

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À  
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE  
À L'OBTENTION DE LA  
MAÎTRISE AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE  
M. Sc. A.

PAR  
Kevin BILTON

CONCEPTION ET FABRICATION DU BORD DE FUITE DE L'AUBE D'UNE TURBINE  
HYDRAULIQUE

MONTREAL, LE 13 JUILLET 2016

©Tous droits réservés, Kevin Bilton, 2016

©Tous droits réservés

Cette licence signifie qu'il est interdit de reproduire, d'enregistrer ou de diffuser en tout ou en partie, le présent document. Le lecteur qui désire imprimer ou conserver sur un autre media une partie importante de ce document, doit obligatoirement en demander l'autorisation à l'auteur.

**PRÉSENTATION DU JURY**

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

Madame Martine Dubé, directrice de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

Madame Nicole R. Demarquette, codirectrice de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

Monsieur Patrick Terriault, président du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

Monsieur Vladimir Brailovski, membre du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

Monsieur Michel Sabourin, membre du jury  
GE Renewable Energy

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY

LE 16 JUIN 2016

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE





## **AVANT-PROPOS**

Ce travail réalisé en partenariat avec GE constitue la première phase du projet de recherche et développement de GE portant sur le développement d'une aube de turbine hydraulique avec un bord de fuite en matériau composite. Pour la deuxième phase de ce projet, GE compte étudier davantage le comportement des matériaux composites sous un chargement hydraulique.



## REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier ma directrice de recherche Mme Martine Dubé et ma codirectrice de recherche Mme Nicole R. Demarquette qui ont dirigé ce projet avec rigueur et gardé ce projet dans la bonne voie. Je remercie Mme Martine Dubé également pour son support, son dévouement et sa grande efficacité. Je remercie Mme Nicole R. Demarquette aussi pour ses judicieux conseils et son enthousiasme contagieux.

J'aimerais sincèrement remercier M. Michel Sabourin, directeur du CTMhd chez GE, de m'avoir offert l'opportunité d'être intégré au département de recherche et développement de GE. De plus, le support soutenu de M. Sabourin a grandement contribué à mener ce projet à bien. J'envoie des remerciements bien spéciaux à Sébastien Beaulieu, ingénieur au CTMhd chez GE, pour sa fidèle implication dans ce projet et sa patience à travers toutes les longues étapes de ce projet. Je remercie aussi Laurent, David, Alexandre et tous les autres membres du CTMhd chez GE pour leur apport technique à des moments clés de ce projet. Je remercie toute l'équipe du CTMhd qui m'a accueillie comme un membre de leur équipe et avec qui j'ai eu la chance de converser pendant deux ans. Je remercie aussi tous les membres des ateliers de GE qui ont été impliqués dans la fabrication des prototypes. J'aimerais aussi remercier GE ainsi que le CRSNG et le FRQNT pour leur support financier.

Je remercie les techniciens du département de génie mécanique de l'ÉTS pour leur support et mes collègues de travail de l'ÉTS Jean-René, Scott, Patrice, Raphaël, Romain et Nicolas pour leurs coups de main et les échanges constructifs entretenus au cours de ce projet.

Je remercie chaleureusement Kevin, Frédéric, Marc-André, Philippe ainsi que tous les autres membres de l'équipe de CNC Composites, qui m'ont littéralement accueilli comme un des leurs pendant l'été 2015. Les membres de cette équipe ont démontré beaucoup d'enthousiasme à partager leurs connaissances et leur expérience avec moi.

## VIII

Pour terminer, je tiens à remercier les membres de ma famille et mes amis qui m'ont grandement aidé à passer à travers ce projet sans lâcher l'accélérateur.

# **CONCEPTION ET FABRICATION D'UNE AUBE DE TURBINE HYDRAULIQUE À BORD DE FUITE MINCE EN MATÉRIAU COMPOSITE**

Kevin BILTON

## **RÉSUMÉ**

L'acier est communément utilisé pour la fabrication de turbines hydrauliques. Toutefois, ce matériau impose des contraintes géométriques qui limitent l'optimisation de la forme des aubes de ces turbines. L'entreprise GE étudie donc la possibilité de remplacer une portion de ces aubes d'acier par des matériaux plus polyvalents; les matériaux composites. Ce travail, réalisé en collaboration avec GE, porte sur la conception et la fabrication d'une aube de turbine hydraulique possédant un bord de fuite mince en matériau composite.

Le concept d'aube élaboré dans ce travail repose sur le remplacement d'environ 20% de sa corde à l'extrémité du bord de fuite par un matériau composite. L'extérieur de la portion en matériau composite est constitué d'une coque d'une épaisseur de 2 mm faite de fibre de carbone et d'époxy. Cette coque est assemblée à la portion principale d'acier inoxydable de l'aube par un joint de collage ressemblant à un joint en recouvrement double, mais caractérisé par l'absence de discontinuité de relief à la surface de l'aube. À l'intérieur de la coque se trouve un cœur d'époxy chargé permettant de rigidifier la coque. Certaines propriétés mécaniques et physiques des matériaux ont été caractérisées. L'impact d'une immersion prolongée des matériaux de l'aube en eau a été étudié. L'époxy du cœur a connu une expansion hygroscopique de 0,65% et une diminution de la résistance en traction et du module d'élasticité de 43% et 46% respectivement après huit mois d'immersion. L'essai de joints collés représentant le joint de l'aube ont permis d'observer une diminution de 43% de leur résistance mécanique après six mois d'immersion. La résistance transversale en traction du matériau composite a diminué de 23% après trois mois d'immersion. Le grenaillage de l'acier inoxydable s'est avéré être le traitement de surface favorisant le plus l'adhésion du joint collé parmi tous les traitements qui ont été testés.

Des analyses mécaniques par la méthode des éléments finis ont permis d'évaluer le facteur de sécurité par rapport à la rupture des différentes portions de l'aube. À l'aide des modèles numériques, des facteurs de sécurité de 5,3 pour la coque, 0,79 pour le cœur d'époxy et 2,0 pour les couches d'adhésif ont été évalués en conditions d'opération normales. L'essai destructif en flexion de prototypes d'une petite portion d'aube a permis d'évaluer le facteur de sécurité du concept à 12,8 pour un prototype sans conditionnement et 10,1 pour un autre prototype qui a été immergé pendant 90 jours en eau pour une diminution de 21%. Ces résultats correspondent bien aux prédictions réalisées à l'aide des modèles numériques. La fabrication d'un prototype d'aube complète à bord de fuite mince en matériau composite à échelle réelle a permis de valider la fabricabilité du concept élaboré. L'ajout d'une barrière d'humidité à la coque comme un film d'aluminium ou un revêtement hydrophobe pourrait empêcher toute influence de l'eau sur la résistance mécanique du concept.

