864 nœuds et 66468 éléments triangulaires. Ce nombre important de degré de liberté est dû à la modélisation des effets de bord très localisés dans la pièce : la taille moyenne des éléments devait donc être du même ordre de grandeur que la dimension caractéristique des zones où se produisent des effets de bord. À titre d'exemple, le canal entre deux plaques de Corecell mesure environ 2 mm de large alors que la longueur de la coque est d'environ 4 mètres. Une partie du maillage est représentée à la figure 6.8.

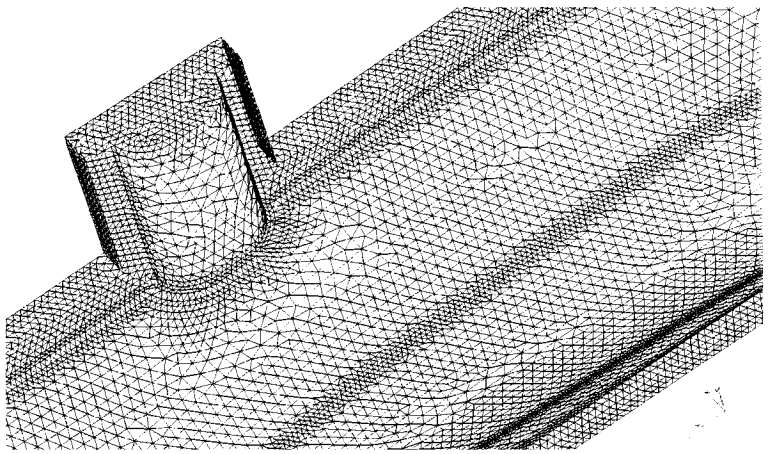


Figure 6.8 : Zoom du maillage utilisé pour les simulations d'infusion de la coque.

De nombreuses zones ont ensuite été définies dans PAM-RTM afin de modéliser au mieux les différents types d'écoulement de résine qui se produisent lors de l'infusion d'une telle plaque sandwich. Ces zones sont définies comme suit :

- structure sandwich, mat (ou non) – NCS – Corecell – NCS,
- structure monolithique, mat (ou non) – NCS – NCS,
- effet de bord causé par le contour du sandwich,
- effet de bord dans les coins du moule,
- canal créé par l'espace séparant deux plaques de Corecell,
- torsade d'arrivée de la résine.

La figure 6.9 permet de voir la disposition d'ensemble des différentes zones dans la pièce.

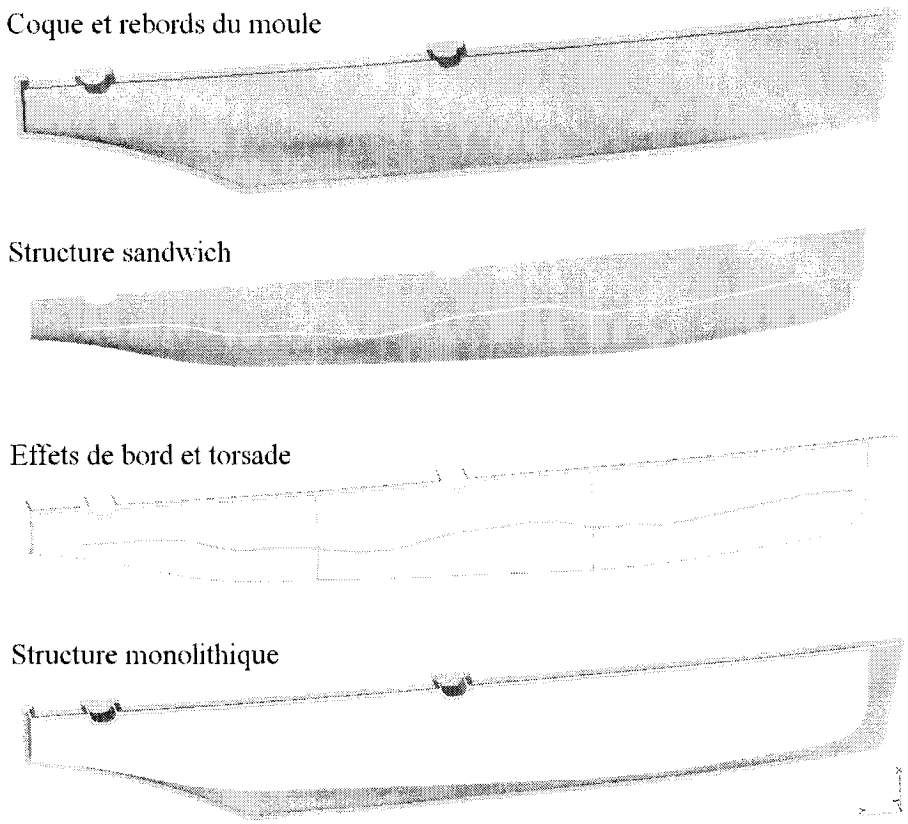


Figure 6.9 : Présentation des différentes zones.

6.2.2. Paramètres des simulations

La viscosité et la densité sont celles de la résine Derakane 411-C-45, soit respectivement 0.15 Pa*s et 1.046. Comme dans le cas des plaques sandwichs, la porosité et l'épaisseur de toutes les zones ont été fixées respectivement à 50 % et 5 mm. Rappelons une fois de plus que ces paramètres n'ont pas d'influence pour les résultats obtenus ici. La pression de vide est fixée à -50 kPa et l'effet de la pesanteur est pris en compte. Réalisés sur un ordinateur équipé d'un processeur Intel Xeon 2.8 Ghz et de 1 Go de mémoire vive, les calculs nécessitent 2 heures environ.

6.2.3. Première simulation

a) Objectif

L'enjeu de la première simulation est de savoir s'il est possible de prédire l'écoulement de résine dans les fibres en ayant un minimum d'information provenant d'expériences préliminaires. En effet, les entreprises aimeraient pouvoir obtenir des simulations réalistes aussi facilement et rapidement que possible, c'est-à-dire des simulations ne nécessitant pas le recours à des caractérisations expérimentales. Ainsi, autant que possible, les perméabilités des différentes zones seront calculées par un modèle.

b) Perméabilités choisies pour la première simulation

Pour les zones correspondant aux structures sandwich et monolithiques, les perméabilités ont été fixées en fonction des mesures effectuées lors de la fabrication réelle des plaque planes. Les valeurs retenues sont présentées dans le tableau 6.3. Pour les zones correspondant à un effet de bord, les perméabilités ont été calculées en modélisant l'infusion par un écoulement dans un tube ou dans une cavité. Examinons par exemple le cas du tube. L'équation (6.4) donne le débit Q (m^3/s) d'un fluide Newtonien dans un tube d'axe z en fonction du rayon R du tube (m) :

$$Q = -\frac{\pi R^4}{8\mu}\frac{dP}{dz} \tag{6.4}$$

où μ est la viscosité du fluide (Pa*s) et P la pression du fluide (Pa). Ainsi, la vitesse v (m/s) du fluide dans le tube se calcule par l'équation (6.5) :

$$v = \frac{Q}{\pi R^2} = -\frac{R^2}{8\mu}\frac{dP}{dz} \tag{6.5}$$

En comparant cette relation avec la loi de Darcy, on obtient l'équation (6.6) qui donne la valeur de la perméabilité équivalente :

$$K = \frac{R^2}{8}\phi \tag{6.6}$$

où ϕ est la porosité des fibres. Il est rappelé au lecteur que dans un milieu poreux, la loi de Darcy donne la formule (6.7) :

$$v = -\frac{K}{\phi \mu}\frac{dP}{dz} \tag{6.7}$$

Le même type d'analyse peut être réalisé dans le cas d'une cavité plane sachant que le débit du fluide est donné par l'équation (6.8):

$$Q = -\frac{L H^3}{12\mu}\frac{dP}{dz} \tag{6.8}$$

où H est l'épaisseur de la cavité (m) et L sa largeur (m). On trouve alors la perméabilité équivalente donnée par l'équation (6.9) :

$$K = \frac{H^2}{12}\phi \tag{6.9}$$

Le tableau 6.3 présente les différentes perméabilités calculées pour les effets de bord en fonction du modèle choisi pour une porosité de 50 %. La modélisation est très arbitraire et le choix des dimensions (rayon du tube ou épaisseur de la cavité) ne repose sur aucune expérience. On ne s'attend donc pas à ce que la simulation reproduise exactement la fabrication, mais que l'on puisse tout de même y retrouver les grands traits.

	Méthode	Perméabilité (m^2)
Structure sandwich	Mesure expérimentale	8.0^{E}-11
Structure monolithique	Mesure expérimentale	7.3^{E}-11
Canal dû à la jonction des plaques de Corecell	Modélisation par une cavité plane d'épaisseur 1 mm	4.2^{E}-8
Contour du sandwich	Modélisation par un tube de rayon 0.5 mm	1.6^{E}-8
Coin du moule	Modélisation par un tube de rayon 1.5 mm	1.4^{E}-7
Torsade	Modélisation par un tube de rayon 3 mm	5.6^{E}-7

Tableau 6.3 : Perméabilités utilisées pour la première simulation d'infusion de la coque.

c) Arrivée de résine

Dans un premier temps, l'arrivée de résine est localisée dans quelques nœuds situés au début de la torsade. La fonction de la torsade est de distribuer la résine très vite dans toute la longueur de la coque. Ceci sera reproduit dans la simulation par la forte perméabilité définie dans cette zone. Néanmoins, les résultats montrent que cela ne fonctionne pas, puisque la torsade met plus de 2 minutes à se remplir alors que dans la réalité, il suffit de 25 secondes (voir figure 6.10 et figure 6.11).

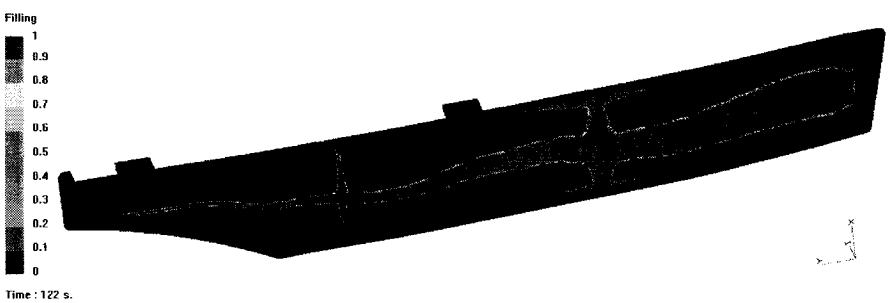


Figure 6.10 : Remplissage de la torsade en 122 secondes pour la première simulation.

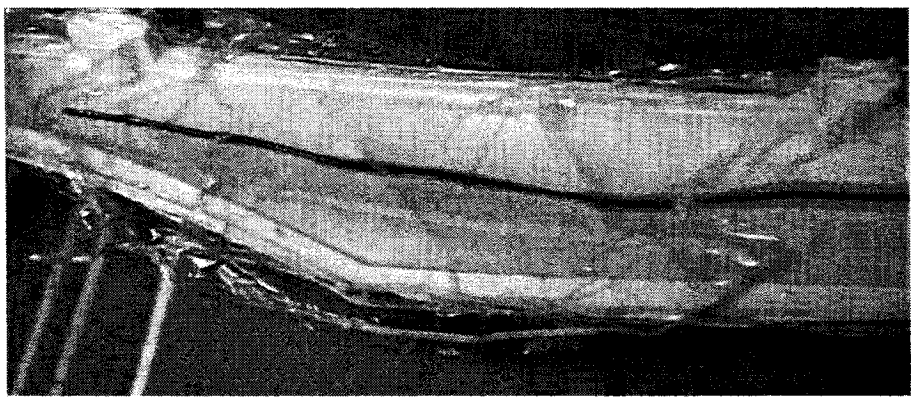


Figure 6.11 : Remplissage de la torsade à t = 25 s.

On constate également sur ces figures qu'au moment où la torsade est remplie, beaucoup plus de résine a déjà infusé le sandwich dans la simulation que dans la réalité. Ainsi, pour une meilleure modélisation de la torsade, il faudrait définir deux perméabilités : une perméabilité importante selon l'axe de la torsade et une plus faible dans le sens orthogonal. La résine simulée avancerait alors rapidement dans ce canal préférentiel, mais en sortirait plus difficilement comme ce qui se produit dans la réalité. Toutefois, les calculs de PAM-RTM ne peuvent pas faire intervenir des perméabilités ayant de écarts de plus de 4 ordres de grandeur. Dans le cas contraire, la convergence et l'exactitude des calculs ne sont pas assurées. C'est pourquoi dans la suite, l'arrivée de la résine sera modélisée à partir de tous les nœuds centraux de la torsade.

d) Analyse de la simulation

Même si la simulation a été améliorée grâce à la nouvelle modélisation de la torsade, elle reste imparfaite, car les effets de bord ont des perméabilités trop élevées par rapport aux phénomènes réels. La figure 6.12 présente un moment du remplissage où l'avancement de la résine dans les coins du moule est visiblement excessif. À cause des ces effets de bord, l'écoulement global n'est pas très conforme à la réalité et l'infusion simulée est trop rapide. Le tableau 6.4 permet de comparer rapidement cette simulation avec la fabrication réelle.

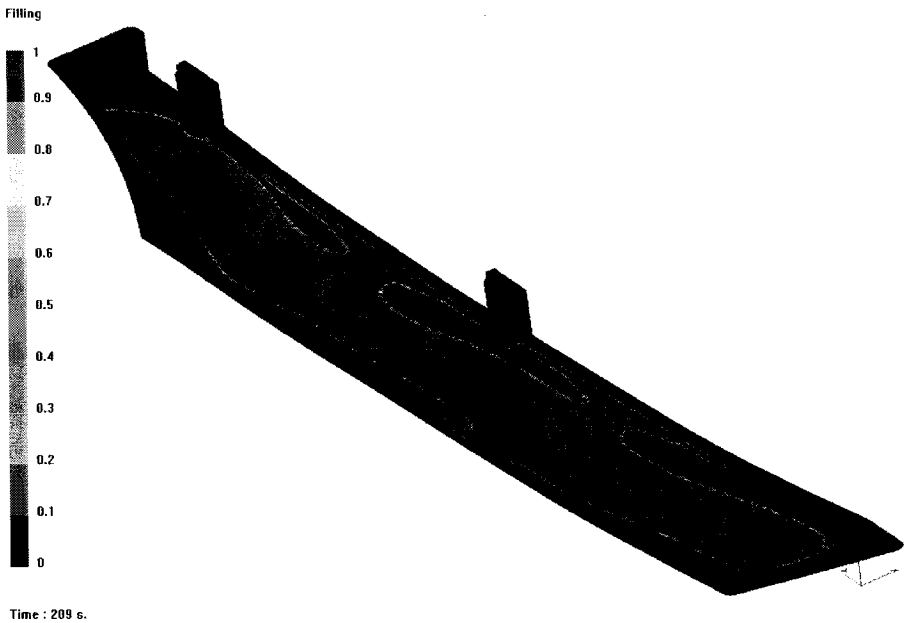


Figure 6.12 : Simulation présentant des effets de bord bien trop marqués (t = 209 s).

6.2.4. Ajustement des perméabilités

Comme le premier choix des perméabilités ne s'est pas montré concluant, de nombreuses simulations ont été effectuées afin d'ajuster les perméabilités des différentes zones de telle sorte que la simulation finale et la fabrication réelle soient le plus proche possible (voir tableau 6.4). Le tableau 6.5 indique les valeurs de perméabilité retenues.

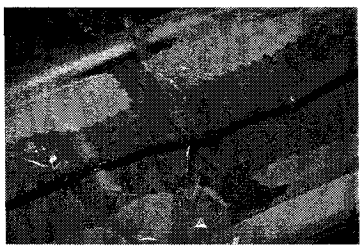
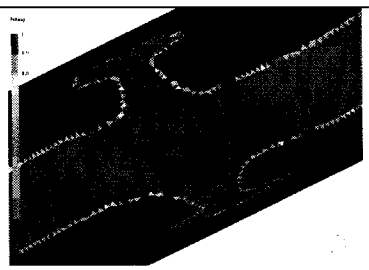
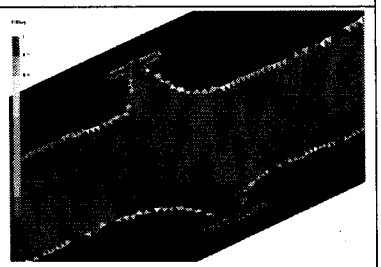
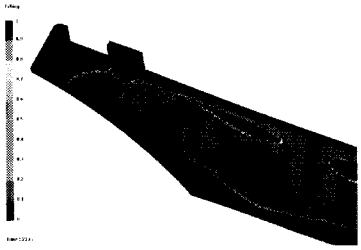
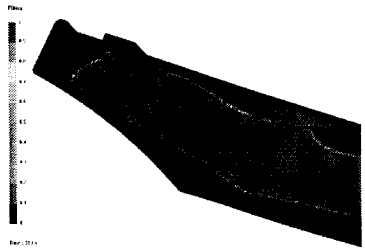
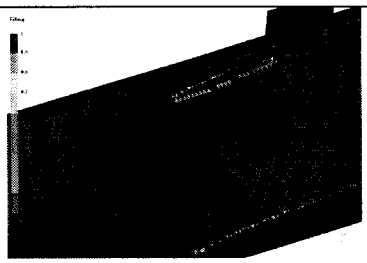
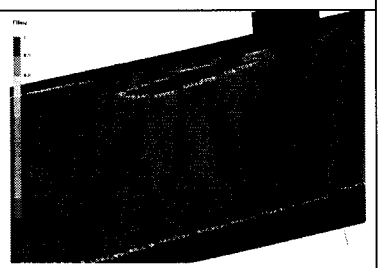
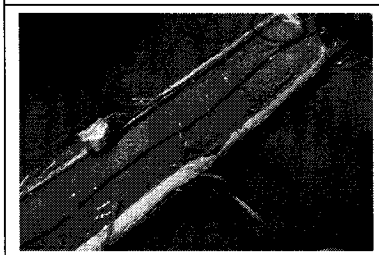
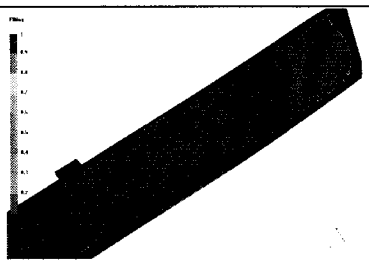
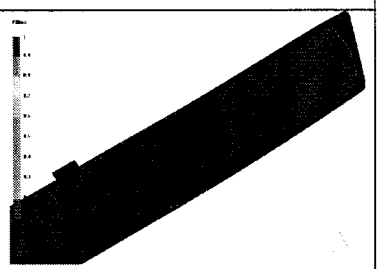
Fabrication réelle	Première simulation	Simulation ajustée
 t = 169 s	 t = 86 s	 t = 159 s
 t = 312 s	 t = 233 s	 t = 313 s
 t = 566 s	 t = 452 s	 t = 553 s
 t = 789 s	 t = 686 s	 t = 722 s

Tableau 6.4 : Comparaison des simulations avec la fabrication réelle.