Mots clés : Matériaux composites, turbine hydraulique, joint, vieillissement, éléments finis



# **CONCEPTION ET FABRICATION D'UNE AUBE DE TURBINE HYDRAULIQUE À BORD DE FUITE MINCE EN MATÉRIAU COMPOSITE**

Kevin BILTON

## **ABSTRACT**

Steel is commonly used in the manufacturing of hydraulic turbines. However, this material imposes geometrical limitations that restrain shape optimization of turbine blades. Therefore, GE is considering the replacement of a portion of these steel blades with more versatile materials; composite materials. This study, done in collaboration with GE, involves the design and manufacturing of a hydraulic turbine blade with a thin composite trailing edge.

The blade designed in this study is based on the replacement of about 20% of its chord at the trailing edge end by a composite material. The outside of the composite part is formed of a 2 mm thick skin made of carbon fibre and epoxy. The skin is joined to the blades main stainless steel part by a bonded joint similar to a double lap joint but characterized by an absence of any shape discontinuity on the surface of the blade. A charged epoxy core fills the inside of the skin adding stiffness to the composite part. Some mechanical and physical properties of materials were characterized. The impact of long term water immersion of the blades materials was studied. The epoxy core showed a 0.65% hygroscopic expansion and a tensile strength and elastic modulus reduction of 43% and 46% respectively after an eight month immersion. Mechanical tests performed on bonded joints representing the blades joint showed a mechanical strength reduction of 43% after a six month immersion. The composite materials' transverse strength decreased by 23% after a three month immersion. Abrasive blasting of stainless steel proved to be the most successful surface treatment to promote adhesion of bonded joints among the treatments tested.

Using the finite element method, mechanical analyses were performed to evaluate the factor of safety of the parts of the blade. With numerical models, factors of safety were evaluated as 5.3 for the skin, 0.79 for the epoxy core and 2.0 for the adhesive layer in normal operation conditions. Destructive bending tests were performed on prototypes representing a small portion of the blade. These tests showed a factor of safety of 12.8 for a prototype without any conditioning and 10.1 for a second prototype that was immersed in water for 90 days which represents a 21% reduction. These results were in agreement with predictions made using numerical models. The manufacturing of a complete full scale blade prototype with a thin composite trailing edge validated the manufacturability of the design. Water influence on the mechanical resistance of the design could be avoided by adding a moisture barrier to the skin such as an aluminum film or a hydrophobic coating.

Key words: Composite materials, hydraulic turbine, joint, ageing, finite element method





## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE .....	3
1.1 Les turbines Francis .....	3
1.2 Utilisation des matériaux composites dans le domaine marin .....	5
1.2.1 Utilisations navales et fabrication d'hélices .....	5
1.2.2 Fabrication de pales d'hydroliennes en matériaux composites .....	7
1.2.3 Fabrication d'ailes immergées en acier et en matériaux composites .....	7
1.3 Utilisation de matériaux composites dans des projets de GE .....	8
1.3.1 Auget de turbine Pelton en matériau composite .....	9
1.3.2 Extensions d'aube avant-directrice .....	9
1.4 Les joints de collage .....	10
1.4.1 Configurations géométriques de joint de collage .....	11
1.4.1.1 Joint en recouvrement simple .....	11
1.4.1.2 Joints en recouvrement double .....	11
1.4.1.3 Joints en biseau .....	12
1.4.1.4 Joints en recouvrement échelonné .....	12
1.4.2 Caractérisation mécanique de joints collés .....	13
1.4.3 Modélisation numérique des joints collés .....	14
1.5 Influence de l'immersion en eau sur le comportement mécanique des matériaux .....	16
1.5.1 Vieillessement des polymères .....	16
1.5.2 Vieillessement des matériaux composites .....	16
1.5.3 Influence de l'immersion en eau sur la résistance de joints collés .....	17
1.6 Adhésion et traitements de surface .....	18
1.6.1 Traitements de surface des aciers .....	19
1.6.2 Traitements de surface des résines époxy .....	20
CHAPITRE 2 SÉLECTION ET CARACTÉRISATION DES MATÉRIAUX .....	23
2.1 Conditions d'utilisation du bord de fuite d'aube .....	23
2.1.1 Conditions de chargement mécanique .....	23
2.1.1.1 Chargement statique .....	23
2.1.1.2 Chargement dynamique .....	23
2.1.2 Conditions environnementales .....	24
2.1.3 Durée de vie .....	25
2.2 Sélection de la configuration géométrique du joint de l'aube .....	25
2.3 Sélection des matériaux et traitements de surface .....	26
2.3.1 Matériaux composites .....	26
2.3.1.1 Nature du renfort .....	26
2.3.1.2 Types de structures de renfort .....	28
2.3.1.3 Matrices .....	28
2.3.1.4 Empilement .....	29

	2.3.1.5	Méthode de mise en forme.....	30
2.3.2		Adhésifs .....	30
2.3.3		Cœur.....	31
2.3.4		Traitements de surface de l'acier inoxydable .....	33
	2.3.4.1	Usinage .....	33
	2.3.4.2	Grenaillage.....	33
	2.3.4.3	Traitement acide.....	33
	2.3.4.4	Traitement au primer de Silane.....	34
2.3.5		Traitements de surface du matériau composite.....	34
	2.3.5.1	Arrachement de tissu.....	34
	2.3.5.2	Ponçage.....	34
2.4		Évaluation statistique des données expérimentales .....	35
2.4.1		Critère de rejet des valeurs expérimentales aberrantes .....	35
2.4.2		Tests d'hypothèse.....	35
2.5		Caractérisation de l'absorption d'eau de matériaux composites.....	35
2.5.1		Fabrication des éprouvettes.....	36
	2.5.1.1	Mise en forme de plaques en matériau composite.....	36
	2.5.1.2	Découpe de plaquettes en matériau composite .....	37
2.5.2		Réalisation de l'essai.....	37
2.5.3		Analyse des résultats.....	38
2.6		Caractérisation des propriétés mécaniques des matériaux composites.....	39
2.6.1		Essais mécaniques des matériaux composites après vieillissement en eau .....	39
	2.6.1.1	Essai de traction .....	39
	2.6.1.2	Analyse des résultats.....	40
2.6.2		Essais mécaniques du matériau composite retenu .....	44
	2.6.2.1	Fabrication des éprouvettes.....	44
	2.6.2.2	Conditionnement des éprouvettes.....	44
	2.6.2.3	Essais de traction.....	44
	2.6.2.4	Analyse des résultats.....	45
2.7		Absorption d'eau d'époxy de coulée.....	47
2.7.1		Fabrication des éprouvettes.....	47
2.7.2		Essai expérimental .....	48
2.7.3		Analyse des résultats.....	48
2.8		Caractérisation des propriétés mécaniques d'époxy de coulée.....	50
2.8.1		Essai mécanique.....	50
2.8.2		Analyse des résultats.....	51
2.9		Caractérisation du retrait thermique de la résine L.....	55
2.9.1		Essai expérimental .....	55
2.9.2		Analyse des résultats.....	56
2.10		Caractérisation de la résistance de joints collés.....	57
2.10.1		Fabrication des éprouvettes de joints collés.....	59
	2.10.1.1	Fabrication des plaquettes d'acier inoxydable.....	59
	2.10.1.2	Traitements de surface des plaquettes d'acier inoxydable.....	60
	2.10.1.3	Fabrication des plaquettes en matériau composite.....	60