	Perméabilité (m^2)
Structure sandwich	6.0^{E}-11
Structure monolithique	7.3^{E}-11
Canal dû à la jonction des plaques de Corecell	4.5^{E}-9
Contour du sandwich	8.0^{E}-9
Coin du moule	2.0^{E}-8
Torsade	1.0^{E}-8

Tableau 6.5 : Valeurs des perméabilités donnant une simulation très ressemblante à la réalité.

La comparaison de ce tableau avec le tableau 6.3 montre que les effets de bord étaient particulièrement mal modélisés. Les dimensions caractéristiques des modèles par tube ou par cavité plane qu'il aurait fallu choisir pour trouver les bonnes perméabilités sont indiquées dans le tableau 6.6. On constate tout de suite que ces dimensions sont très inférieures à la géométrie réelle de la zone où se produit l'effet. La conclusion à tirer de cette comparaison est malheureusement l'impossibilité de modéliser les effets de bord par des tubes ou des cavités planes.

	Rayon (modélisation par un tube)	Épaisseur (modélisation par une cavité plane)
Canal dû à la jonction des plaques de Corecell	0.27 mm	0.33 mm
Contour du sandwich	0.36 mm	0.44 mm
Coin du moule	0.57 mm	0.69 mm

Tableau 6.6 : Modélisation des effets de bord.

6.2.5. Analyse de la simulation

Évidemment la simulation correspond assez bien à la réalité puisque les perméabilités ont été choisies à cette fin. Néanmoins, il reste des différences non négligeables qui seront discutées dans les paragraphes suivants.

a) Bris de la mousse dans la partie arrière

La courbure de la partie arrière du moule est particulièrement grande. De ce fait, les fentes inférieures de la mousse de Corecell et parallèles à l'axe de la coque sont écartées, et la perméabilité de l'âme est augmentée dans cette direction. Il peut arriver également que la mousse se brise complètement au niveau d'une fente, créant ainsi un canal préférentiel du même type que la jonction entre deux plaques de Corecell. La figure 6.13 montre qu'un bris de la mousse suivi d'un effet de coin modifie fortement l'écoulement de résine.

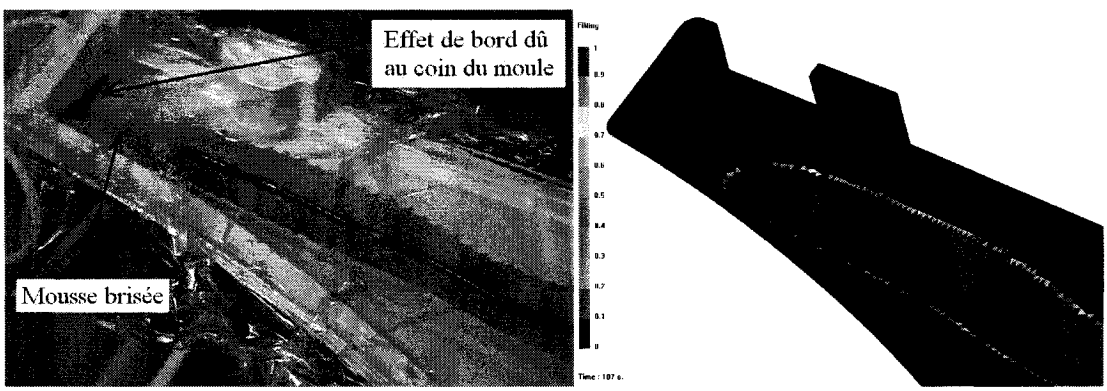


Figure 6.13 : La mousse brisée crée un canal préférentiel (t = 116 s à gauche, t = 107 s à droite).

b) Variabilité des effets de bord

Les effets de bord sont particulièrement difficiles à définir correctement, car ce sont des phénomènes liés à des imperfections d'amplitude très variable. Bien souvent, ils

dépendent du soin avec lequel le manipulateur a découpé et ajusté les matériaux dans le moule. Par exemple, si les fibres sont très bien placées dans un coin du moule, le canal créé sera petit, alors que si les fibres ne sont pas bien positionnées, l'écoulement de la résine sera très rapide dans cet espace vide. Sur la figure 6.14, on constate que la valeur de la perméabilité du coin est trop faible. Mais la figure 6.15 montre au contraire que la perméabilité utilisée est trop forte dans une autre zone où le phénomène mis en jeu est pourtant le même.

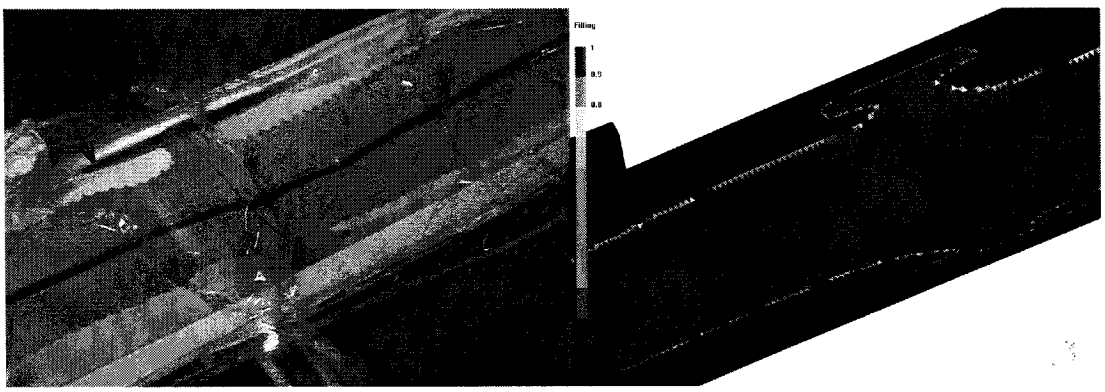


Figure 6.14 : L'effet de bord lié au coin semble sous évalué (t = 286 s à gauche, t = 300 s à droite).

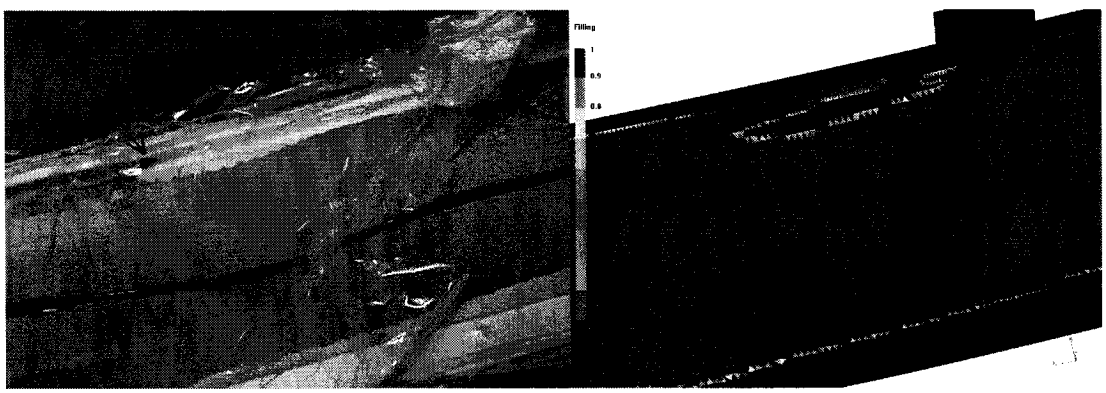


Figure 6.15 : L'effet de bord lié au coin semble surestimé (t = 566 s à gauche, t = 553 s à droite).

c) Fin de l'infusion

Plus l'infusion avance, plus la simulation s'éloigne de la fabrication réelle. Il est donc tout à fait normal de constater qu'à la fin de l'infusion, la simulation présente des différences par rapport à la réalité. Ainsi, la figure 6.16 montre la partie encore sèche des renforts un peu avant la fin de l'infusion. En réalité, il en est bien autrement : à cause du bris de la mousse, la résine imprègne rapidement les fibres situées à cet endroit.

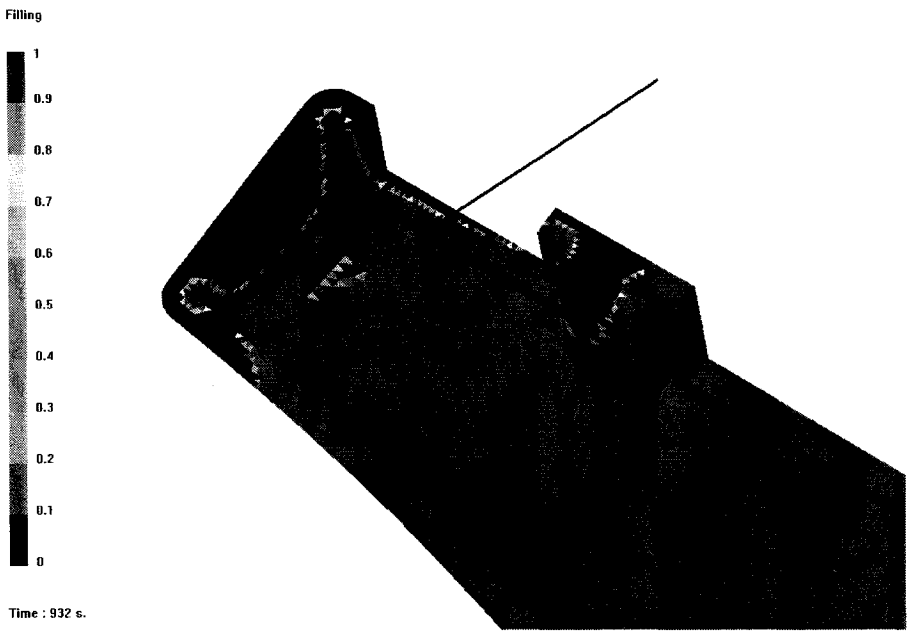


Figure 6.16 : Partie de la coque sensée être infusée vers la fin (t = 932 s).

Par ailleurs, plus la longueur de renfort imprégné est grande, plus la vitesse d'avancement de la résine est lente et plus les écarts entre simulation et fabrication réelle deviennent importants. Ainsi, le temps de remplissage total de la pièce devient difficile à prédire.

6.2.6. Corrections apportées aux simulations

Évidemment il est possible de corriger un certain nombre d'erreurs notées jusqu'à maintenant afin de faire correspondre la simulation avec la réalité. En ajoutant par exemple une zone à l'arrière de la coque de perméabilité égale à celle d'une jonction entre deux plaques de Corecell, l'effet du bris de la mousse devient prédictible (voir figure 6.17) et la fin de la simulation ressemble d'avantage à la réalité.

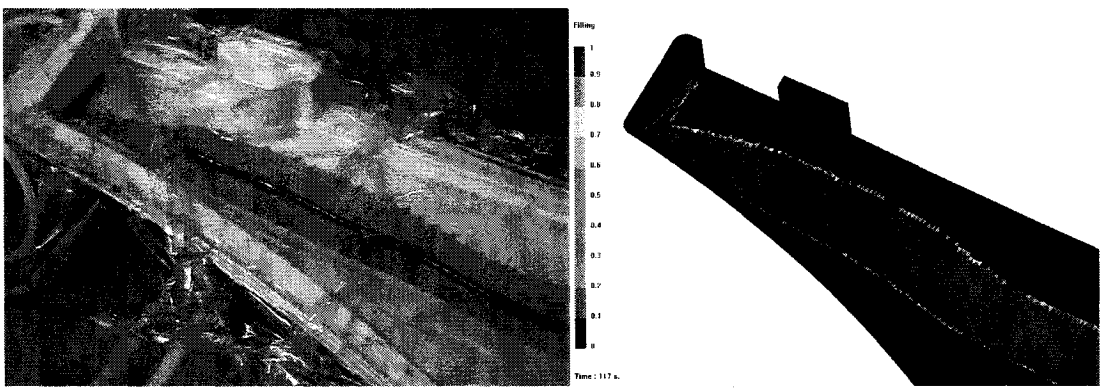


Figure 6.17 : Prise en compte du bris de la mousse (t = 112 s à gauche, t = 117 s à droite).

Cependant il ne faut pas oublier que les simulations n'ont pas pour but de reproduire une fabrication après coup, elles ont au contraire l'objectif d'anticiper de nouvelles configurations d'infusion. Ainsi, puisque le modèle créé est suffisamment proche de la réalité, il est possible de modifier la stratégie d'infusion afin de l'améliorer ou d'étudier l'effet de certains paramètres.

6.3. Exploitation des simulations

6.3.1. Prolongement de la torsade

Afin de réduire le temps de remplissage, il est probablement souhaitable de prolonger la torsade vers les zones imprégnées de résine en fin d'infusion. La figure 6.18 montre les nouveaux nœuds définis comme des points d'arrivée de résine.

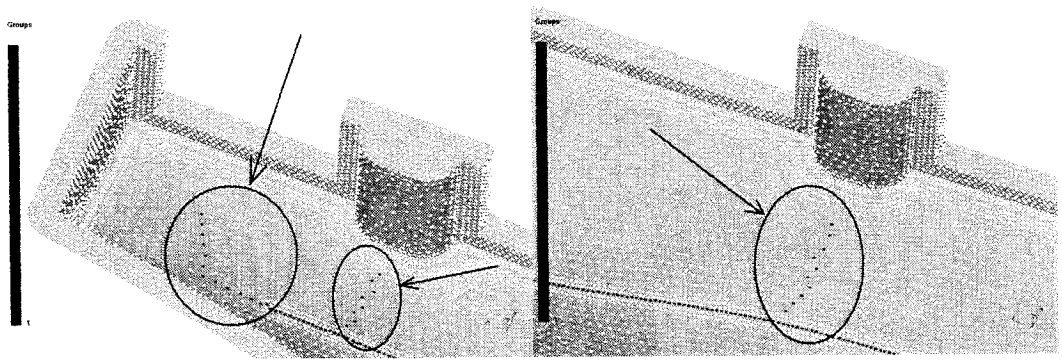


Figure 6.18 : Ajout de nœuds correspondant à l'arrivée de résine.

Avec cette nouvelle configuration, il est évident que la résine va plus vite vers les zones difficiles à imprégner : les poutres et la partie arrière de la coque (voir figure 6.19). La comparaison présentée dans la figure 6.20 avec la simulation précédente fait apparaître une avance d'environ 260 secondes pour l'infusion de la plaque et de la poutre arrières. Le temps gagné pour l'imprégnation totale de la poutre avant est plus faible mais il est tout de même égal à 170 secondes.

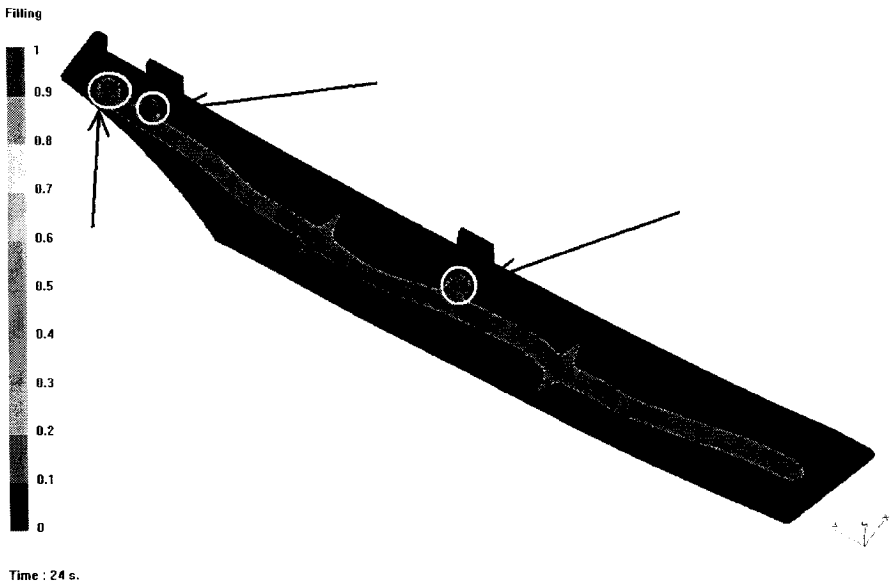


Figure 6.19 : Effet du prolongement de la torsade en début d'infusion (t = 24 s).

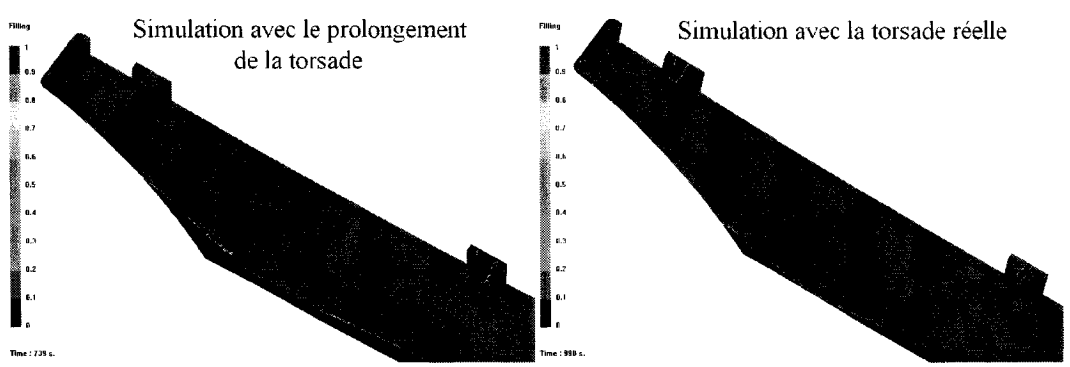


Figure 6.20 : Influence du prolongement de la torsade (à gauche, t = 739 s, à droite t = 998 s).