	2.10.1.4 Traitements de surface des plaquettes en matériau composite ..	61
	2.10.1.5 Assemblage des éprouvettes .....	61
2.10.2	Conditionnement des éprouvettes .....	62
2.10.3	Essais mécaniques.....	62
2.10.4	Analyse des résultats.....	65
	2.10.4.1 Résultats des séries 1 et 2.....	65
	2.10.4.2 Résultats de la série 3.....	66
	2.10.4.3 Résultats des séries 4 et 7.....	68
	2.10.4.4 Résultats de la série 5.....	71
	2.10.4.5 Résultats de la série 6.....	72
	2.10.4.6 Résultats de la série 8.....	75
2.10.5	Recommandations.....	75
2.11	Caractérisation physique et chimique des surfaces de collage .....	76
2.12	Résumé des matériaux retenus.....	77

### CHAPITRE 3 CONCEPTION ET ANALYSE NUMÉRIQUE DE LA ROUE À BORD DE FUITE MINCE EN MATÉRIAU COMPOSITE .....

	DE FUITE MINCE EN MATÉRIAU COMPOSITE .....	79
3.1	Évaluation du facteur de concentration de contrainte dans les joints collés.....	79
3.2	Tracé d'aube.....	82
3.3	Modélisation et analyse numérique de la roue avec ABFM en acier .....	84
	3.3.1 Modélisation géométrique .....	84
	3.3.2 Définition du matériau .....	86
	3.3.3 Conditions aux frontières.....	87
	3.3.4 Conditions de chargement.....	87
	3.3.4.1 Conditions normales d'opération.....	88
	3.3.4.2 Conditions d'emballement.....	89
	3.3.5 Analyse des résultats.....	90
	3.3.6 Validation de la méthode d'analyse numérique.....	92
3.4	Conception et analyse numérique de la roue avec aube sans bord de fuite .....	93
	3.4.1 Modélisation géométrique de roues avec aube sans bord de fuite.....	94
	3.4.2 Analyse numérique .....	95
3.5	Analyse numérique de la roue à ABFM en matériau composite .....	97
	3.5.1 Modélisation géométrique .....	97
	3.5.2 Modélisation du cœur d'époxy .....	99
	3.5.3 Modélisation de la coque .....	99
	3.5.4 Conditions du modèle .....	100
	3.5.5 Analyse des résultats.....	101
3.6	Analyse numérique du bord de fuite de l'aube à coque quasi isotrope .....	105
	3.6.1 Modélisation géométrique du bord de fuite .....	106
	3.6.2 Conditions de chargement et conditions aux frontières.....	107
	3.6.3 Analyse des résultats.....	110
3.7	Analyse numérique du bord de fuite de l'aube à coque isotrope.....	114
	3.7.1 Description du modèle .....	114
	3.7.2 Analyse numérique .....	116
3.8	Analyse numérique du bord de fuite de l'aube avec un chargement ponctuel .....	118

3.8.1	Évaluation d'un chargement ponctuel équivalent.....	118
3.8.2	Évaluation de la charge à la rupture du modèle.....	119
3.9	Recommandation .....	120
CHAPITRE 4 FABRICATION ET ESSAI DES PRÉPROTOTYPES.....		121
4.1	Conception des préprototypes.....	121
4.2	Fabrication des préprototypes.....	121
4.2.1	Fabrication de la portion en acier.....	121
4.2.2	Fabrication de la coque en matériau composite.....	122
4.2.2.1	Fabrication du moule pour préprototypes.....	122
4.2.2.2	Mise en forme de la coque en matériau composite.....	123
4.2.3	Assemblage de la coque à la portion en acier.....	125
4.2.3.1	Préparation des surfaces de collage .....	125
4.2.3.2	Collage.....	125
4.2.4	Coulée du cœur de résine époxy .....	126
4.3	Essai des préprototypes.....	127
4.3.1	Banc d'essai .....	128
4.3.2	Essai de flexion.....	129
4.4	Analyse des résultats.....	129
4.5	Recommandations.....	134
CHAPITRE 5 FABRICATION DU PROTOTYPE .....		137
5.1	Fabrication de la portion en acier.....	138
5.1.1	Analyse dimensionnelle de l'aube originale .....	138
5.1.2	Découpe du bord de fuite de l'aube .....	139
5.1.3	Adaptation de la géométrie aux contraintes de fabrications .....	140
5.1.3.1	Adaptation à l'absence de congés de raccordement .....	140
5.1.3.2	Adaptation aux contraintes d'usinage.....	140
5.1.4	Usinage de l'aube.....	142
5.1.4.1	Usinage à la géométrie théorique.....	142
5.1.4.2	Usinage d'adaptation à la déformation de l'aube .....	142
5.1.5	Meulage de l'aube.....	145
5.2	Fabrication de la coque en matériau composite.....	145
5.2.1	Adaptation de la géométrie à celle de la portion en acier .....	145
5.2.2	Sélection de la méthode de mise en forme.....	146
5.2.3	Fabrication du moule .....	146
5.2.4	Mise en forme de la coque en matériau composite.....	148
5.2.4.1	Traitement de surface du moule.....	148
5.2.4.2	Découpe de renfort.....	148
5.2.4.3	Laminage de la peau .....	148
5.2.4.4	Mise en forme de la coque par moulage pressé .....	149
5.2.4.5	Ébavurage et découpe de la coque .....	153
5.2.5	Recommandations.....	154
5.3	Assemblage de la coque à la portion en acier de l'aube .....	155
5.3.1	Préparation des surfaces de collage .....	155

5.3.2	Collage .....	155
5.3.2.1	Préparation au collage.....	156
5.3.2.2	Collage sous vide .....	156
5.4	Injection du cœur d'époxy .....	158
5.4.1	Scellement des ouvertures.....	159
5.4.2	Première étape d'injection .....	160
5.4.3	Deuxième étape d'injection .....	161
5.5	Résultat final .....	163
5.6	Recommandation .....	166
CONCLUSION .....		167
RECOMMANDATIONS .....		169
ANNEXE I CONFIGURATION GÉOMÉTRIQUE DE JOINTS ASSEMBLÉS PAR COLLAGE.....		171
ANNEXE II CONGÉ DE RACCORDEMENT DE L'AUBE LA ROUE À ABFM EN ACIER À LA JONCTION DU PLAFOND.....		173
ANNEXE III SIMULATION NUMÉRIQUE DE L'ESSAI PRÉLIMINAIRE DE JOINTS COLLÉS .....		175
ANNEXE IV DÉTAILS DU MODÈLE DE ROUE À ABFM EN ACIER.....		179
ANNEXE V ANALYSE DE CONVERGENCE DU MODÈLE DE ROUE AVEC ABFM EN ACIER.....		183
ANNEXE VI PROGRAMME MATLAB DE TEST D'HYPOTHÈSE SUR DEUX MOYENNES .....		185
ANNEXE VII ÉVALUATION DU COUPLE DE SERRAGE DES BOULONS DES SERRE-JOINTS DES JOINTS COLLÉS .....		189
ANNEXE VIII FABRICATION DU MOULE DE LA COQUE DU PROTOTYPE .....		193
ANNEXE IX PROCÉDURE D'ASSEMBLAGE ET DE REMPLISSAGE DU PROTOTYPE D'AUBE .....		201
ANNEXE X MISE EN FORME DES COQUES DE PRÉPROTOTYPES.....		207
ANNEXE XI RÉSULTATS SUPPLÉMENTAIRES DES ESSAIS DE TRACTION D'ÉPOXY DE COULÉE.....		215
ANNEXE XII TRAITEMENTS DE SURFACE CHIMIQUES DES PLAQUETTES D'ACIER INOXYDABLE DES ÉPROUVETTES DE JOINT COLLÉ EN RECOUVREMENT SIMPLE .....		217

ANNEXE XIII RECOMMANDATIONS RELATIVES À LA FABRICATION DE LA COQUE DU PROTOTYPE.....	219
ANNEXE XIV PHOTOS SUPPLÉMENTAIRES DU PROTOTYPE .....	229
ANNEXE XV RÉSULTATS DES ESSAIS DE TRACTION LONGITUDINAL DES MATÉRIAUX COMPOSITES.....	231
ANNEXE XVI CARACTÉRISATION PHYSIQUE ET CHIMIQUE DES SURFACES DE COLLAGE.....	233
ANNEXE XVII DESCRIPTION DU MODÈLE NUMÉRIQUE DE JOINT COLLÉ.....	237
ANNEXE XVIII ANALYSE DE CONVERGENCE DES MODÈLES DE ROUE AVEC AUBES SANS BORD DE FUITE.....	239
ANNEXE XIX DÉTAILS SUPPLÉMENTAIRES SUR L'ANALYSE NUMÉRIQUE DU MODÈLE D'AUBE COMPLÈTE À BORD DE FUITE EN MATÉRIAU COMPOSITE.....	241
ANNEXE XX DÉTAILS SUPPLÉMENTAIRES SUR L'ANALYSE NUMÉRIQUE DU MODÈLE DE BORD DE FUITE À COQUE QUASI ISOTROPE .....	245
ANNEXE XXI ÉVALUATION DES PROPRIÉTÉS ÉLASTIQUES ISOTROPES ÉQUIVALENTES DU STRATIFIÉ.....	249
ANNEXE XXII ESSAI DE TRACTION SUPPLÉMENTAIRE DE L'ÉPOXY H.....	251
ANNEXE XXIII ESSAIS MÉCANIQUES DU MATÉRIAU COMPOSITE D .....	253
ANNEXE XXIV DÉTAILS SUPPLÉMENTAIRES SUR LES ESSAIS MÉCANIQUES DE JOINTS COLLÉS.....	255
APPENDICE A DESSIN TECHNIQUE DE LA PORTION D'ACIER DES PRÉPROTOTYPES.....	257
APPENDICE B DESSINS TECHNIQUES DU MOULE DES COQUES DE PRÉPROTOTYPES .....	259
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	261

## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2.1 Identification et propriétés des matrices sélectionnées .....	29
Tableau 2.2 Identification et propriétés des adhésifs sélectionnés .....	31
Tableau 2.3 Identification et propriétés des résines époxy de coulée testées .....	32
Tableau 2.4 Identification des matériaux composites.....	36
Tableau 2.5 Absorption d'eau des matériaux composites à l'équilibre en humidité après immersion dans l'eau .....	38
Tableau 2.6 Caractérisation des propriétés mécaniques du matériau composite fait de fibre de carbone et d'époxy A .....	46
Tableau 2.7 Absorption d'eau des époxy de coulée à l'équilibre en humidité après immersion dans l'eau .....	49
Tableau 2.8 Plan expérimental des essais de joints collés .....	64
Tableau 2.9 Résumé des matériaux retenus pour la fabrication des préprototypes et du prototype .....	77
Tableau 3.1 Caractéristiques hydrauliques et mécanique de la roue de référence et la roue avec aubes à bord de fuite mince .....	83
Tableau 3.2 Propriétés de l'acier inoxydable.....	86
Tableau 3.3 Caractéristiques des modèles de roue analysés.....	97
Tableau 3.4 Propriétés du coeur d'époxy fait d'époxy H du modèle de roue à ABFM en matériau composite .....	99
Tableau 3.5 Propriétés du matériau composite .....	100
Tableau 3.6 Facteur de sécurité des trois sections de la roue à ABFM en matériau composite en conditions de matériaux secs et humides.....	102
Tableau 3.7 Propriétés mécaniques de l'adhésif.....	107
Tableau 3.8 Degrés de liberté des éléments de géométrie du modèle du bord de fuite de l'aube par rapport au système de coordonnées à l'encastrement où « L » signifie « Libre » .....	109

Tableau 3.9 État de contraintes des points d'analyse correspondants dans l'acier de trois modèles numériques.....	110
Tableau 3.10 Facteurs de sécurité des différentes parties du modèle du bord de fuite d'aube en conditions de matériaux secs et humides .....	111
Tableau 3.11 Propriétés élastiques isotropes équivalentes du stratifié de la coque.....	115
Tableau 3.12 Propriétés du cœur d'époxy de trois différents modèles numériques du bord de fuite de l'aube.....	115
Tableau 3.13 Facteurs de sécurité du cœur et des couches d'adhésif du modèle du bord de fuite d'aube avec coque isotrope en conditions de matériaux secs et humides .....	116
Tableau 3.14 Force théorique et déplacement théorique du point d'application du chargement à la rupture du modèle à chargement ponctuel avec les matériaux secs et humides .....	120
Tableau 4.1 Résultats des essais expérimentaux des préprototypes .....	131
Tableau 4.2 Résultats des modèles numériques (Num.) et des essais expérimentaux des préprototypes (Exp.) de force et de déplacement à la rupture .....	132
Tableau 4.3 Proportion approximative des types de rupture des trois parties des faciès de rupture du joint des préprototypes .....	134



## LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1 Schéma d'un groupe turbine-alternateur de centrale hydroélectrique Tiré de Côté (2011) .....	4
Figure 1.2 Roue de turbine Francis des groupes 5 à 14 de la centrale de Chief Joseph .....	4
Figure 1.3 Vue d'une section de la roue de turbine Francis des groupes 5 à 14 de la centrale de Chief Joseph .....	5
Figure 1.4 Utilisation des résines thermodurcissables (gauche) et des renforts (droite) pour les pièces en matériaux composites dans l'industrie marine en 1990 Tirée de Greene (1990, p.43-47) .....	6
Figure 1.5 Schéma d'une éprouvette de joint collé en biseau double avec la portion d'acier à gauche et la portion en matériau composite à droite Tirée de Greszczuk et Couch (1979, p. 93).....	8
Figure 1.6 Auget de turbine Pelton en matériau composite Tirée de Roman, Vuillerod et François (2003, p. 1) .....	9
Figure 1.7 Configurations de joint collé : joint en recouvrement simple (a), joint en recouvrement double (b), joint en biseau (c) et joint en recouvrement échelonné (d).....	11
Figure 1.8 Résistance à la fracture d'un joint collé en fonction du pH de la solution de conditionnement Tirée de Cognard (2000, p. 285) .....	18
Figure 1.9 Variation de la résistance de joints collés d'acier avec un adhésif d'époxy Tiré de Kinloch (1983, p. 307) .....	20
Figure 2.1 Schéma en coupe de la configuration géométrique du bord de fuite de l'aube.....	26
Figure 2.2 Géométries des éprouvettes de matériau composite pour l'absorption d'eau .....	37
Figure 2.3 Courbes de traction transversales d'une éprouvette de différents matériaux composites secs et humides .....	41
Figure 2.4 Résistance transversale moyenne en traction des matériaux composites secs et humides .....	42
Figure 2.5 Module d'élasticité transversal moyen en traction des matériaux composites secs et humides .....	43

Figure 2.6 Variation moyenne de la masse (gauche) et de la longueur (droite) des éprouvettes d'époxy de coulée à l'équilibre en humidité .....	49
Figure 2.7 Courbes de traction des époxy de coulée secs et humides .....	51
Figure 2.8 Contrainte moyenne à la rupture en traction des époxys de coulée secs et humides .....	52
Figure 2.9 Module d'élasticité moyen des époxys de coulée secs et humides .....	53
Figure 2.10 Coque et base de coulée et position des points de mesure de la coque des éprouvettes .....	56
Figure 2.11 Largeur moyenne de la coque des éprouvettes avant la coulée et 24 heures après celle-ci pour la résine A non chargée et chargée d'aluminium .....	57
Figure 2.12 Schéma d'une éprouvette de joint collé.....	59
Figure 2.13 Plaquette d'acier inoxydable. La portion mate à gauche a été grenillée tandis que la portion de droite possède un fini usiné.....	60
Figure 2.14 Assemblage d'une éprouvette de joint collé composée de deux plaquettes en matériau composite .....	62
Figure 2.15 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture des éprouvettes de joint collé possédant différentes combinaisons d'adhésif et de matériau composite .....	65
Figure 2.16 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture des éprouvettes de joint collé fabriquées avec et sans plaquette d'acier .....	66
Figure 2.17 Proportion approximative moyenne des types de rupture d'éprouvettes de joint collé composées d'une plaquette d'acier inoxydable et différentes combinaisons d'adhésif et de matériau composite.....	67
Figure 2.18 Faciès de rupture typique d'une éprouvette de joint composée d'une plaquette d'acier, une plaquette en matériau composite A et de l'adhésif Z .....	68
Figure 2.19 Contraintes de cisaillement apparente moyenne à la rupture des éprouvettes de joint collé de quatre combinaisons d'adhésif et de matériau composite avec et sans conditionnement 177 jours en eau.....	69
Figure 2.20 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture des éprouvettes de joint collé fabriquées avec les matériaux retenus en fonction du temps d'immersion dans l'eau.....	70

Figure 2.21 Faciès de rupture d'une éprouvette de joint collé composé d'une plaquette en matériau composite A et de l'adhésif Z conditionné pendant 177 jours en eau .....	71
Figure 2.22 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture de joints collés faits de matériau composite possédant différents traitements de surface ..	72
Figure 2.23 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture de joints collés avec une plaquette d'acier possédant différents traitements de surface ....	73
Figure 2.24 Proportion approximative moyenne des types de rupture de joints collés avec une plaquette d'acier possédant différents traitements de surface.....	74
Figure 2.25 Faciès de rupture d'éprouvettes typiques dont la plaquette d'acier a été traitée par grenaillage (a), par grenaillage et acide (b) et par grenaillage et primer (c) .....	75
Figure 3.1 Conditions aux frontières et condition de chargement du modèle de joint collé ...	80
Figure 3.2 Schéma du joint du modèle de joint collé .....	80
Figure 3.3 Distribution de la contrainte de cisaillement à la mi-épaisseur de la couche d'adhésif en fonction de la position dans le joint.....	81
Figure 3.4 Côté extrados de la géométrie de l'aube à bord de fuite mince complète (a), filet 7 de référence en blanc et amincie en rouge (b) et grossissement du bord de fuite du filet 7 (c) .....	83
Figure 3.5 Côté intrados de la géométrie de la section de roue avec ABFM en acier .....	85
Figure 3.6 Superposition de la géométrie de la roue de référence et celle de la roue avec ABFM en acier à la jonction du plafond.....	86
Figure 3.7 Condition de support fixe au plateau d'accouplement du modèle .....	87
Figure 3.8 Distribution du champ de pression sur l'intrados de l'aube du modèle .....	88
Figure 3.9 Maillage du côté intrados du modèle de roue à ABFM en acier en conditions normales d'opération .....	91
Figure 3.10 Distribution de la contrainte von Mises du côté intrados du modèle de roue à ABFM en acier en conditions normales d'opération.....	92
Figure 3.11 Contrainte von Mises à la jonction du bord de fuite de l'aube et du plafond de la roue de référence en conditions d'opération normales a) Analyse réalisée selon la méthode utilisée lors de ce projet b) Analyse mécanique de GE tirée de Pellerin (2009, p. 11) .....	93

Figure 3.12 Jonction du bord de fuite de l'aube et du plafond du côté intrados de trois géométries différentes de la portion d'acier de roue avec aube sans bord de fuite avec la géométrie théorique de l'enveloppe du matériau composite, soit la géométrie 1 (a) la géométrie 2 (b) et la géométrie 3 (c) .....	94
Figure 3.13 Distribution de la contrainte von Mises du côté intrados des modèles de roue sans bord de fuite en conditions normales d'opération à la jonction du bord de fuite et du plafond selon trois géométries, soit la géométrie 1 (a) la géométrie 2 (b) et la géométrie 3 (c) .....	96
Figure 3.14 Côté intrados du modèle géométrique de roue à bord de fuite mince en matériau composite avec l'enveloppe de la coque transparente .....	98
Figure 3.15 Modèle géométrique de roue à bord de fuite mince en matériau composite du côté intrados à la jonction du bord de fuite de l'aube et du plafond avec l'enveloppe de la coque transparente .....	98
Figure 3.16 Distribution de contrainte von Mises du côté intrados de la portion d'acier de la roue avec aube à bord de fuite en matériau composite avec matériaux secs (a), avec matériaux humides (b) et résultats du modèle de roue sans bord de fuite (c) .....	102
Figure 3.17 Distribution de contrainte von Mises du côté intrados du cœur du bord de fuite de l'aube dans le cas avec les matériaux humides .....	103
Figure 3.18 Facteur d'utilisation de la couche de surface du côté extrados de la coque près du plafond en conditions de matériaux secs .....	105
Figure 3.19 Géométrie du modèle de bord de fuite d'aube en matériau composite .....	107
Figure 3.20 Conditions de chargement et conditions aux frontières du modèle du bord de fuite de l'aube vue du côté plafond (gauche) et vue du côté ceinture (droite) .....	109
Figure 3.21 Distribution de la contrainte von Mises du côté intrados du cœur d'époxy du modèle de bord de fuite d'aube en conditions de matériaux humides .....	111
Figure 3.22 Distribution de la contrainte de cisaillement à la mi-épaisseur de la couche d'adhésif du côté extrados du joint collé du modèle du bord de fuite de l'aube près de l'épaulement en condition de matériaux humides .....	113
Figure 3.23 Distribution du facteur d'utilisation de la troisième couche de l'extrados de la coque du modèle du bord de fuite de l'aube en condition de matériaux humides avec la zone de facteur de sécurité minimum identifiée .....	113