Néanmoins, cette solution ne présente pas que des aspects positifs : à cause de la modification de l'arrivée de résine, l'écoulement est perturbé et des emprisonnements d'air sont créés ou accentués. La figure 6.21 montre que l'arrivée rapide de la résine vers la poutre emprisonne une grande quantité d'air. La fabrication sera alors de moins bonne qualité.

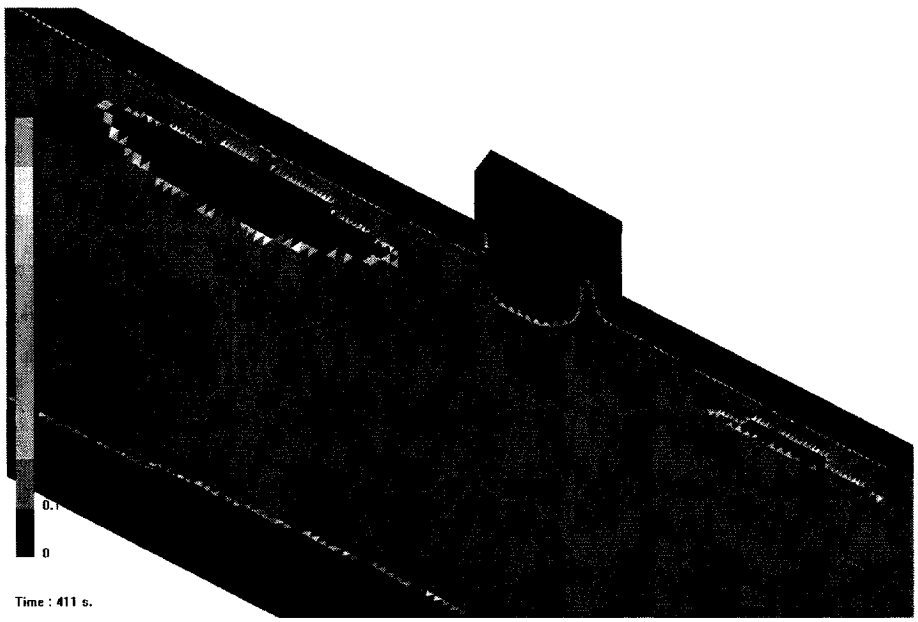


Figure 6.21 : Emprisonnements d'air dû à l'arrivée rapide de résine vers la poutre (t = 411 s).

6.3.2. Réduction de la torsade

On pourrait penser qu'au contraire une réduction de la torsade aiderait à diminuer les emprisonnements d'air. En effet puisque ces derniers sont causés par les effets de bord, il faudrait faire arriver la résine en même temps dans toutes les zones d'effets de bord. Comme la première zone concernée est la jonction entre les plaques de Corecell, il suffit de ne pas faire arriver la résine tout de suite dans cette partie. Du point de vue numérique, il suffit de retirer un certain nombre de nœuds du groupe constituant l'arrivée de résine. Du point de vue expérimental, il faudrait par exemple utiliser un tuyau plutôt qu'une torsade pour ces parties. Afin de rendre tout de suite la simulation aussi réaliste que possible, il convient de modéliser tous les effets causés par ce changement et notamment le fait que le tuyau posé sur les fibres créera un effet de bord sur ses côtés. Ainsi les deux choses à changer dans la simulation sont :

- le retrait d'un certain nombre de nœuds du groupe correspondant à l'arrivée de résine (voir figure 6.22).

- la perméabilité de la zone de ces nouveaux bouts de tuyau pour prendre en compte l'effet de bord créé.

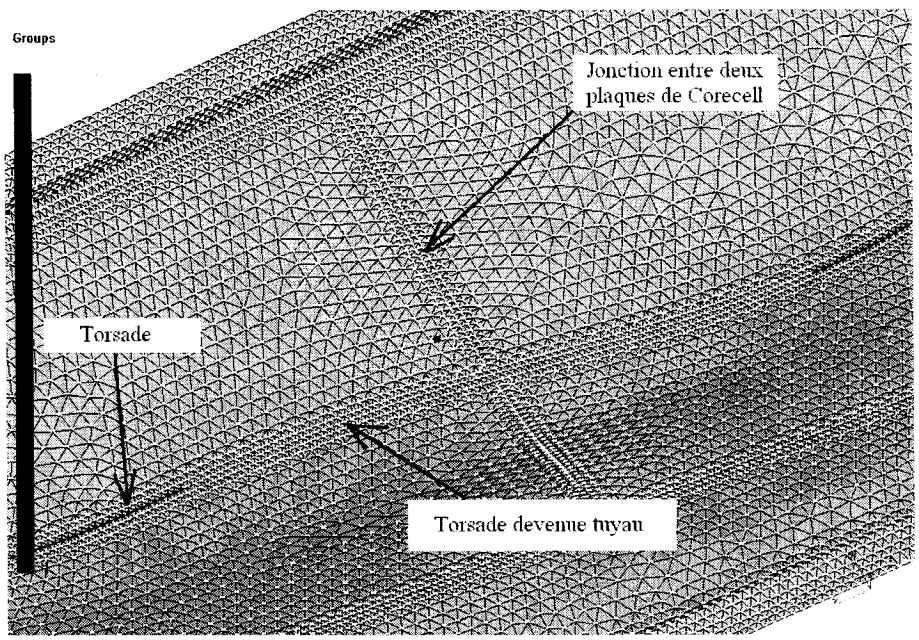


Figure 6.22 : Réduction de la longueur de la torsade afin d'éviter des emprisonnements d'air.

La simulation prouve qu'en effet la plupart des emprisonnements d'air sont plus petits (voir figure 6.23), mais elle montre aussi que certains sont plus grands au contraire. Ainsi il faudrait réaliser de nouvelles simulations en retirant plus ou moins de nœuds afin d'obtenir la meilleure stratégie possible. Pour la simulation effectuée, le temps de remplissage prédit est 1464 secondes, ce qui est plus que pour la simulation initiale.

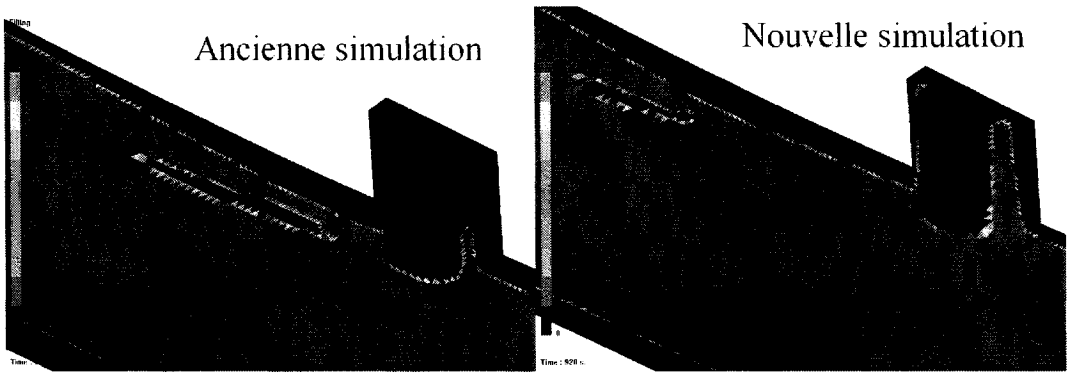


Figure 6.23 : Réduction de l'emprisonnement d'air par la réduction de la torsade.

6.3.3. Infusion par le contour de la coque

Si l'on cherche à obtenir une infusion rapide, l'infusion par le contour de la coque est très certainement une bonne solution, puisque l'arrivée de résine se fait sur une étendue plus grande. La simulation permet de vérifier cette idée : le temps de remplissage est égal à 1033 s, c'est-à-dire 173 secondes de moins. Néanmoins des emprisonnements d'air sont créés dans les poutres et dans la partie arrière de la pièce, qui sont des parties où la coque doit être particulièrement résistante (voir figure 6.24). De plus, comme l'illustre la figure 6.25, des emprisonnements d'air se produisent à trois endroits différents, ce qui n'est pas à conseiller pour la fabrication réelle.

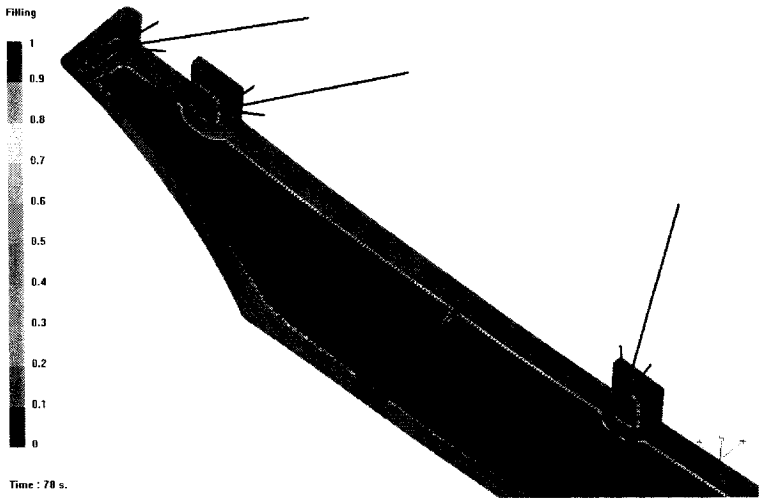


Figure 6.24 : Emprisonnements d'air lors de l'infusion par le tour (t = 78 s).

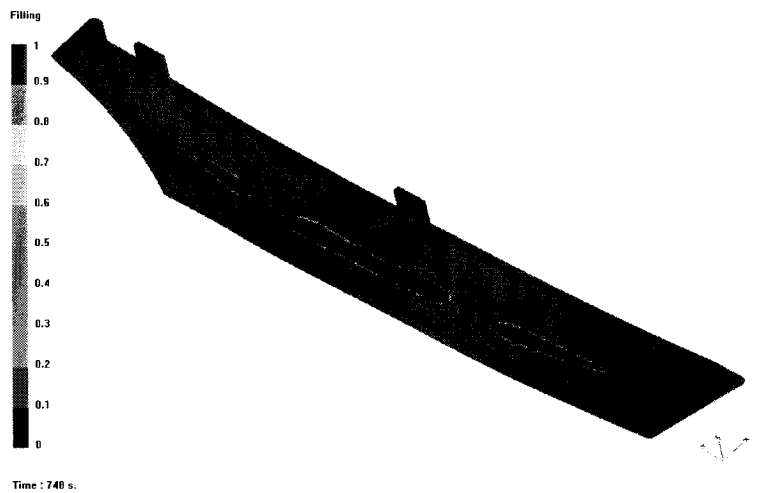


Figure 6.25 : La résine se referme à trois endroits différents lors de l'infusion par le tour (t = 748 s).

6.3.4. Bilan

Des quatre simulations précédentes, c'est l'infusion par le contour de la coque qui donne le temps de remplissage le plus court (voir tableau 6.7). Néanmoins, sa mise en place peut être plus délicate car la prise de vide doit se faire à trois endroits précis. Comme il a

été dit précédemment, les effets de bords et autres effets parasites ne peuvent pas être prédits avec exactitude et l'endroit précis où le front de résine se referme ne pourra pas être déterminé par la simulation et ne sera d'ailleurs probablement pas le même d'une fabrication à l'autre. Par ailleurs, puisque l'infusion se fait par le contour, les pertes de résine seront plus importantes que dans les autres cas, puisque la torsade d'arrivée de résine sera environ 2.5 fois plus longue qu'auparavant.

Simulation initiale	Prolongement de la torsade	Réduction de la torsade	Infusion par le contour
1205 s = 20 min 5 s	1186 s = 19 min 46 s	1464 s = 24 min 24 s	1033 s = 17 min 13 s

Tableau 6.7 : Temps de remplissage des quatre simulations.

D'autre part, c'est l'infusion avec la réduction de la torsade qui produit le moins d'air emprisonné dans la pièce. Compte tenu de la faible différence entre les temps de remplissage, c'est probablement la solution à adopter afin d'améliorer la qualité de la pièce produite. Il ne faut pas perdre de vue que le temps de fabrication d'une pièce par infusion dépend principalement du temps passé à la préparation de l'infusion : préparation du moule, application du gel coat, découpe des matériaux, mise en place des renforts, fermeture du sac à vide, etc. Ainsi quelques minutes supplémentaires ne représentent pas une perte de temps significative sur la production complète de la demi-coque.

CONCLUSION

Ce travail a porté sur la conception et la fabrication d'une pièce composite sandwich par infusion, à savoir une coque de catamaran. Même si l'infusion est aujourd'hui largement répandue, la modélisation numérique du procédé reste encore au stade de développement, en particulier pour les composites sandwichs.

La coque a été conçue en utilisant le krigeage paramétrique des courbes et des surfaces pour définir la géométrie à l'aide d'un minimum de points de contrôle. Ainsi un outil efficace fut créé pour ajuster facilement la forme et les dimensions de la coque. Par ailleurs, le niveau de flottaison et l'assiette du catamaran ont été calculés pour s'assurer que la coque répondait aux attentes du concepteur. Il serait possible d'ajouter de nouvelles options au programme afin de calculer par exemple la ligne de flottaison lorsque le catamaran gîte. Par ailleurs, disposant ainsi d'un modèle numérique de la géométrie de la coque, il serait très intéressant de réaliser une étude hydrodynamique de l'écoulement de l'eau autour du bateau.

Ensuite, l'étude des efforts appliqués sur le catamaran a permis de modéliser les déformations élastiques de la structure du bateau. Compte tenu des matériaux choisis pour la fabrication de la coque, les calculs ont montré que les déformations ne seront pas trop importantes et que la coque résistera à la tension des haubans et de l'étais. Néanmoins, pour une étude complète, il faudrait étudier d'autres cas de chargement ainsi que l'influence des chocs avec les vagues ou les rochers, etc.

Afin de se familiariser avec le procédé d'infusion pour les matériaux choisis, des plaques sandwichs planes ont d'abord été fabriquées. Ces expériences ont également permis de mesurer la perméabilité des renforts et de calculer le taux de fibres dans les peaux. On a pu vérifier que les rainures dans le Corecell jouent un rôle utile pour la diffusion de la résine, mais que la résine qui y polymérise cause un gain de poids néfaste. Ainsi l'intérêt de ces rainures dépend de l'application considérée. Des échantillons ont été découpés dans les plaques afin de réaliser des essais de flexion 3 points et 4 points. Les résultats ont montré que le comportement des échantillons en flexion est fonction de l'épaisseur du sandwich, mais il fut difficile de calculer précisément les rigidités de flexion et de cisaillement à partir des essais effectués. À l'avenir, il faudra réaliser ces deux essais sur le même échantillon pour en tirer une valeur plus précise des deux coefficients de rigidité. Après avoir caractérisé les propriétés mécaniques des matériaux, il devient possible de calculer précisément la déformation de la coque en fonction des efforts qu'elle subit et de comparer les résultats à des expériences réelles.

Afin de réaliser une infusion performante, des simulations préliminaires ont été effectuées avec le logiciel PAM-RTM sur un modèle simplifié et une stratégie d'infusion efficace fut retenue pour minimiser le temps d'infusion et la formation d'emprisonnements d'air. La fabrication des coques a illustré les principales difficultés rencontrées lors d'une infusion et le processus a pu être amélioré par étapes successives. Il s'est avéré que les effets de bord ont une influence très importante sur l'écoulement général de la résine à travers les matériaux et que le soin apporté à la découpe et au placement des matériaux a une influence primordiale pour obtenir une pièce de bonne qualité.

Enfin, grâce aux mesures de perméabilités effectuées sur les plaques sandwichs, il fut possible de réaliser des simulations d'infusion proches des fabrications réelles.

Néanmoins, quelques ajustements furent nécessaires pour les faire correspondre de façon plus précise avec l'expérience. En effet la variabilité des effets de bord rend la modélisation délicate et il est quasiment impossible de prédire avec exactitude le déplacement du front de résine tout au long de l'infusion. Néanmoins, même si les simulations ne sont pas parfaites, elles constituent un bon outil pour prédire les différences que l'on obtiendrait en changeant certains paramètres comme la stratégie d'infusion. Ainsi, une nouvelle disposition de la ligne d'injection est proposée pour réduire les emprisonnements d'air dans les fibres et diminuer le temps d'infusion de la coque.

RÉFÉRENCES

[1] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIAL 2000. *Standard Test Method for Flexural Properties of Sandwich Constructions (ASTM C 393 - 00)*. West Conshohocken, United States : ASTM.

[2] BAZERGUI, A. 2002. *Résistance des matériaux*. Montréal : Presses internationales Polytechnique. xv, 715 p p.

[3] BEAR , J. 1972. *Dynamics of fluids in porous media*. New York : American Elsevier Pub. Co. xvii, 764 p p.

[4] DAI, J., PELLATON, D., HAHN, H.T. 2003. "A Comparative Study of Vacuum-Assisted Resin Transfer Molding (VARTM) for Sandwich Panels". *Polymer Composites* . 24:6. 672-685.

[5] DIAB. http://www.diabgroup.com/ (Page consultée le 15 July 2005)

[6] DULLIEN , F.A.L. 1979. *Porous media : fluid transport and pore structure*. New York : Academic Press. xx, 396 p p.

[7] GEBART, B.R. 1992. "Permeability of unidirectional reinforcements for RTM". *Journal of Composite Materials*. 26:8. 1100-1133.

[8] GIBSON, L.J., ASHBY, M.F. 1988. *Cellular solids structure & properties*. Oxford Angleterre, Toronto : Pergamon Press . ix, 357 p p.

[9] GREENE, E. 1999. *Marine composites*. Annapolis, Md : Eric Greene Associates.

[10] GUTELLE, P. 2001. *Architecture du voilier.* Cenon, France : Loisirs Nautiques.

[11] GUTOWSKI, T.G., CAI, Z., BAUER, S., BOUCHER, D., KINGERY, J., WINEMAN, S. 1987. "Consolidation experiments for laminate composites". *Journal of Composite Materials.* 21:7. 650-669.

[12] GUTOWSKI, T.G., CAI, Z., KINGERY, J., WINEMAN, S.J. 1986. "Resin flow/fiber deformation experiments.". *SAMPE Quarterly.* 17:4. 54-58.

[13] JOUBAUD, L., ACHIM, V., LE CORVEC, J. 2003. "Numerical simulation of resin infusion and reinforcement consolidation under flexible cover". *Polymer Composites.*

[14] JOUBAUD, L., TROCHU, F., LE CORVEC, J. 2003. "Analysis of resin under flexible cover in vacuum assisted resin infusion (VARI)". *Journal of Advandced Materials.*

[15] LEROUGE ERIK 1991. *Matériaux composites.* Cenon, France : Loisirs Nautiques.

[16] MALLICK , P.K. 1993. *Fiber-reinforced composites : materials, manufacturing, and design.* New York : Marcel Dekker. xi, 566 p p.

[17] NETCOMPOSITES. http://www.netcomposites.com/ (Page consultée le 15 July 2005)

[18] RAGONDET, A. , CORREIA, N.C., ROBITAILLE, F., LONG, A.C., RUDD, C.D. 2002. "Experimental investigation and modelling of the vacuum infusion process". *ECCM-10 (European Conf. on Composite Materials, Spn. ESCM: European Society for Composite Materials).* Bruges, Belgique :

[19] ROBITAILLE, F., GAUVIN, R. 1998. "Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results". *Polymer Composites.* 19:2. 198-216.

[20] SHIPSHA, A. 2001. *Failure of sandwich structures with sub-interface damage.*

KUNGLIGA TEKNISKA HOGSKOLAN (SWEDEN).

ANNEXES

ANNEXE I - Fiches de montage pour les essais de flexion

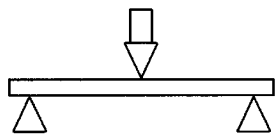
FICHE DE MONTAGE

Flexion 3 points

Norme ASTM D 790 - 92

Norme ASTM C 393 - 00 (sandwichs)

Machine et salle	MTS bleue, A-384 (Voir photo)
Ordinateur et logiciel	Carnot, TestLoop (ou Ératosthène, TestLoop)
Responsable	Christian-Charles Martel (4003)



Sécurité

La force exercée par la MTS étant particulièrement importante, il faudra évidemment faire attention à ses doigts !
Le port de lunettes de sécurité est obligatoire, recommandé ?
Attention, les pièces du montage sont lourdes. Soyez particulièrement vigilants durant le dévissage des pièces qui vous tomberont dans les mains !

Arrêt d'urgence	Le contrôleur est équipé d'un bouton d'arrêt d'urgence (voir figure I.2). La console de l'ordinateur reproduit ce même bouton, il joue le même rôle que celui du contrôleur si la connection entre l'ordinateur et le contrôleur est active.

Montage	
Description du support	Le support est composé de deux parties : Sur la partie mobile de la MTS (en bas) : un double appui à espacement ajustable. Le laboratoire dispose d'un support étroit (voir figure I.3) et d'un large (voir figure I.4). Sur la partie fixe de la MTS (en haut) : une barre d'appui (voir figure I.5).
Rangement du support	Toutes les pièces du support sont rangées sur l'étagère dans le coin du A-384 en face des MTS, à côté de la machine qui permet d'étudier les chocs.
Description du capteur	La cellule de charge de la MTS (50 kN) ou l'une des cellules de charge KAP-S des JJ (1 kN, 20 kN et 30 kN).
Rangement du capteur	Les cellules de charge KAP-S des JJ et les pièces servant à les fixer sur la MTS sont rangées dans l'armoire vitrée dans le coin gauche (lorsque l'on entre) du local A-374.
Installation du montage	L'installation du montage peut être faite par les étudiants. Néanmoins si la hauteur de la barre transversale de la MTS doit être changée, ils devront demander l'aide du technicien.
Échantillons	
Forme	Rectangulaire
Dimensions	Longueur : de 5 cm à 70 cm environ Largeur : inférieure à 6 cm Épaisseur : Il n'y a pas d'épaisseur maximale. Selon la norme suivie pour les essais, certains rapports entre les dimensions des échantillons devront être respectés
Protocole des essais	

Installation du montage :

- S'assurer que la hauteur de la barre transversale de la MTS (partie fixe) est adéquate pour fixer le montage, puis pour permettre de réaliser les essais. Sinon, demander l'aide du technicien pour la modifier.
- Visser le double appui dans la partie mobile de la MTS en ajoutant une paire de collets pour le serrage.
- Serrer les collets (voir figure I.6).
- Régler l'espacement des deux appuis.
- Installer au besoin une cellule de charge KAP-S avec les pièces

adéquates en la vissant dans la cellule de charge de la MTS.
- Visser la barre d'appui dans la cellule de charge en ajoutant une paire de collets pour le serrage et la positionner pour que l'appui soit orienté convenablement.
- Serrer les collets (voir figure I.6).
- Orienter le double appui parallèlement à l'appui supérieur (il suffit de tourner à la main le support).
- Vérifier que la MTS est en mode « basse pression » (commutateur jaune en dessous du contrôleur, voir figure I.2).
- Allumer le contrôleur (voir figure I.2) et choisir le mode « PC Control » dans le menu (attention, pour choisir une option, il faut appuyer sur « Esc »)

Démarrage et configuration du logiciel :
- S'assurer que le contrôleur est bien branché à l'ordinateur de contrôle par le port COM2.
- Démarrer le programme TestLoop-C sur l'ordinateur et choisir le protocole « Flexion ».
- Configurer la vitesse de déplacement et la force maximale ou le déplacement maximal à atteindre.
- Cliquer sur « Connect », puis sur « On » pour établir le lien entre l'ordinateur et la MTS.

Procédure de l'essai :
- Mettre la MTS en mode « basse pression » grâce au commutateur jaune en dessous du contrôleur (voir figure I.2).
- Placer l'échantillon sur le double appui.
- Utiliser les boutons de déplacement de la MTS pour rapprocher l'appui de l'échantillon (pour plus de précision, il est possible d'utiliser le mode « haute pression »).
- Mettre la MTS en mode « haute pression » grâce à le commutateur jaune en dessous du contrôleur.
- Démarrer l'essai en cliquant sur « Test ».
- Quand l'essai est fini, remettre en mode « basse pression ».
- Enregistrer les données de l'essai en cliquant sur le graphique avec le bouton droit de la souris puis en choisissant : « Edit », « Control », « File I/O », « Data », « Save ». Les données doivent être enregistrées dans le répertoire « C:\Program Files\Testloop\Data ».

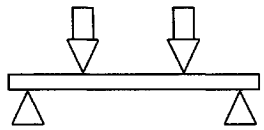
Après utilisation :
- Mettre la MTS en mode « basse pression » grâce au commutateur jaune en dessous du contrôleur (voir figure I.2).
- Éteindre le contrôleur.
- Enregistrer ses résultats avec une clé USB ou une disquette pour les transférer sur son compte personnel.
- Éteindre l'ordinateur.

FICHE DE MONTAGE

Flexion 4 points

Norme ASTM D 790 - 92
Norme ASTM C 393 - 00

Machine et salle	MTS bleue, A-384 (voir figure I.1)
Ordinateur et logiciel	Carnot, TestLoop (ou Ératosthène, TestLoop)
Responsable	Christian-Charles Martel (4003)



Sécurité

La force exercée par la MTS étant particulièrement importante, il faudra évidemment faire attention à ses doigts !
Le port de lunettes de sécurité est obligatoire.
Attention, les pièces du montage sont lourdes. Soyez particulièrement vigilants durant le dévissage des pièces qui vous tomberont dans les mains !

Arrêt d'urgence	Le contrôleur est équipé d'un bouton d'arrêt d'urgence (voir figure I.2). La console de l'ordinateur reproduit ce même bouton, qui joue le même rôle que celui du contrôleur si la connection entre l'ordinateur et le contrôleur est active.

Montage

Description du support	Le support est composé de deux parties : Sur la partie mobile de la MTS (en bas) : le double appui large à espacement ajustable (voir figure I.4). Sur la partie fixe de la MTS (en haut) : le double appui étroit à espacement ajustable (voir figure I.3).
Rangement du support	Toutes les pièces du support sont rangées sur l'étagère dans le coin du A-384 en face des MTS, à côté de la machine qui permet d'étudier les chocs.
Description du capteur	La cellule de charge de la MTS (50 kN) ou l'une des cellules de charge KAP-S des JJ (1 kN, 20 kN et 30 kN).

Rangement du capteur	Les cellules de charge KAP-S des JJ et les pièces servant à les fixer sur la MTS sont rangées dans l'armoire vitrée dans le coin gauche (lorsque l'on entre) du local A-374.
Installation du montage	L'installation du montage peut être faite par les étudiants. Néanmoins si la hauteur de la barre transversale de la MTS doit être changée, ils devront demander l'aide du technicien.

Échantillons

Forme	Rectangulaire
Dimensions	Longueur : de 5 cm à 70 cm environ Largeur : inférieure à 6 cm Épaisseur : Il n'y a pas d'épaisseur maximale. Selon la norme suivie pour les essais, certains rapports entre les dimensions des échantillons devront être respectés

Protocole des tests

Installation du montage :

- S'assurer que la hauteur de la barre transversale de la MTS (partie fixe) est adéquate pour fixer le montage, puis pour permettre de réaliser les essais. Sinon, demander l'aide du technicien pour la modifier.
- Visser le double appui dans la partie mobile de la MTS en ajoutant une paire de collets pour le serrage.
- Serrer les collets (voir figure I.6).
- Régler l'espacement des deux appuis.
- Installer au besoin une cellule de charge KAP-S avec les pièces adéquates en la vissant dans la cellule de charge de la MTS.
- Fixer le double appui étroit dans la cellule de charge en ajoutant une paire de collets pour le serrage et le positionner pour que l'appui soit orienté convenablement.
- Serrer les collets (voir figure I.6).
- Orienter le double appui parallèlement à l'appui supérieur (il suffit de tourner à la main le support).
- Vérifier que la MTS est en mode « basse pression » (commutateur jaune en dessous du contrôleur, voir figure I.2).
- Allumer le contrôleur (voir figure I.2) et choisir le mode « PC Control » dans le menu (attention, pour choisir une option, il faut appuyer sur « Esc »)

Démarrage et configuration du logiciel :

- S'assurer que le contrôleur est bien branché à l'ordinateur de contrôle par le port COM2.
- Démarrer le programme TestLoop-C sur l'ordinateur et choisir le protocole « Flexion ».
- Configurer la vitesse de déplacement et la force maximale ou le

déplacement maximal à atteindre.

- Cliquer sur « Connect », puis sur « On » pour établir le lien entre l'ordinateur et la MTS.

Procédure de l'essai :

- Mettre la MTS en mode « basse pression » grâce au commutateur jaune en dessous du contrôleur (voir figure I.2).
- Placer l'échantillon sur le double appui.
- Utiliser les boutons de déplacement de la MTS pour rapprocher l'appui de l'échantillon (pour plus de précision, il est possible d'utiliser le mode « haute pression »).
- Mettre la MTS en mode « haute pression » grâce à le commutateur jaune en dessous du contrôleur.
- Démarrer l'essai en cliquant sur « Test ».
- Quand l'essai est fini, remettre en mode « basse pression ».
- Enregistrer les données de l'essai en cliquant sur le graphique avec le bouton droit de la souris puis en choisissant : « Edit », « Control », « File I/O », « Data », « Save ». Les données doivent être enregistrées dans le répertoire « C:\Program Files\Testloop\Data ».

Après utilisation :

- Mettre la MTS en mode « basse pression » grâce au commutateur jaune en dessous du contrôleur (voir figure I.2).
- Éteindre le contrôleur.
- Enregistrer ses résultats avec une clé USB ou une disquette pour les transférer sur son compte personnel.
- Éteindre l'ordinateur.

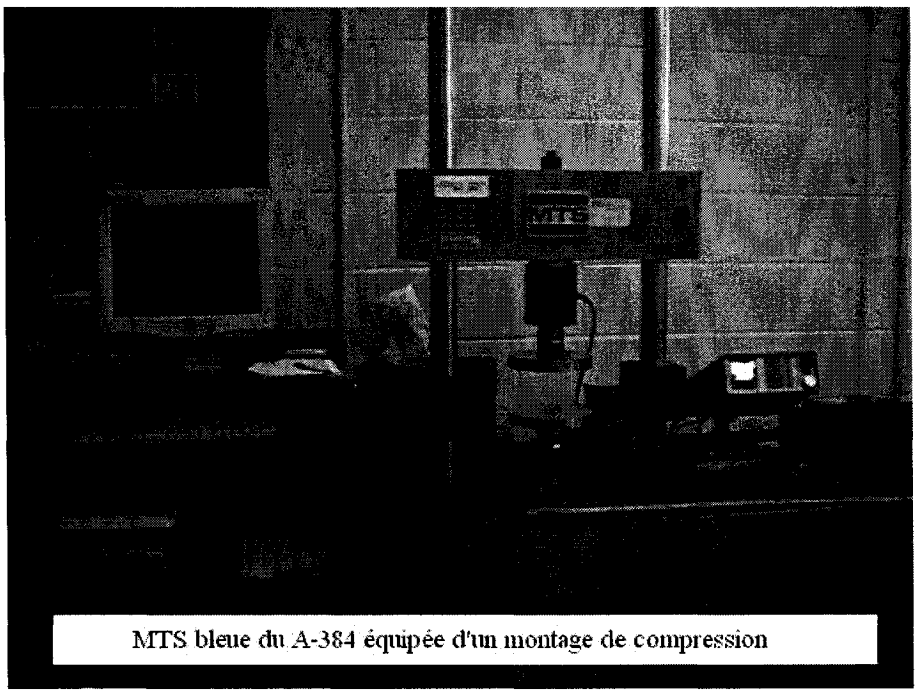


Figure 0.1 : MTS bleue du local A-384.

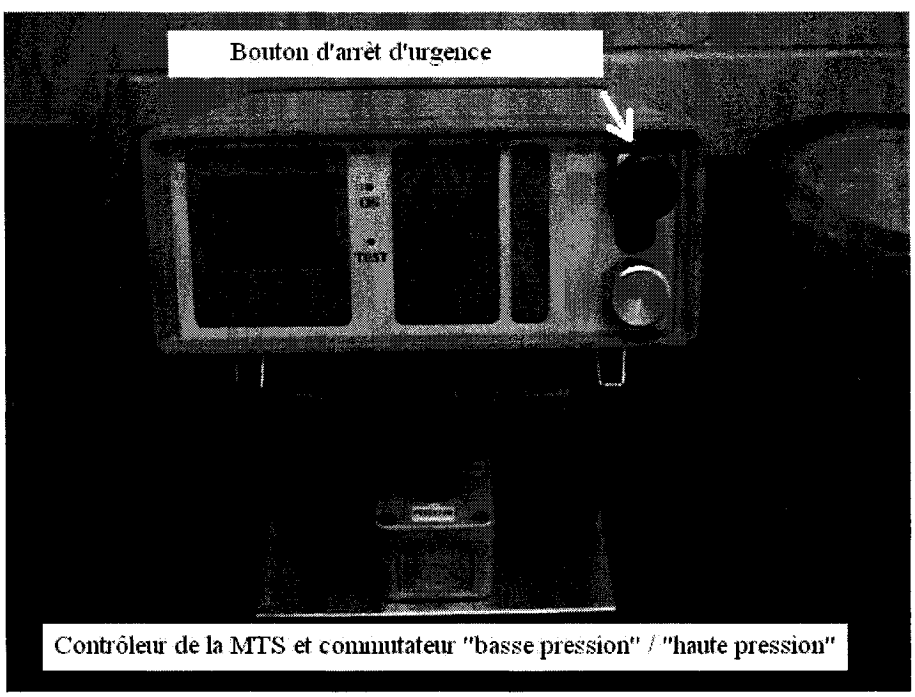


Figure 0.2 : Contrôleur de la MTS.

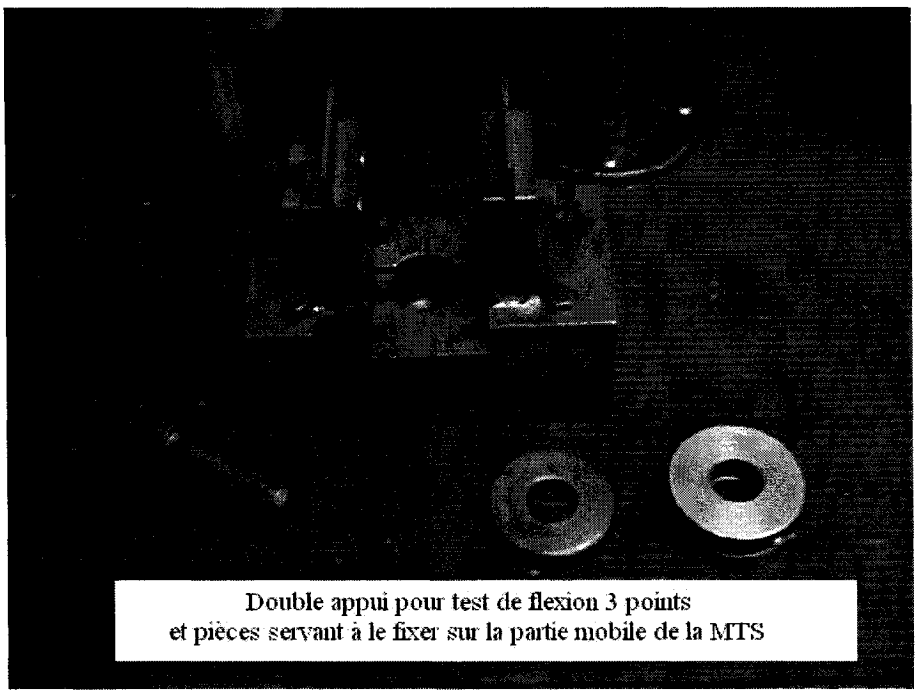


Figure 0.3 : Double appui étroit pour les essais de flexion3 points et 4 points.