Figure 3.24 Déformation du modèle à coque isotrope en condition de matériaux humides avec un facteur 20 sur l'échelle de déformation .....	117
Figure 3.25 Condition aux frontières et chargement ponctuel équivalent du modèle à chargement ponctuel .....	119
Figure 4.1 Portion d'acier d'un préprototype.....	122
Figure 4.2 Moule des coques des préprototypes.....	123
Figure 4.3 Sens d'infusion utilisé pour la mise en forme des pièces infusées.....	124
Figure 4.4 Coques faites d'époxy B pendant l'arrachage des membranes d'infusion.....	125
Figure 4.5 Assemblage de la coque et de la portion d'acier d'un préprototype .....	126
Figure 4.6 Coulée du coeur d'époxy L.....	127
Figure 4.7 Les quatre préprototypes après la fabrication.....	127
Figure 4.8 Banc d'essai des préprototypes .....	128
Figure 4.9 Superposition des images du préprototype sec au début et à la force maximale lors de l'essai de flexion .....	129
Figure 4.10 Force en fonction du déplacement du point de chargement des préprototypes en flexion et des modèles numériques en conditions de matériaux secs et humides .....	130
Figure 4.11 Faciès de rupture du côté intrados de portion d'acier du préprototype sec (gauche) et humide (droite).....	134
Figure 5.1 Vue explosée de la géométrie du prototype avec la coque en matériau composite en bleu, le cœur d'époxy en jaune et la portion d'acier en rouge .....	137
Figure 5.2 Distribution de l'écart entre la géométrie théorique et les points de mesure de l'aube côté extradados .....	139
Figure 5.3 Côté intrados de l'aube en cours de découpe avec une vue d'ensemble (a) et avec un grossissement près de l'attache ceinture (b) .....	140
Figure 5.4 Superposition des modèles d'aube avec épaulement initial (jaune) et avec le nouvel épaulement (bleu transparent).....	141
Figure 5.5 Côté intrados de l'aube d'acier en cours d'usinage avec une vue d'ensemble (a) et avec un grossissement de la fraise (b).....	142

Figure 5.6 Épaulement intrados après l'usinage à la géométrie théorique près de l'attache plafond .....	143
Figure 5.7 Graphique des courbes d'épaisseur théorique et mesurée de l'acier en fonction de la position le long de l'épaulement (* 0 correspond à l'extrémité plafond et 1 à l'extrémité ceinture) .....	144
Figure 5.8 Schéma en coupe du moulage de la coque du prototype .....	146
Figure 5.9 Pièce extradados du moule femelle après polissage .....	147
Figure 5.10 Côté intrados de la portion mâle du moule .....	147
Figure 5.11 Peau de la coque après son laminage sur la pièce extradados du moule femelle...	149
Figure 5.12 Laminage des quatre couches sur la pièce extradados du moule femelle .....	150
Figure 5.13 Laminage de la première bande (bande 1) sur la portion mâle du moule .....	151
Figure 5.14 Assemblage de la pièce intrados et la portion mâle du moule .....	152
Figure 5.15 Positionnement et collage du Mylar sur le côté intrados de la coque (haut). Grossissement du marquage de découpe (bas). .....	153
Figure 5.16 Côté intrados des coques 1 (à gauche) et 2 (à droite) .....	154
Figure 5.17 Application de l'adhésif sur le côté intrados du joint de la pièce d'acier .....	157
Figure 5.18 Plaquettes de polycarbonate .....	159
Figure 5.19 Montage d'injection avant la première étape d'injection .....	161
Figure 5.20 Graphique de la température du prototype en fonction du temps lors du remplissage de la coque .....	163
Figure 5.21 Côté intrados du prototype .....	164
Figure 5.22 Côté intrados du prototype avec vue sur la coque du côté plafond .....	165
Figure 5.23 Distribution de l'écart entre la géométrie théorique et les points de mesure des côtés intrados (gauche) et extradados (droite) du prototype .....	166

## LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

ABFM	Aube à bord de fuite mince
ACP	ANSYS Composite PrePost
Comp.	Matériau composite
CTMhd	Centre de Technologie Mondial en hydroélectricité durable
É.-T.	Écart-type
FS	Facteur de sécurité
Moy.	Moyenne
PEF	Programme d'enveloppe de fonderie
RTM	Injection sous vide ( <i>Resin Transfer Molding</i> )
s	Symétrique
sem.	Semaine
VCRA	Valeur centrée réduite absolue





## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

### Symboles

E	Module d'élasticité [GPa]
E <sub>1</sub>	Module d'élasticité longitudinal [GPa]
E <sub>2</sub>	Module d'élasticité transversal [GPa]
E <sub>3</sub>	Module d'élasticité transversal [GPa]
G	Résistance à la fracture [J/m <sup>2</sup> ]
G <sub>12</sub>	Module de cisaillement en plan [GPa]
G <sub>13</sub>	Module de cisaillement en plan [GPa]
G <sub>23</sub>	Module de cisaillement hors plan [GPa]
L	Direction longitudinale
pH	Potentiel hydrogène [-]
S <sub>L</sub> <sup>(+)</sup>	Résistance longitudinale en traction [MPa]
S <sub>L</sub> <sup>(-)</sup>	Résistance longitudinale en compression [MPa]
S <sub>LT</sub>	Résistance en cisaillement [MPa]
S <sub>m</sub> <sup>(-)</sup>	Résistance en compression de la matrice [MPa]
S <sub>T</sub> <sup>(+)</sup>	Résistance transversale en traction [MPa]
S <sub>T</sub> <sup>(-)</sup>	Résistance transversale en compression [MPa]
T	Direction transversale
α	Seuil de signification [-]
β <sub>1</sub>	Taux d'expansion hygroscopique longitudinal [-]
β <sub>2</sub>	Taux d'expansion hygroscopique transversal [-]
ν	Coefficient de Poisson [-]
ν <sub>12</sub>	Coefficient de Poisson en plan [-]
ν <sub>13</sub>	Coefficient de Poisson en plan [-]
ν <sub>23</sub>	Coefficient de Poisson hors plan [-]
σ <sub>x</sub>	Contrainte normale selon l'axe X [MPa]
σ <sub>y</sub>	Contrainte normale selon l'axe Y [MPa]
σ <sub>z</sub>	Contrainte normale selon l'axe Z [MPa]
τ <sub>xy</sub>	Contrainte de cisaillement dans le plan XY [MPa]
τ <sub>xz</sub>	Contrainte de cisaillement dans le plan XZ [MPa]
τ <sub>yz</sub>	Contrainte de cisaillement dans le plan YZ [MPa]