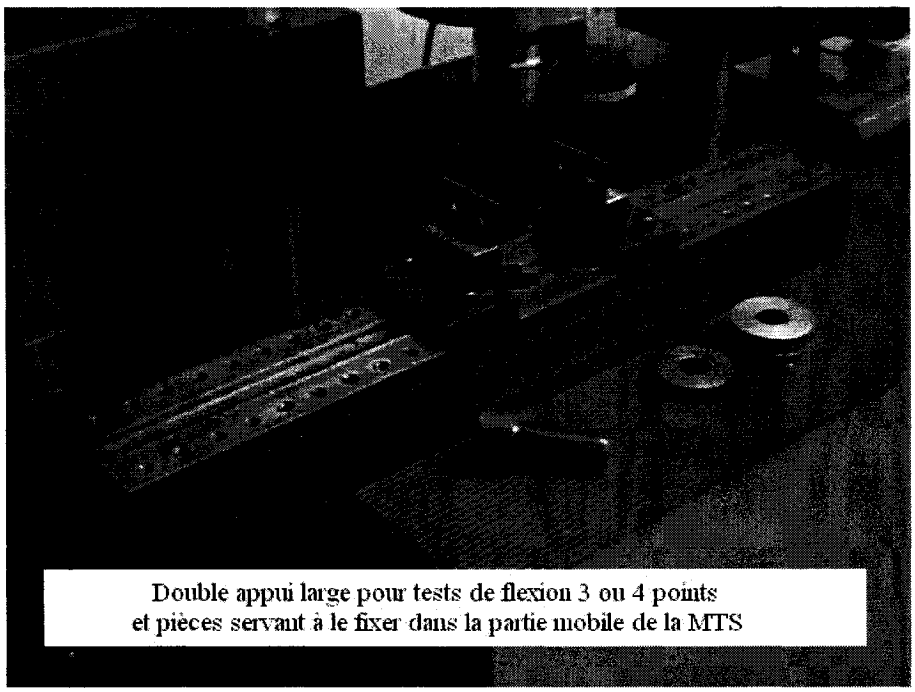


Figure 0.4 : Double appui large pour les essais de flexion 3 points et 4 points.

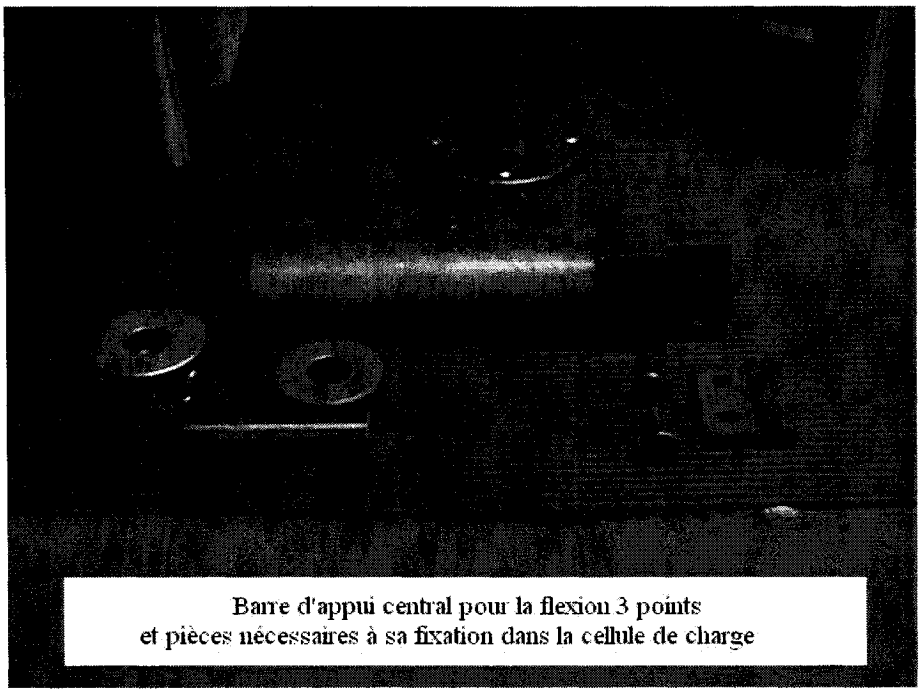


Figure 0.5 : Barre d'appui pour les essais de flexion 3 points.

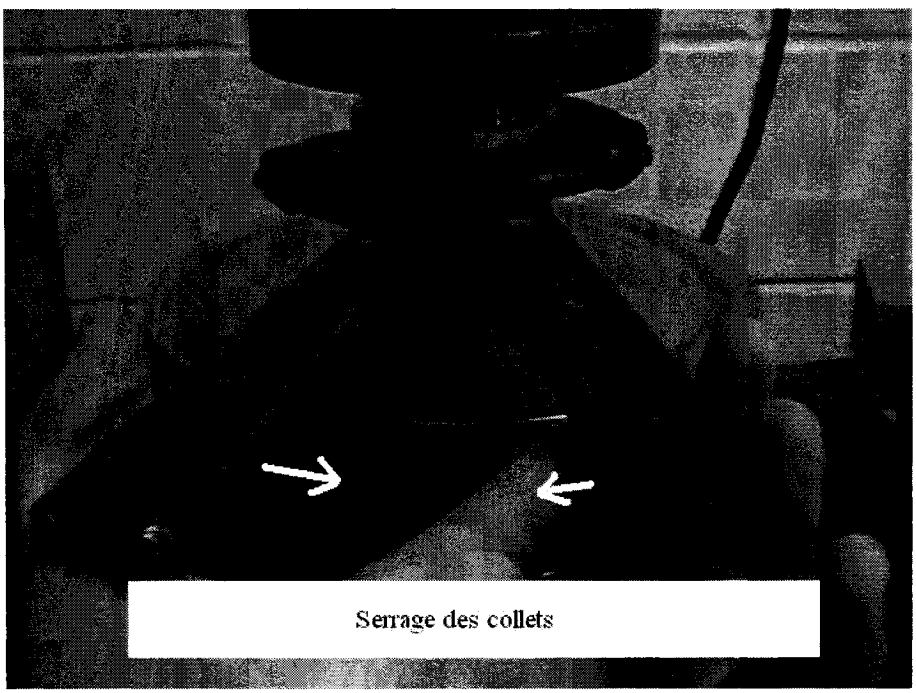


Figure 0.6 : Serrage des collets.

ANNEXE II - Application du gel coat

Cette fiche technique a été écrite en août 2004 après la fabrication de la coque de catamaran.

II.1. Intérêt du gel coat

Le principal intérêt du gel coat est de donner aux pièces composites un joli fini de surface pour la surface de la pièce en contact avec le moule. En effet, on obtient ainsi une surface lisse, blanche ou colorée. Le gel coat présente un intérêt secondaire d'ordre pratique, qui est très appréciable : puisqu'il est possible de placer les renforts lorsque le gel coat est encore collant, les fibres tiennent en place dans le moule. La fabrication de pièces composites complexes s'en trouve alors grandement facilitée.

II.2. Produits et outils

Dans le cas de la coque, le gel coat utilisé est le produit « F707 Super white » de la compagnie Mia. Il est distribué par MF Composites (voir coordonnées en annexe V) et coûte environ 12 Dollars canadiens par litre. Pour la formulation du gel coat, c'est le catalyseur Norox® MEKP-9 qui a été utilisé. Les flacons de 50 mL coûtent 3 Dollars canadiens à MF Composites. Le nettoyage des outils s'effectue avec de l'acétone. Les outils utilisés sont le « pistolet » branché au conduit d'air pressurisé (voir figure II.1) et les peignes permettant de vérifier l'épaisseur de gel coat appliqué.

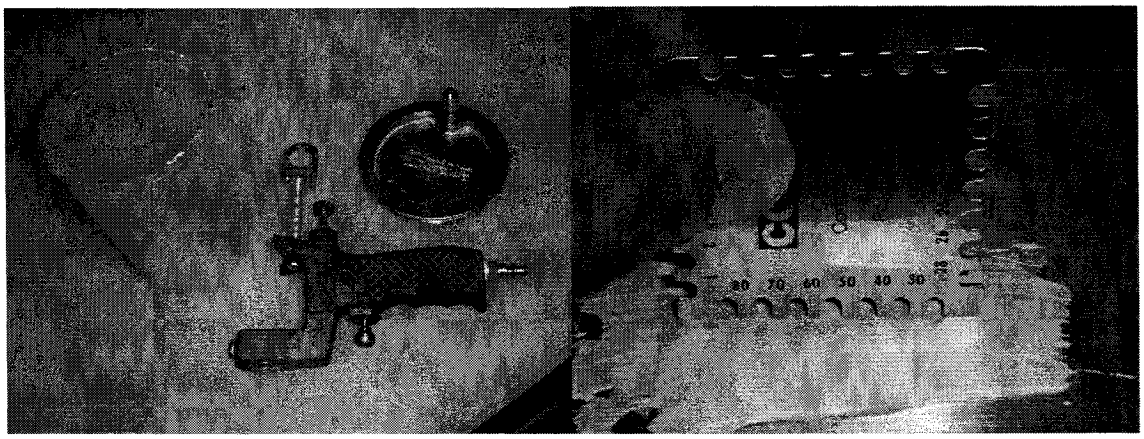


Figure 0.7 : Pistolet utilisé pour pulvériser le gel coat et peigne utilisé pour mesurer son épaisseur.

II.3. Application du gel coat

Cette partie présente le mode d'application du gel coat dans le moule. Néanmoins le lecteur ne doit pas oublier de lire les règles de sécurité présentées plus loin.

II.3.1. Préparation préliminaire

L'application du gel coat se fait par pulvérisation. Il faudra en premier lieu protéger l'espace de travail, aussi bien le plancher que les murs autour. Ensuite, il faut s'assurer que la pression d'air comprimé est réglée à la pression voulue. Pour ma part, je travaille habituellement à 30 kPa au dessus de la pression atmosphérique. Enfin, le manipulateur doit vérifier que l'aspiration d'air fonctionne et que les fenêtres sont fermées. Ainsi l'air sera aspiré des salles voisines pour être évacué par les conduits d'aspiration. Pour être certain que l'écoulement d'air est dans ce sens, l'usager peut prendre une languette de papier, la tenir à un bout entre deux doigts et la placer près des dessous de portes et autres endroits où l'air peut s'écouler : la déflexion du bout libre de la languette indiquera le sens de l'écoulement d'air.

II.3.2. Formulation du gel coat

Puisque le temps de gel recherché est de l'ordre de 20 minutes, le gel coat est catalysé avec le Norox® MEKP-9, catalyseur très réactif. La compagnie Progress Plastiques recommande d'utiliser 2 % de MEKP concentré à 7 % pour une température ambiante moyenne. L'usager devra faire un test pour vérifier le temps de gel dans les conditions de température et d'humidité du laboratoire où il travaille. En effet, une variation de quelques degrés Celsius produit une modification notable du temps de gel. Dans les essais réalisés, le plus souvent 1.75 g de MEKP concentré à 9 % pour 100 g de gel coat ont été utilisés à une température de l'ordre de 21 degrés Celsius et un taux d'humidité autour de 40 %.

Le volume et par suite la quantité de gel coat à formuler peuvent être prédits en multipliant la surface de la pièce par l'épaisseur désirée et en ajoutant 10 à 15 % pour les pertes.

II.3.3. Le maniement du pistolet

Une fois le gel-coat formulé et bien mélangé, le manipulateur doit verser le gel-coat dans le conteneur du pistolet, puis replacer l'ensemble sur le pistolet.

La pulvérisation du gel-coat se fait naturellement en appuyant sur la gâchette du pistolet et en penchant le pistolet de façon à faire couler le gel coat jusqu'à l'embout de pulvérisation. Le couvercle du conteneur possède un petit orifice permettant à l'air de pénétrer, l'usager devra toujours veiller à ne pas trop pencher le pistolet pour ne pas boucher ce petit orifice (voir figure II.2). Si celui-ci est bouché, le gel coat ne pourra pas être projeté convenablement et l'usager devra arrêter la pulvérisation et déboucher l'orifice à l'aide d'une petite pointe.

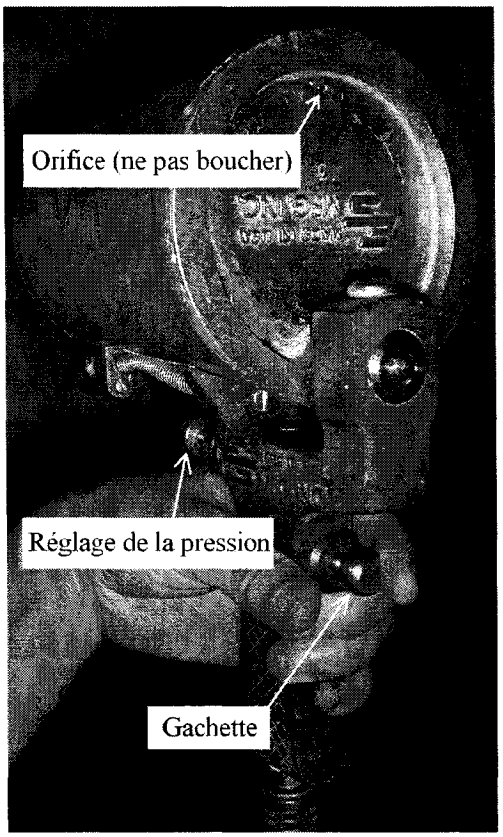


Figure 0.8 : Orifice, bouton de réglage de la pression et gachette du pistolet.

La distance entre le pistolet et le moule devra être d'environ 60 cm. La pression de projection pourra être ajustée à l'aide de la molette placée en arrière du pistolet afin d'obtenir un jet de gel coat suffisamment atomisé (voir figure II.2).

Afin d'éviter toute accumulation de gel coat, le manipulateur devra commencer la pulvérisation vers un mur, puis revenir sur le moule quand le jet est régulier (ce qui se fait presque instantanément). De la même façon, il faudra veiller à ne pas arrêter la pulvérisation au dessus du moule, puisqu'une goutte de gel coat tombe souvent quand on relâche la gâchette.

II.3.4. Épaisseur de gel coat

L'épaisseur de gel coat à appliquer est de 0.5 mm ou 20 millièmes de pouce. Plus mince, il polymériserait moins bien et pourrait ne pas être suffisamment opaque. Plus épais, ce ne serait pas bon non plus car il chaufferait trop en polymérisant. Idéalement il est préférable de déposer 3 couches de 7 millièmes de pouce, mais une seule couche de 20 millièmes de pouce est tout à fait satisfaisante.

Pour vérifier l'épaisseur atteinte, le manipulateur dispose de petits peignes de forme carrée. Il suffit de poser un des côtés sur la surface et de regarder quelles dents du peigne ont touché le gel coat (voir figure II.1). Il y restera un peu de gel coat sur le peigne. Les épaisseurs correspondantes sont indiquées au dessus des dents du peigne. L'usager pourra effacer les traces du peigne en pulvérisant un peu de gel coat à cet endroit.

II.3.5. Polymérisation du gel coat

Puisque le gel coat est déposé en couche mince, le temps de gel dans le moule ne sera évidemment pas le même que celui de 20 minutes mesuré lors des tests. Il sera plutôt de 40 minutes ou plus. Néanmoins, il est possible de poser les fibres sur le gel coat dès que celui-ci est amoureux, « tacki » en anglais, c'est-à-dire solide et collant, mais pas complètement polymérisé. Le manipulateur peut vérifier que cet état est atteint en posant, puis en retirant son doigt du gel coat. Il ne devra pas y avoir de gel coat collé sur le doigt. Il est également possible de poser les fibres plus tard, mais le gel coat ne sera plus collant. L'adhésion entre le gel coat et le composite sera moins bonne, bien que suffisante pour la plupart des applications courantes.

II.3.6. Lavage du matériel

Le manipulateur devra laver le pistolet et les peignes avec de l'acétone aussitôt la pulvérisation terminée. Il est possible de laisser tremper l'embout du pistolet dans l'acétone après le lavage mais attention à ne pas le faire avec les peignes puisque les indications seront effacées.

II.3.7. Conseils

Pour obtenir une surface plus homogène, le manipulateur devra veiller à faire différents passages en variant le sens de ses mouvements : horizontalement, puis verticalement puis en diagonale, etc. Par ailleurs, il est conseillé de commencer par les zones anguleuses plutôt que par les surfaces planes. En effet comme elles sont plus difficiles à « gel caoter », la projection sur les surfaces voisines est inévitable. Le manipulateur pourra ensuite ajuster sa pulvérisation sur les surfaces planes pour atteindre l'épaisseur voulue. Le contraire n'est pas possible et l'épaisseur de gel coat serait inévitablement trop grande.

II.4. Règles de sécurité

Comme le gel-coat contient du styrène, sa pulvérisation fait naître des émanations de ce produit. Le styrène est un produit toxique d'odeur forte. Ainsi, l'application de gel-coat doit se faire dans une salle ventilée avec une aspiration d'air dans le bas de la salle. En effet, le styrène est plus lourd que l'air et reste au niveau du sol. Le manipulateur veillera à laisser fonctionner l'aspiration d'air plusieurs heures après la pulvérisation pour évacuer toute trace de styrène.

Le personnel présent dans la pièce doit porter un masque adéquat, composé d'un filtre à particules et de deux cartouches filtrant les substances organiques. Afin de vérifier

l'étanchéité du masque au niveau du contact avec le visage, l'usager doit procéder à deux tests : le premier consiste à boucher avec la main l'orifice de sortie d'air et à souffler dans le masque, le second consiste à boucher les deux orifices d'entrée d'air et à inspirer. Dans les deux cas, l'usager doit sentir que le masque colle bien à la peau et qu'il n'y a pas de fuite.

Comme dans tout travail au laboratoire, le manipulateur doit porter des lunettes de protection, une blouse, des gants et des chaussures fermées.

ANNEXE III - Bagging

Cette fiche technique a été écrite au cours du mois d'août 2004 après la fabrication d'une moitié de coque de catamaran pour laquelle Luc Desjardins de la compagnie Mystère a apporté une aide précieuse.

III.1. Préambule

Le bagging est une étape cruciale dans l'infusion, peut être la plus importante et la plus délicate. Elle consiste à placer et à coller le film plastique qui servira de contre-moule pour l'infusion. La réussite d'un bon sac à vide conduit à la fabrication d'une belle pièce. Cependant si celui-ci est mal fait, différents défauts de fabrication peuvent apparaître. En particulier, s'il y a des fuites d'air, la pression de vide ne pourra pas être maintenue, les fibres ne seront pas complètement imprégnées et la pièce composite devra être rejetée. Il est inutile de se lancer dans l'infusion d'une pièce composite si le sac à vide n'est pas étanche.

III.2. Avant de commencer

III.2.1. Matériaux et outils

Le sac à vide doit être préparé avec un film plastique compatible avec la résine utilisée et la température de la cuisson (s'il y a cuisson). Dans le cas d'une fabrication à température ambiante, le film Wrightlon d'AirTech a été utilisé avec la résine vinylester Derakane de Dow. Le film plastique est collé au moule à l'aide de domdom, un ruban adhésif double face épais, supportant lui aussi la température de la cuisson. Les essais réalisés ont montré que le domdom jaune, AT200Y, de la compagnie General Sealants Inc présente de meilleures caractéristiques que le beige, GS213 : il colle mieux sur lui-même et aux tuyaux. Il est plus flexible donc plus facile à pousser dans les trous.

III.2.2. Cas du sac à vide complet

Habituellement le film plastique est collé sur les rebords du moule mais, il est aussi possible de fabriquer un sac complet comme une chaussette autour du moule. Faire un sac à vide complet permet de réduire le risque de fuite notamment pour les pièces présentant des bords anguleux. En effet, si le domdom n'épouse pas bien la forme des angles, il y aura des fuites dans les coins du moule. Néanmoins un sac à vide complet nécessite deux fois plus de film plastique. Cette solution a été retenue pour la fabrication de la coque ; c'est pourquoi la suite de cette fiche concernera essentiellement le sac à vide complet. Si le manipulateur décide de faire un sac à vide complet, il devra veiller à ce qu'aucune arrête saillante en dessous du moule ne perce le film plastique.

III.2.3. Pour une bonne adhésion du domdom

Le domdom devra être collé le plus proprement possible sur le moule et le sac plastique. Le manipulateur devra faire attention à éviter tous les plis du sac plastique sur la surface collée au domdom. Comme le domdom est flexible, il est possible de lui faire emprunter des lignes courbes. Néanmoins les lignes droites sont préférables puisque le collage du film plastique sera ainsi plus facile. Deux morceaux de domdom peuvent être collés l'un sur l'autre sans aucun problème. De cette façon, on peut raccorder deux morceaux. Il ne faudrait en aucun cas raccorder deux morceaux en les mettant bout à bout. Le manipulateur devra bien presser tous les endroits « à risque » comme les raccords entre deux morceaux de domdom, les contours des tuyaux, etc. Par ailleurs, il faut veiller à ce qu'il n'y ait pas de brin de fibre collé sur le domdom. En particulier si le brin traverse toute la largeur du domdom, le film ne pourra pas adhérer et inévitablement il y aura une fuite.

III.3. Bagging

III.3.1. Procédure

Dans le cas d'un sac à vide ordinaire, il faut commencer par coller le domdom sur le moule en suivant le contour de la pièce. Ensuite il faut positionner les tuyaux et s'assurer que tous les éléments ont été placés dans le moule (renforts, tissu d'arrachage, torsades, etc.). Enfin, il reste à coller le film plastique. La procédure est illustrée à la figure III.1.

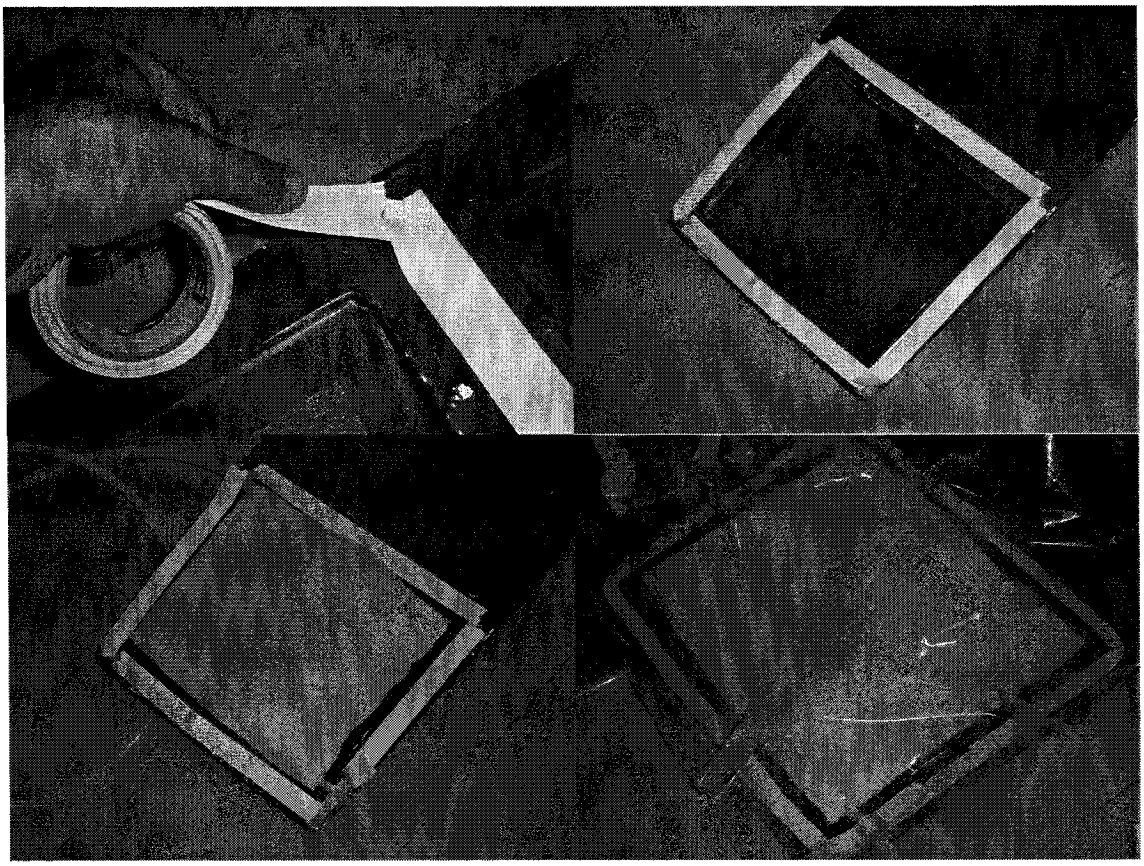


Figure 0.9 : Procédure de bagging dans le cas d'un sac à vide ordinaire.

La procédure de bagging dans le cas d'un sac à vide complet est présentée à la figure III.2. Il faut commencer par placer la moitié du film sous la coque. Il n'est pas nécessaire de laisser du mou dans le film plastique sous le moule puisque le sac à vide n'a pas besoin d'épouser parfaitement tous les recoins du dessous du moule (voir figure III.3). Au contraire, cela compliquerait la tâche inutilement. Ensuite, il faut coller le domdom sur le contour de la moitié du film plastique qui sera placée au dessus du moule. Après avoir positionné les tuyaux et s'être assuré que tous les éléments ont été placés dans le moule, il suffit de coller la moitié du film plastique supérieur sur la moitié inférieure.

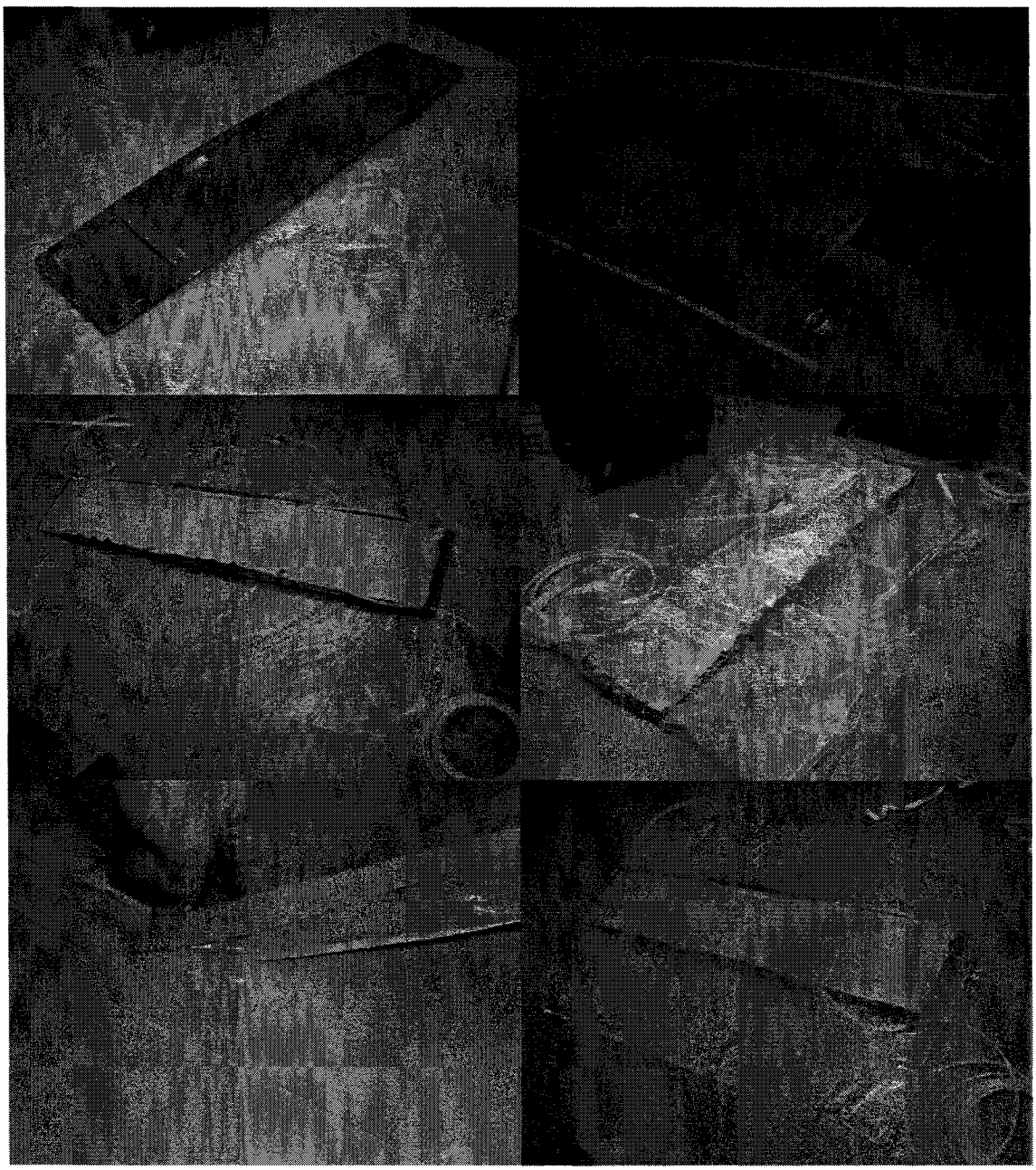


Figure 0.10 : Procédure de bagging dans le cas d'un sac à vide complet.

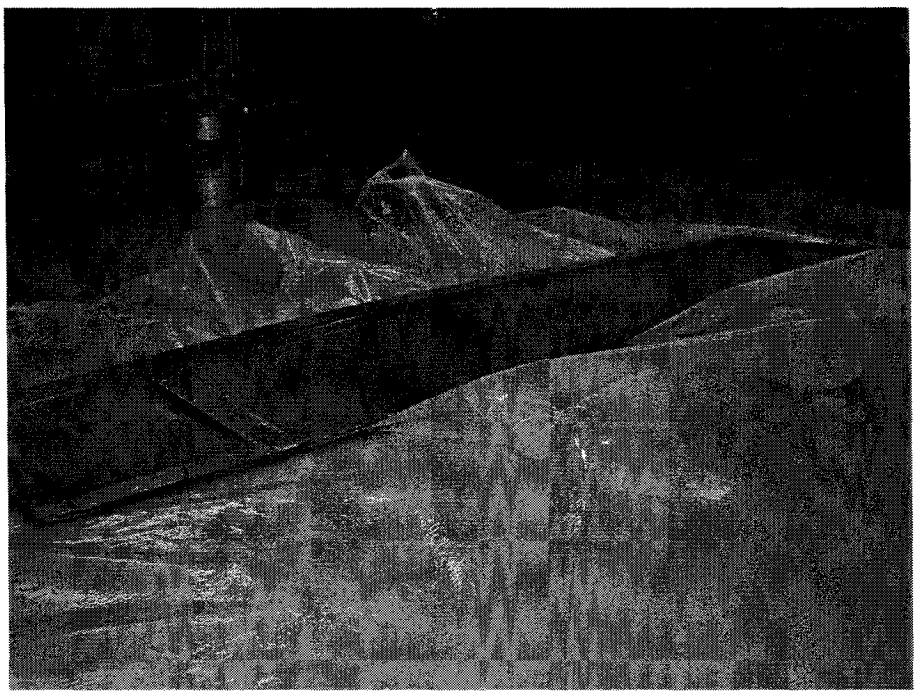


Figure 0.11 : Mou inutile laissé dans le film plastique sous le moule.

III.3.2. Oreilles de lapin

Les oreilles de lapin ont pour but de laisser plus de film plastique disponible à un endroit du moule. Elles sont tout à fait indispensables pour des pièces complexes. Il ne faudra pas hésiter à faire de nombreuses et grandes oreilles de lapin pour donner au sac toute l'ampleur dont il a besoin pour recouvrir la pièce entière. En effet, si on laisse trop de film plastique, ceci ne représente pas un problème pour la fabrication de la pièce, puisque le vide « collera » le surplus de film plastique. En revanche, si on ne laisse pas suffisamment de film plastique, celui-ci ne pourra pas épouser la forme du moule correctement et la pièce finale présentera des zones riches en résine.

Dans le cas d'un sac à vide ordinaire, pour créer une oreille de lapin, il faut coller un ruban de domdom sur le film plastique puis le pincer en son milieu, le coller sur lui-

même jusqu'à 5 cm de ses extrémités environ et puis coller les deux extrémités sur le domdom déjà posé sur le moule (voir figure III.4). L'ensemble formera un « T ».

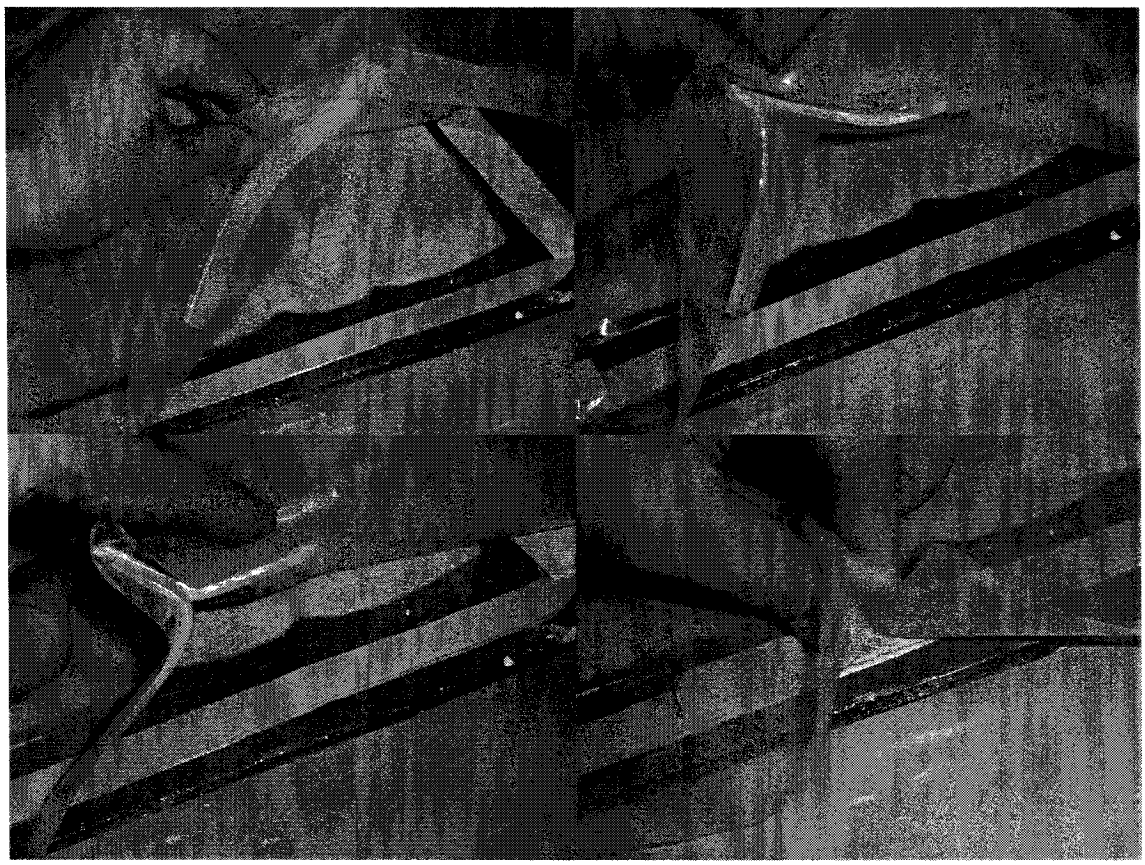


Figure 0.12 : Création d'une oreille de lapin dans le cas d'un sac à vide ordinaire.

Dans le cas d'un sac à vide complet, la méthode est la même. Néanmoins, l'ajout d'un morceau de domdom est inutile (voir figure III.5).

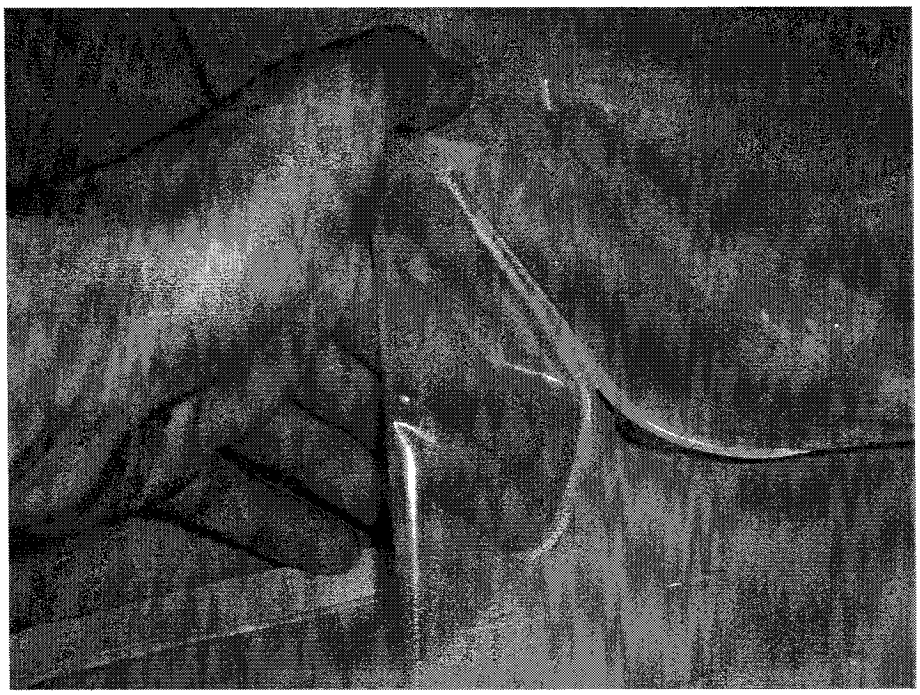


Figure 0.13 : Collage d'un oreille de lapin dans le cas d'un sac à vide complet.