### Unités de mesure

#### Unités de longueur

cm	centimètre
m	mètre
mm	millimètre
po	pouce
μm	micromètre

XXX

Unités de temps

h	heure
j	jour
min	minute
s	seconde

Unités de pression et de contrainte

GPa	gigapascal
MPa	mégapascal
Pa	pascal

Unités physiques

mPa•s	millipascal seconde (Unité de viscosité)
g/cm <sup>3</sup>	gramme par centimètre cube (Unité de masse volumique)
J/m <sup>2</sup>	Joule par mètre carré (Unité de résistance à la fracture)
kN	kilonewton (Unité de force)
mm/min	millimètre par minute (Unité de vitesse)
MW	mégawatt (Unité de puissance)
N	newton (Unité de force)
Nm	newton mètre (Unité de moment de force)
oz•po	once pouce (Unité de moment de force)
oz/vg <sup>2</sup>	once par verge carrée (Unité de masse surfacique)
tr/min	tour par minute (Unités de vitesse)
°C	degré Celsius (Unité de température)
°C <sup>-1</sup>	inverse d'un degré Celsius (Unité de dilatation thermique)

## INTRODUCTION

Les matériaux composites sont souvent prônés pour leurs propriétés mécaniques avantageuses pour un poids réduit ou bien pour leur coût réduit de mise en forme pour des pièces performantes. À travers tous les bénéfices des matériaux composites, l'entreprise GE a cerné un avantage en mesure de répondre à une problématique bien particulière soulevée par l'entreprise. Cette problématique repose sur les contraintes géométriques que possèdent les aciers de coulée utilisés aujourd'hui par GE pour la fabrication de volumineuses aubes de turbines hydrauliques. En effet, la présence de défauts de coulée dans ces pièces force GE à concevoir des aubes possédant une épaisseur minimale d'environ 15 mm. Cette épaisseur permet d'obtenir un ratio raisonnable entre l'épaisseur de l'acier par rapport à la taille des défauts qui s'y trouvent et ainsi, éviter que ces défauts ne se transforment en fissure. Cependant, il est préférable de minimiser l'épaisseur des aubes dans des zones stratégiques afin d'augmenter les performances hydrauliques des turbines. GE étudie donc la possibilité de remplacer l'acier d'une portion d'une aube de turbine par un matériau composite.

Ce projet a été proposé puis guidé par le Centre de Technologie Mondial en Hydroélectricité Durable (CTMhd) chez GE. Le CTMhd se charge des opérations de recherche et de développement en mettant au point des solutions innovatrices afin d'optimiser la performance des installations hydroélectriques. Le projet fait suite à une première collaboration entre l'ÉTS et le CTMhd. Dans le cadre de cette collaboration, un projet pilote a été réalisé afin d'évaluer le potentiel d'un bord de fuite d'aube en matériau composite; le bord de fuite étant le bord le plus mince d'une aube. Suite à ce projet, le CTMhd a proposé de poursuivre cet axe de recherche en définissant une nouvelle phase. Cette phase avait comme objectif d'effectuer la conception et la fabrication d'une aube de turbine hydraulique à bord de fuite mince en matériau composite. Cette phase correspond au projet détaillé ici.

Le projet est basé sur le cas de référence d'une roue de la centrale hydroélectrique Chief Joseph située sur le fleuve Columbia dans l'état de Washington aux États-Unis. Chief Joseph est la centrale hydroélectrique au fil de l'eau possédant la plus grande puissance installée au

monde (Clean Energy Action Project, 2012). La centrale est constituée de 27 groupes turbine-alternateur. La turbine de référence du projet est une turbine Francis et est installée dans les groupes turbines-alternateurs numéro 5 à 14 de la centrale Chief Joseph. L'aube qui sera conçue dans les prochains chapitres sera donc basée sur ce cas.

Ce mémoire compte cinq chapitres. Le premier consiste en une revue de la littérature couvrant différents sujets de l'utilisation des matériaux composites dans le domaine marin jusqu'à des méthodes de traitement de surface pour améliorer l'adhésion d'un polymère à l'acier. Le deuxième chapitre porte sur la sélection et la caractérisation mécanique et physique des matériaux sélectionnés pour la fabrication de l'aube à bord de fuite en matériau composite. Le troisième chapitre présente l'optimisation et l'analyse numérique de l'aube. Le quatrième chapitre se penche sur la fabrication et l'essai mécanique de petits prototypes nommés « préprototypes ». Enfin, le cinquième chapitre s'attaque à la fabrication d'un prototype d'aube à échelle réelle.

Il est à noter que tous les noms commerciaux des matériaux et des produits qui ont été utilisés pour la réalisation de ce projet ont été censurés afin de préserver la confidentialité du concept élaboré.

## **CHAPITRE 1**

### **REVUE DE LA LITTÉRATURE**

L'ensemble de la littérature couvrant les divers sujets qui seront abordés et étudiés au long de ce travail sera couvert dans ce chapitre. Ce chapitre débute par une introduction aux turbines hydrauliques de type Francis et termine par un survol de différentes méthodes de traitement de surface favorisant l'adhésion des colles de joints de collage. Ce chapitre couvre également l'utilisation des matériaux composites dans un environnement humide et l'influence de l'eau sur les matériaux composites et les joints collés.

#### **1.1 Les turbines Francis**

La turbine Francis a été inventée en 1849 (Wiśniewski et Olszański, 2015, p. 37; Hydro-Québec, 2016). Cette turbine convient à une grande fourchette de hauteur de chute d'eau, soit de 10 m à 650 m (Boyce, 2012, p. 357). Il s'agit du type de turbine le plus commun dans les installations hydroélectriques d'Hydro-Québec (Hydro-Québec, 2016). La Figure 1.1 présente le schéma d'un groupe turbine-alternateur avec les différentes parties.

La roue de turbine Francis possède plusieurs aubes profilées qui sont jointes au plafond et à la ceinture de la roue, comme illustré à la Figure 1.2 et la Figure 1.3. Le nombre d'aubes que possède une roue de turbine Francis varie entre 11 et 19. Une aube de roue possède deux côtés soit l'intrados et l'extrados. De façon générale, l'intrados est concave et l'extrados convexe. L'eau s'introduit dans la roue par le bord d'attaque de l'aube puis quitte l'aube par le bord de fuite.