III.3.3. Revenir droit

Lorsque l'on part de travers en collant le film plastique et que l'on approche trop du bord du film, il ne faut pas chercher à tirer en diagonale et à tordre le film pour revenir dans l'axe. En effet, on risquerait de créer de petits plis propices à des fuites. Pour revenir droit, il suffit de faire une petite oreille de lapin en collant le morceau de domdom en biais sur le sac plastique. Ainsi, on reviendra dans l'axe naturellement.

III.3.4. Collage des tuyaux

Pour coller un tuyau dans le cas d'un sac à vide complet, il suffit de faire une oreille de lapin en plaçant le tuyau dans le pincement du domdom, c'est-à-dire dans la pointe inférieure du « T » (voir figure III.6). Le manipulateur prendra garde de bien presser le

domdom en particulier à l'endroit où les deux côtés se recollent l'un sur l'autre et contre le tuyau.

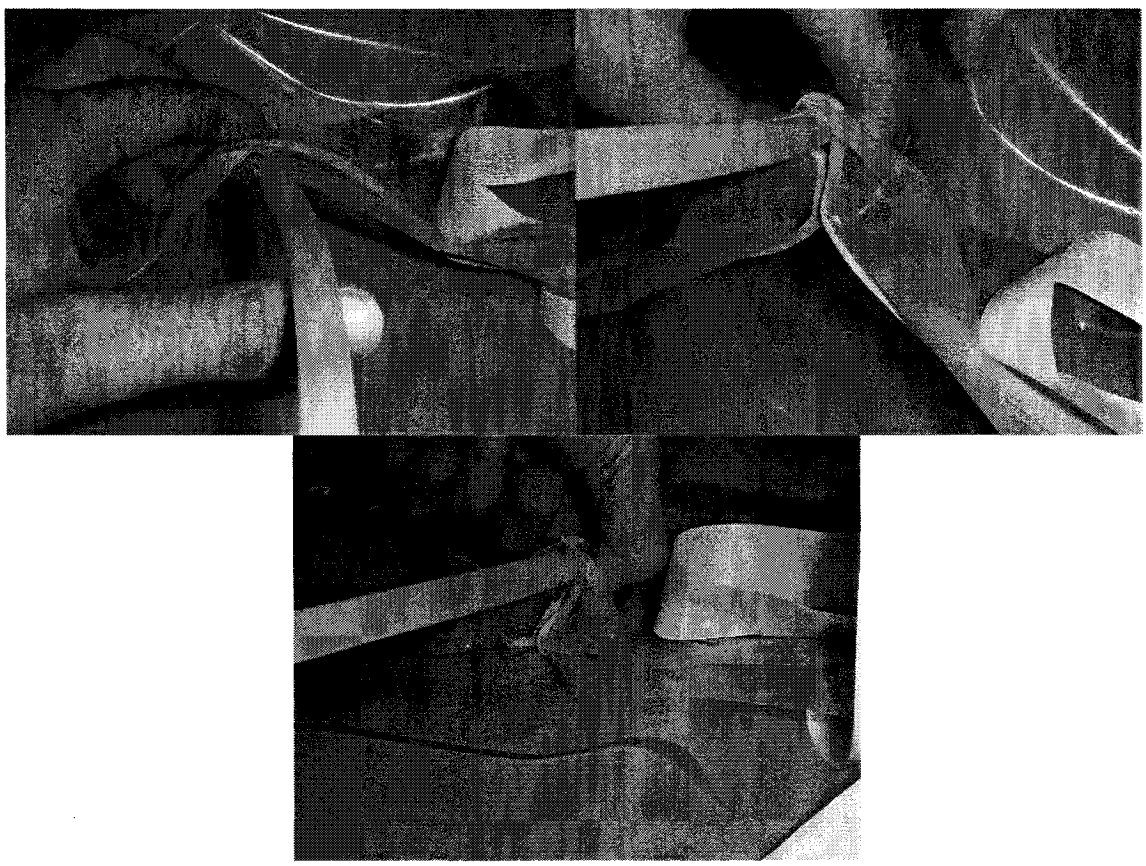


Figure 0.14 : Collage d'un tuyau dans une oreille de lapin.

Dans le cas d'un sac à vide ordinaire, un sac collé sur le moule, la meilleure façon de procéder serait identique. Néanmoins il est possible de faire comme suit : placer le tuyau sur le domdom collé au moule, construire un escalier de domdom de chaque côté du tuyau avec des bouts de domdom de taille croissante, puis recouvrir l'ensemble avec un long bout de domdom et enfin, coller le film sur ce gros assemblage (voir figure III.7). Comme cette technique implique le collage de beaucoup de morceaux de domdom, il existe des risques de fuite aux raccords entre les morceaux. C'est pourquoi cette méthode n'est pas recommandée.

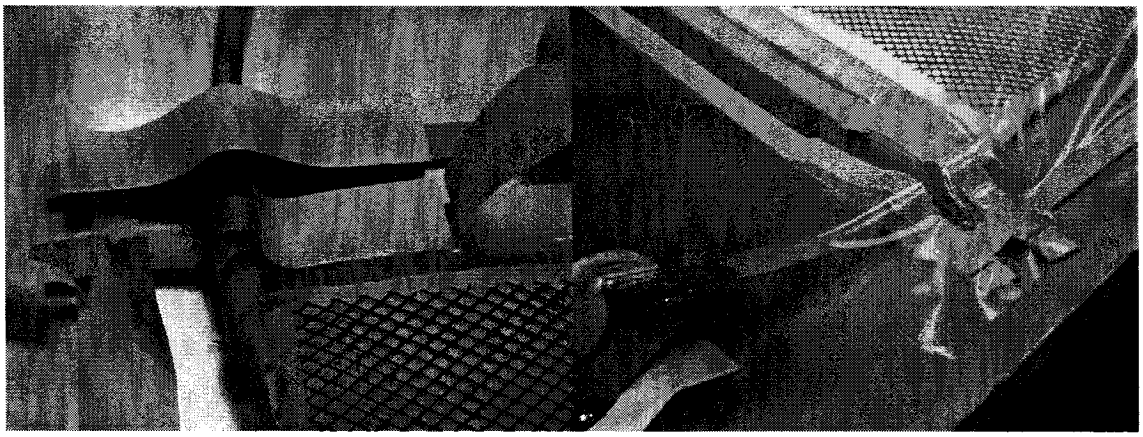


Figure 0.15 : Collage d'un tuyau contre un moule avec un escalier de domdom.

III.3.5. Tension sur le domdom et écoulements préférentiels

Afin d'éviter toute tension sur le domdom et la création d'écoulements préférentiels pour la résine, il est préférable de laisser suffisamment de film plastique entre le domdom et les fibres. Dans le cas d'un sac à vide ordinaire, le film plastique sera aplati contre le moule par le vide (voir figure III.8) et dans le cas d'un sac à vide complet, les deux couches de film plastique collées l'une sur l'autre avec le domdom seront aplaties l'une sur l'autre par le vide (voir figure III.9). Ainsi dans les deux situations le domdom ne sera soumis à aucune tension et il n'y aura pas d'effet de bord près du domdom parce que la résine ne pourra s'y rendre.

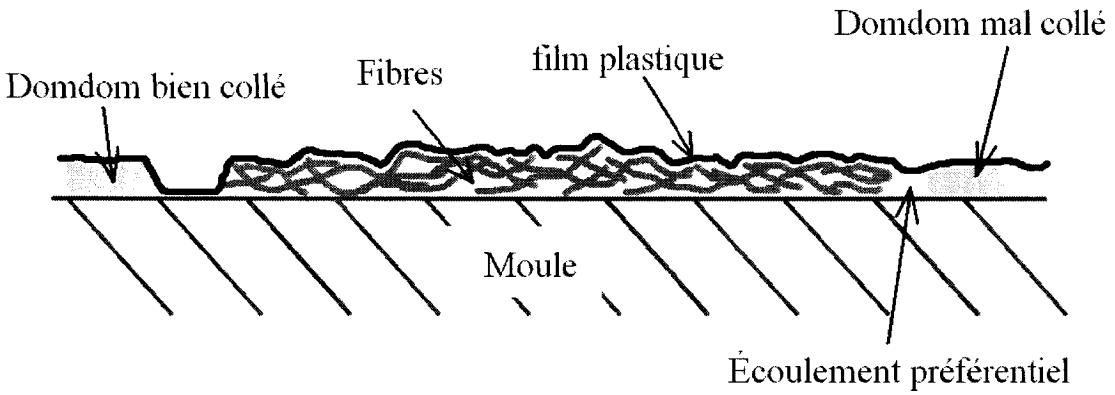


Figure 0.16 : Écoulement préférentiel dû au domdom mal collé.

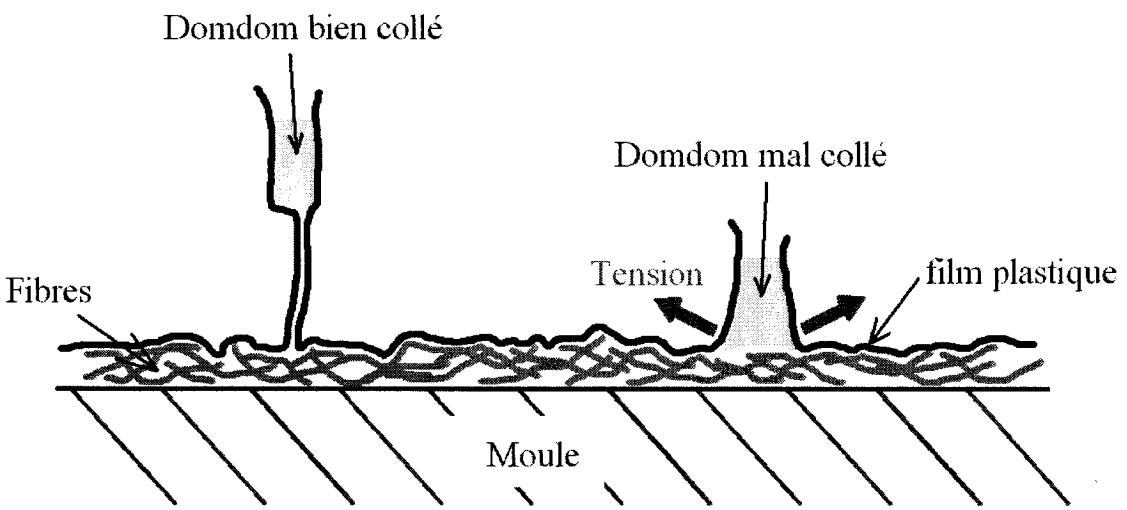


Figure 0.17 : Tension dans le domdom.

III.3.6. Réparer un sac à vide déchiré ou coupé

Si pour une raison ou une autre le sac plastique est déchiré ou coupé, il est possible de le réparer. Tout d'abord, il est conseillé de recoller la fente avec un ruban adhésif standard pour renforcer le film et éviter toute tension sur la déchirure. Ensuite, il suffit de coller sur le film plastique autour de la fente un contour de domdom et de coller dessus un

nouveau morceau de film plastique (voir figure III.10). Le manipulateur devra s'assurer que le domdom est bien collé au-delà du ruban adhésif afin d'éviter tout risque de fuite.

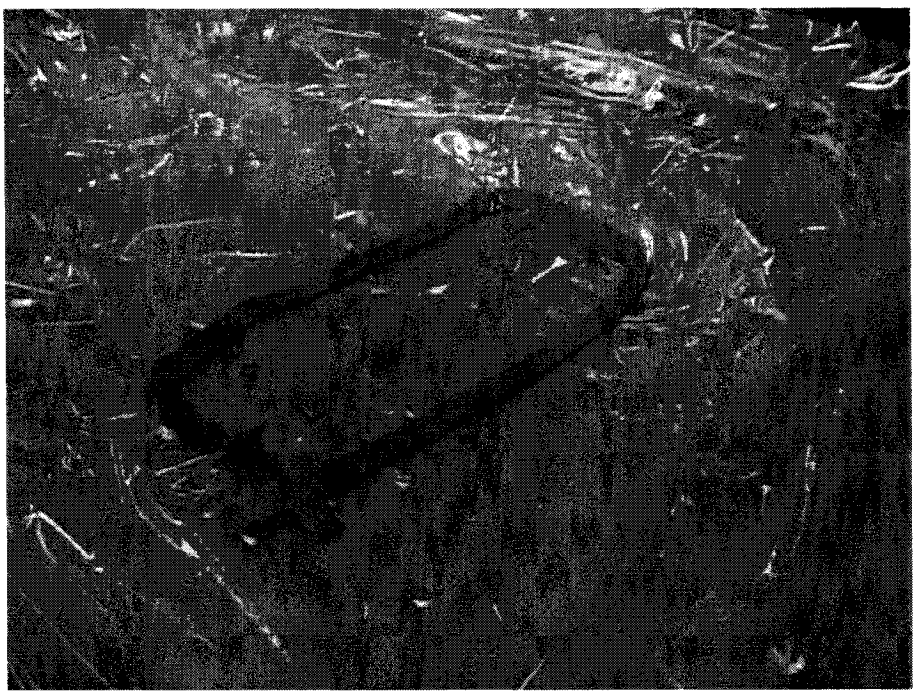


Figure 0.18 : Réparation d'un sac à vide.

III.4. Mise sous vide

III.4.1. Faire le vide

Une fois le collage du film plastique complété, le manipulateur pourra faire le vide dans le sac. Il lui faudra évidemment pincer le tuyau d'entrée de résine avec une pince adéquate. Il est probable que tous les éléments ne seront pas idéalement placés au premier essai. Ainsi le manipulateur devra revenir plusieurs fois à la pression ambiante pour bouger les fibres ou les torsades, pour déplacer le film plastique, lui donner du mou dans les coins ou pour toute autre chose. Arrivé à ce stade de la préparation, il serait dommage de ne pas prendre le temps de placer le film correctement, c'est pourquoi le

manipulateur ne doit pas hésiter à passer du vide à la pression ambiante autant de fois qu'il le faudra pour que tout soit bien positionné.

III.4.2. Étanchéité du sac à vide

Avant de commencer l'infusion, il est absolument indispensable de contrôler l'étanchéité du sac à vide. Pour cela, le manipulateur devra laisser le vide dans le moule en débranchant la pompe à vide du pot de pression. Si la pression de vide n'est pas maintenue, cela signifie qu'il y a une fuite. Dans ce cas, il faudra absolument la trouver à l'aide de l'appareil de détection à ultrason puis la boucher en pressant le domdom, sinon la pièce sera défectueuse. Il est véritablement inutile de tenter la fabrication d'une pièce si le vide ne se maintient pas. Il est conseillé de contrôler l'étanchéité du sac durant un temps minimum de 10 minutes.

III.4.3. Infusion de la pièce.

À ce stade le bagging est terminé et la pièce peut être infusée à la pression de vide voulue.

ANNEXE IV - Tableaux de calcul de mesures

IV.1. Flexion

Afin de réaliser facilement l'exploitation des données expérimentales des essais de flexion 3 points et 4 points, un tableau Excel a été programmé. Il contient trois feuilles :

- La première permet de calculer le coefficient Charge/Déplacement de l'essai de flexion 3 points.
- La deuxième permet de calculer le coefficient Charge/Déplacement de l'essai de flexion 4 points.
- La troisième permet de calculer les rigidités en flexion et en cisaillement de l'échantillon.

Les trois pages suivantes présentent ce tableau pour les échantillons P4E13 et P4E14.

Pour les membres du CRASP, ce tableau de calcul s'appelle « outils-analyse-essai-flexion3et4points.xls » et se trouve dans le répertoire :
« \\Sedna\cchp\Chaire CCHP\LAB\Public\appareils\Machines_Traction\manuels »

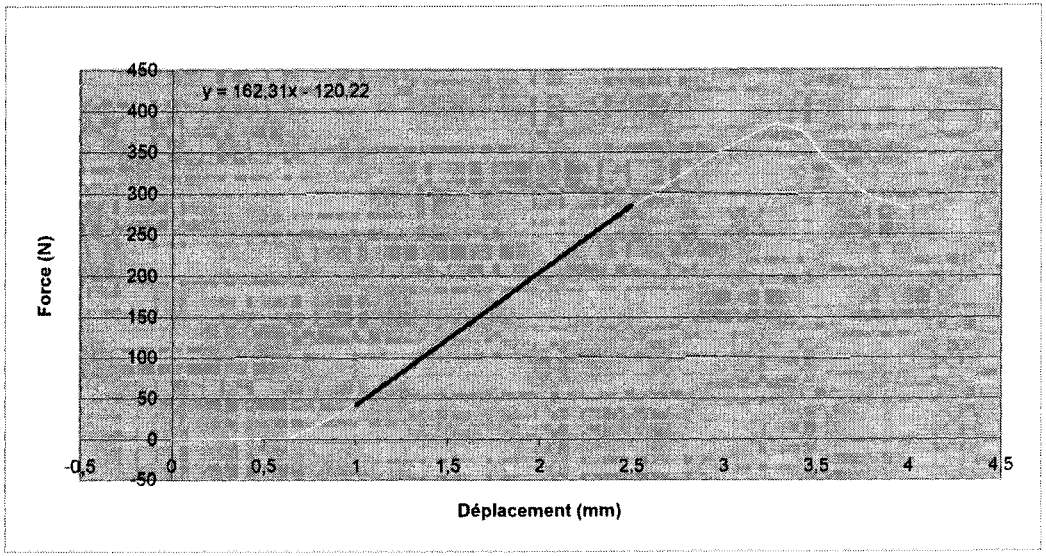
Essai de flexion 3 points

Instructions :
1) Ouvrir le fichier DAT dans une autre fenêtre d'Excel et changer tous les points en virgules
2) Copier les données du fichier DAT dans les colones B et C
3) Cliquer sur le bouton "Graphique"
4) Entrer les bornes de la partie linéaire (cases bleues) et cliquer sur le bouton "Calculer"

Date de l'essai (AAAA-MM-JJ)	13 mai 2005
Opérateur	Julien Renoux
Échantillon testé	P4E13
Machine utilisée	MTS
Cellule de charge utilisée	KAP 1kN

Déplacement (mm)	Force (N)
Load(X)	Load(Y)
-0,001	-0,102652155
-0,001	-0,022922326
-0,001	-0,175405624
5,68E-16	-0,12158799
0,004	-0,157466413
0,005	-0,082719698
0,006	-0,097669041
0,005	-0,150490053
0,006	-0,154476544
0,008	-0,157466413
0,008	-0,061790618
0,01	-0,157466413
0,01	-0,069763601
0,01	-0,124577858
0,013	-0,033885177
0,015	-0,102652155
0,015	-0,054814258
0,018	-0,162449527
0,017	-0,057804126
0,018	-0,159459659
0,019	-0,178395493
0,019	-0,097669041
0,02	-0,025912195
0,021	0,004983114
0,023	-0,066773732
0,025	-0,073750092
0,025	-0,15646979
0,026	-0,117601498
0,029	-0,144510316
0,028	-0,117601498
0,029	-0,207297556
0,029	-0,102652155
0,029	-0,163378607
0,03	-0,082719698
0,032	-0,159459659

Graphique



Bornes de la partie linéaire		
Déplacement min	1	mm
Déplacement max	2,5	mm

Calculer

Coeffecient directeur	162,3119 N/mm

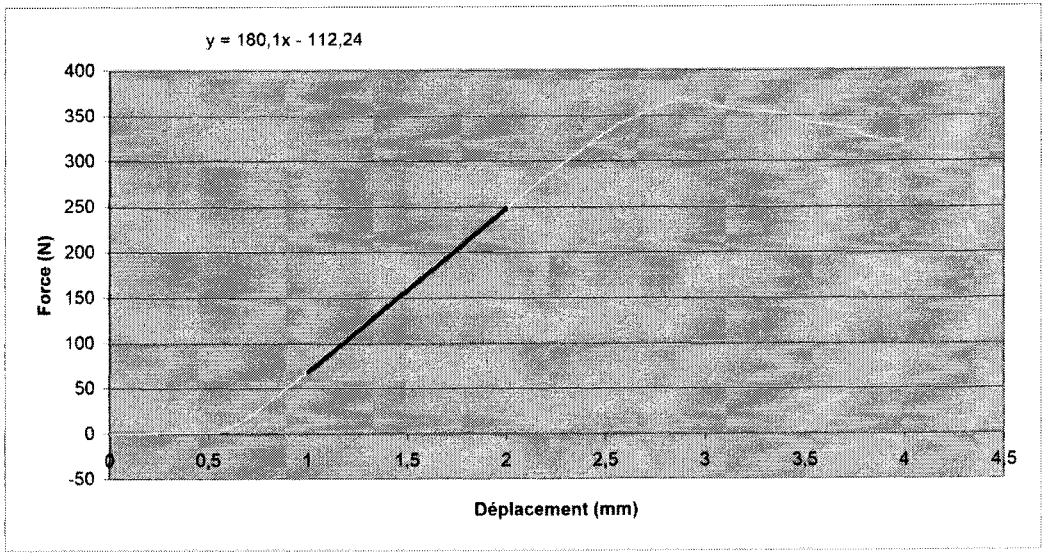
Essai de flexion 4 points

Instructions :
1) Ouvrir le fichier DAT dans une autre fenêtre d'Excel et changer tous les points en virgules
2) Copier les données du fichier DAT dans les colones B et C
3) Cliquer sur le bouton "Graphique"
4) Entrer les bornes de la partie linéaire (cases bleues) et cliquer sur le bouton "Calculer"

Date de l'essai (AAAA-MM-JJ)	13 mai 2005
Opérateur	Julien Renoux
Échantillon testé	P4E14
Machine utilisée	MTS
Cellule de charge utilisée	KAP 1kN

Déplacement (mm)	Force (N)
Load(X)	Load(Y)
0,001	-0,143375975
0,002	-0,046473592
0,004	-0,087014385
0,005	-0,068003184
0,008	-0,021753596
0,008	-0,093935983
0,007	-0,090969584
0,008	-0,078115186
0,009	0,088991984
0,011	0,017796397
0,012	0,093935983
0,012	-0,004943999
0,012	-0,013843198
0,014	-0,082070385
0,015	-0,049439991
0,018	-0,140409575
0,019	-0,046473592
0,021	-0,098879982
0,022	-0,11074558
0,021	-0,099868782
0,021	-0,037574393
0,023	0,038563193
0,024	-0,036585593
0,024	-0,061305589
0,024	-0,120633579
0,025	-0,075148787
0,027	-0,101846382
0,029	0,0019776
0,03	-0,048451191
0,032	0,020764796
0,033	-0,149308773
0,033	-0,095913583
0,032	-0,22643516
0,034	-0,162163171
0,036	-0,129532777

Graphique



Bornes de la partie linéaire		
Déplacement min	1	mm
Déplacement max	2	mm

Calculer

Coeffécient directeur	180,098787	N/mm

Instructions :
1) Remplir les données concernant les essais de flexion 3 points et 4 poin
2) Remplir les feuilles "3 points" et "4 points"
3) Les cases jaunes seront remplies automatiquement

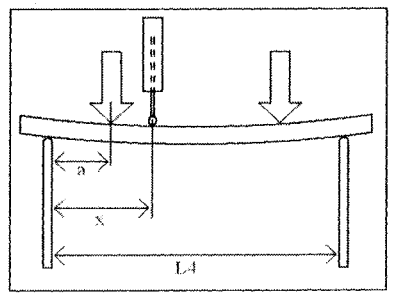
Essai de flexion 3 points

Longueur entre les supports	L3	107	mm	0,107	m
Coefficicent Force/Déplacement	P3/Delta3	162,3119	N/mm	162311,9	N/m

$$\frac{\text{Delta3}}{\text{P3}} = 6{,}16098\text{E-}06 = \frac{2{,}55217\text{E-}05}{\text{D}} + \frac{0{,}02675}{\text{U}}$$

Essai de flexion 4 points

Longueur entre les supports	L4	120	mm	0,12	m
Abscisse du premier appui	a	40	mm	0,04	m
Abscisse de la déflexion mesurée	x	40	mm	0,04	m
Coefficicent Force/Déplacement	P4/Delta4	180,098787	N/mm	180098,787	N/m



$$\frac{\text{Delta4 (appui 1)}}{\text{P4 (appui 1)}} = 5{,}55251\text{E-}06 = \frac{1{,}42222\text{E-}05}{\text{D}} + \frac{0{,}01}{\text{U}}$$

$$\frac{\text{Delta4 (appui 2)}}{\text{P4 (appui 2)}} = 5{,}55251\text{E-}06 = \frac{1{,}24444\text{E-}05}{\text{D}} + \frac{0{,}01}{\text{U}}$$

$$\frac{\text{Delta4 (total)}}{\text{P4 (total)}} = 5{,}55251\text{E-}06 = \frac{2{,}66667\text{E-}05}{\text{D}} + \frac{0{,}02}{\text{U}}$$

Résultats

Rigidité en flexion	D	8,01653182	N*m2
Rigidité en cisaillement	G	8984,52834	N

IV.2. Perméabilité

Le logiciel UniPer utilisé pour calculer la perméabilité d'un renfort permet d'exporter les résultats dans Excel. Le tableau créé pour la plaque sandwich P4 (voir chapitre 4) est présenté dans les pages suivantes. Puisqu'il s'agit ici d'une mesure de perméabilité sous membrane flexible, c'est le rapport K/ϕ qui est calculé pour une porosité arbitraire $\phi = 50\%$. Ainsi, certains champs comme la masse ou la densité volumique du renfort sont inutiles et peuvent rester vides.

PLANAR GEOMETRICAL PERMEABILITY MEASUREMENT
Transient Regime
Constant Pressure

Identification :	
Date :	06-juin-04
Names:	Julien Renoux
Location:	Polytechnique
Contact :	julien.renoux@polymtl.ca

Reinforcement properties

Reinforcement	**Sandwich, plaque P4**	
Type		
Orientation		
Volumic mass	1,000E+00	g/m^3
Surfacic mass	1	g/m^2
Number of plies	1	
Thickness	1	*mm*
Fibre Volume Fraction	50,00	%
Porosity	50,00	%

Fluid properties

Fluid	Derakane 411 modifiée C45	
Viscosity	0,15	*Pa.s*

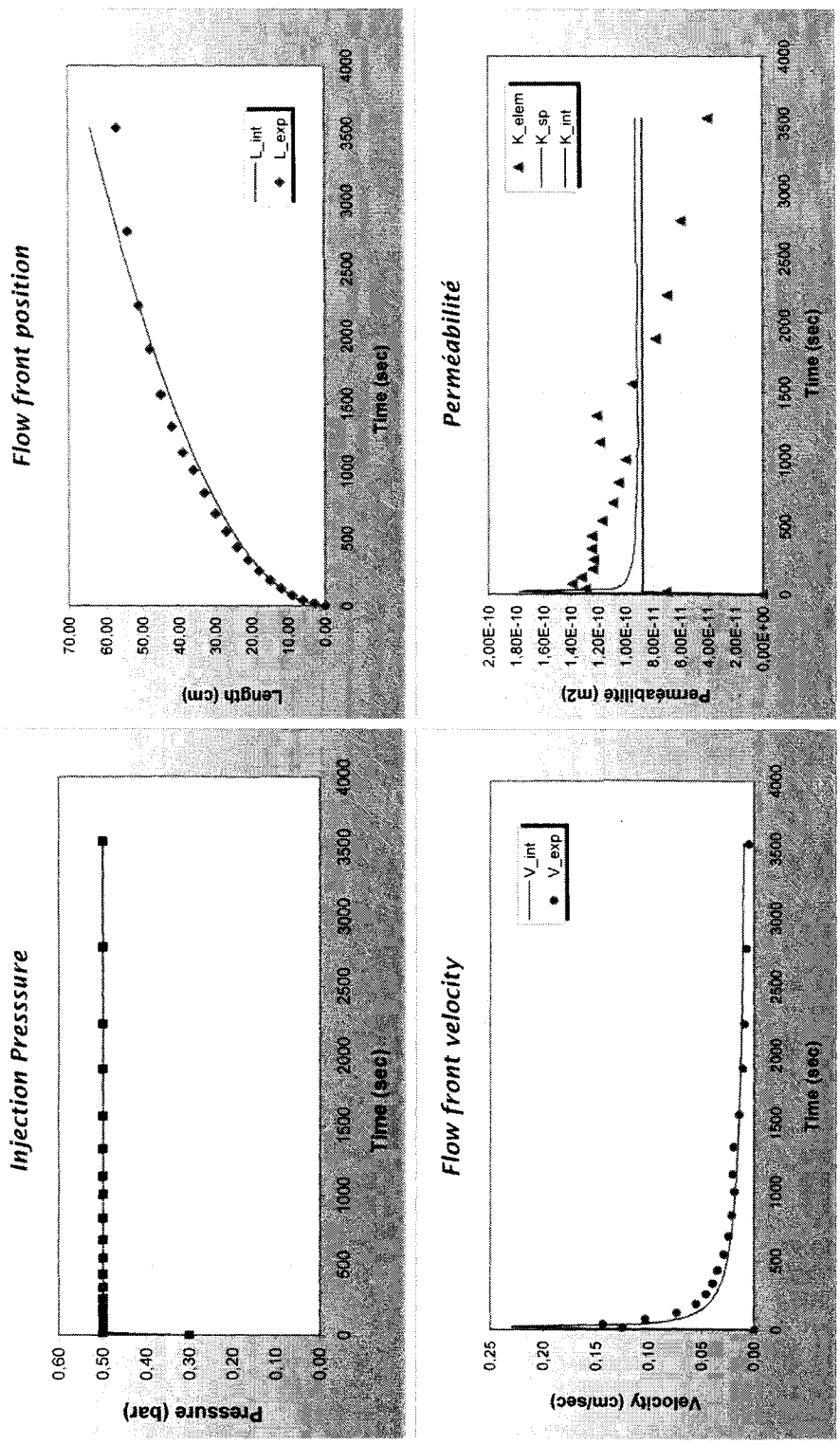
Injection parameters

Injection pressure	0,500	*bar*
End of injection time	3541,00	*s*
Maximum injected length	57,0	*cm*

Preform Size (cm)		Weigth
Width	Lenght	(gr)
100	100	1,00

Length between lines: 3,00 cm

Permeability result	Mean	
Measured Permeability (m^2)	8,250E-11	
Normalized minimum squares error	**0,88**	%
Average relative error	**6,55**	%


Injection Presssure
Pressure (bar)
Time (sec)
Flow front position
Length (cm)
Time (sec)
L_int
L_exp
Flow front velocity
Velocity (cm/sec)
Time (sec)
V_int
V_exp
Perméabilité
Permeabilité (m2)
Time (sec)
K_elem
K_sp
K_int

ANNEXE V - Partenaires et fournisseurs

V.1. Partenaires

V.1.1. Luc Desjardins de la compagnie Mystère

a) Coordonnées

641 de la Sablière, suite 201
Bois-Des-Filions, Québec
Canada, J6Z 4T2

Tel .: (450) 965-8968
Fax: (450) 965-8969

Site Web : http://www.mystere.ca
E-mail: lucd@mystere.ca

b) Informations sur la compagnie Mystère

La compagnie Mystère est spécialisée dans la fabrication de dériveurs de loisir. Les compétences de cette entreprise vont de la fabrication des coques en matériaux composites à l'assemblage des voiles des bateaux. Mystère fabrique également des

pièces composites de grandes tailles comme par exemple la coque d'un multicoque de plus de 30 mètres de long ou le cockpit d'un simulateur de vol grandeur nature.

c) Contributions au projet

La compagnie Mystère a offert le moule de la coque du catamaran au laboratoire du CRASP. Il s'agit d'un bateau que la compagnie a commencé à fabriquer il y a une quinzaine d'années. Lors de la visite de son entreprise et lors des fabrications des demi-coques au sein du laboratoire du CRASP, Luc Desjardins a apporté beaucoup de connaissances et d'astuces en ce qui concerne les matériaux à utiliser et la fabrication par infusion sous vide.

V.1.2. Hugo Lépine de la compagnie Atlantix Innovations Marines

a) Coordonnées

Atlantix Innovations Marines
5600 Hochelaga, suite 390
Montréal, H1N 3L7

Tél : (514) 256-0075

b) Informations sur la compagnie

Les chantiers navals Atlantix Innovations Marines sont spécialisés dans la fabrication de coques de bateaux en matériaux composites.

c) Contribution au projet

Hugo Lépine a fait visiter son entreprise à plusieurs membres du CRASP. Cette visite a permis d'apprendre beaucoup sur la fabrication de pièces composites par laminage ou par injection RTM-Light. Hugo Lépine voulait s'associer à Polytechnique pour étudier l'infusion d'un pont de dériveur mais ce projet n'a pu aboutir.

V.1.3. Jérôme Le Corvec de la compagnie Kaizen Technologies

a) Coordonnées

Kaizen Technologies Inc
75, Boul. De Mortagne
Boucherville (Qc)
J4B 6Y4
Canada

Tel: (514) 574-4916
Fax: (514) 574-4917

Site Web : http://www.kaizen-technologies.com
E-mail: jerome.lecorvec@kaizen-technologies.com

b) Informations sur la compagnie

Kaizen Technologies est une entreprise spécialisée dans les matériaux composites. Elle offre à ses clients un large éventail de services de pointe. Elle oeuvre dans la majorité des domaines d'applications des composites : transports, loisirs, marine, aéronautique et diverses industries. Elle offre des services de conception, ingénierie, gestion de projets, veille technologique et consultation.

c) Contribution au projet

Jérôme a apporté son expérience de la voile en conseillant pour le choix des matériaux. Par ailleurs, il a fourni un modèle tridimensionnel d'une coque de catamaran ainsi qu'un cahier des charges pour la définition de la géométrie d'une nouvelle coque.

V.2. Fournisseurs

V.2.1. JB Martin

445 St. Jacques
St. Jean Sur Richelieu
J3B 2M1

Tél : (800) 363-9275
Fax : (450) 347-4910

E-mail : texitek@jbmartin.ca
Site Web : http://www.jbmartin.ca

V.2.2. MF Composites

3475 Pitfield
Saint Laurent, Québec
H4S 1H3

Tel.: (514) 335-3530
Fax: (514) 335-3225

Site Web : http://www.mfcomposites.com/

MF Composites est un distributeur de renforts, résines, adhésifs, catalyseurs, promoteurs, etc.

Domdom AT200Y	4.66 CDN / roulette de 7.6 m de long
Accélérateur DMA	16.88 / kg
Catalyseur MEKP-9	3.27 CN / 50 mL
Cobalt 12 %	49.88 / L
Mat 450 g/m^2	5.86 CDN / m pour une largeur de 125 cm
Film plastique Wrighlong 7400	3.27 CDN / m pour une largeur de 150 cm
Tissu d'arrachage Release Ply B	8.40 CDN / m pour une largeur de 150 cm
Gel coat MIA F707	12.52 CDN / L

Tableau 0.1 : Liste des prix des produits utilisés (MF Composites).

V.2.3. Progress Plastiques

2400 Canadien
Drummondville (Québec)
J2C 7W3

Tél : (819) 477-4516
Fax : (819) 477-6790

Site Web : http://www.progressplastiques.ca/

Progress Plastiques est producteur de gel coats, résines, verre tissé et non-tissé, verre cousu, adhésifs, agents démouleurs, additifs, etc. C'est également le distributeur de catalyseurs, de promoteurs, etc.

Accélérateur DEA	19.11/kg
Accélérateur DMA	13.87 / kg
Cobalt 12 %	34.70 / kg
Résine Derakane 411 C 45	9.22 / kg

Tableau 0.2 : Liste des prix des produits utilisés (Progress Plastiques).

V.2.4. SP Systems

André Roy
Tél : (514) 984 2515

Site Web : http://www.spsystems.com/

SP Systems est notamment le fabricant de la mousse CoreCell. Le prix du Corecell A500, d'épaisseur 6.35 mm est d'environ 30 Dollars Canadiens par mètre carré. SP Systems est distribué par Progress Plastiques au Québec.

V.2.5. Structiso

48 rue du Général Delestraint
59580 ANICHE - France

Joseph MAQUET

Tel : +33 (0)327 903 959
Fax : +33 (0)327 903 496

E-mail : jmaquet@structiso.com

Site Web : http://www.structiso.com