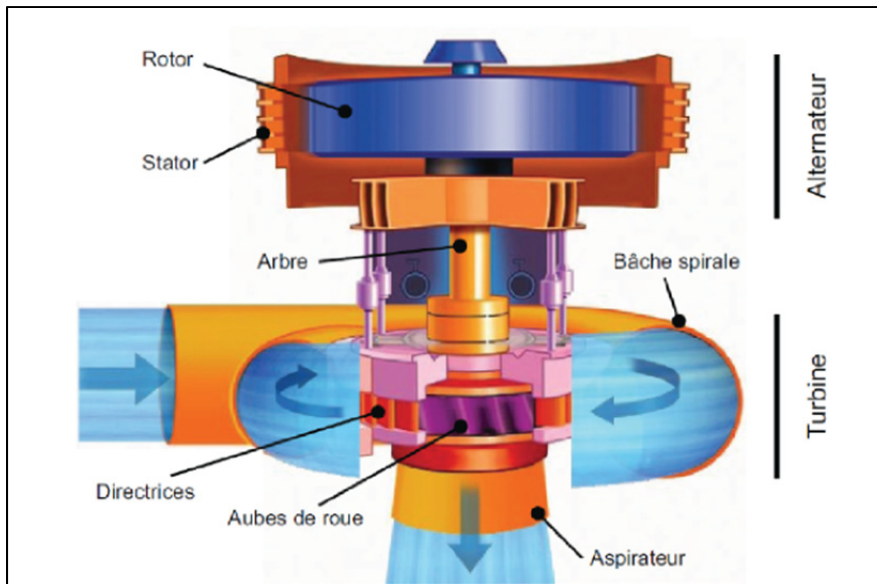


Figure 1.1 Schéma d'un groupe turbine-alternateur de centrale hydroélectrique  
Tiré de Côté (2011)

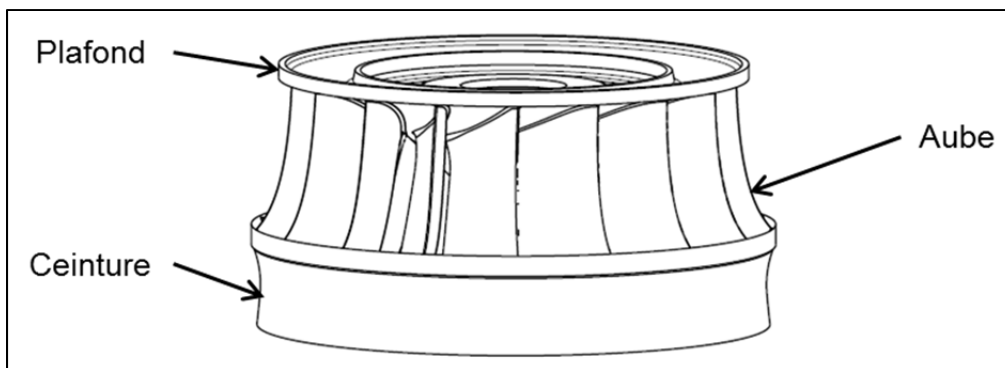


Figure 1.2 Roue de turbine Francis des groupes 5 à 14 de la centrale de Chief Joseph

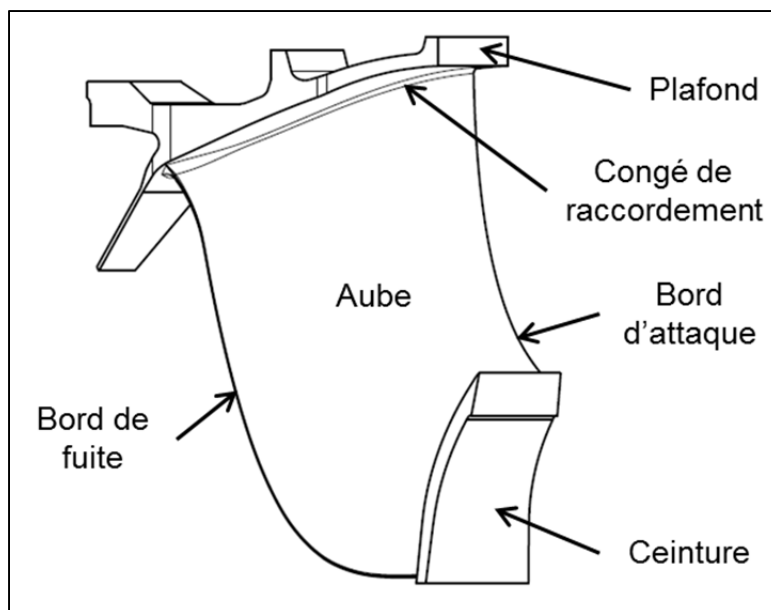


Figure 1.3 Vue d'une section de la roue de turbine Francis des groupes 5 à 14 de la centrale de Chief Joseph

## 1.2 Utilisation des matériaux composites dans le domaine marin

Les matériaux composites sont déjà employés pour la fabrication de pièce destinée à être utilisée sous l'eau. Cette section s'intéresse aux applications marines des matériaux composites, que ce soit des pièces de bateaux ou des pales d'hydroliennes.

### 1.2.1 Utilisations navales et fabrication d'hélices

Les matériaux composites sont utilisés dans la fabrication de coques et de ponts de bateaux depuis bien longtemps déjà (Greene, 1990, p. 5). La Figure 1.4 dresse l'utilisation des différents matériaux composites utilisés dans l'industrie marine. Cette figure montre que la fibre de verre et la résine polyester sont les matériaux les plus communément utilisés dans l'industrie marine pour leur faible coût (Greene, 1990, p.41,47).

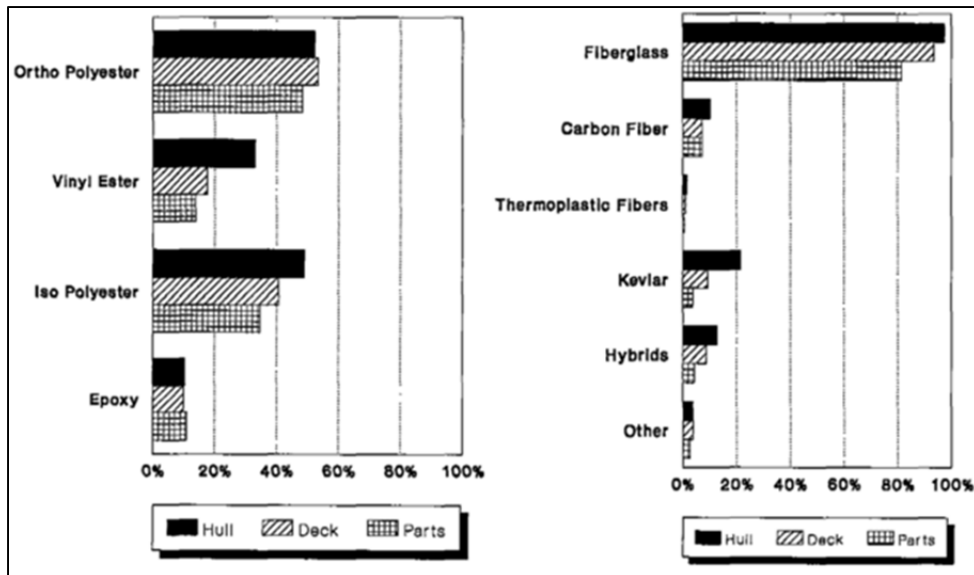


Figure 1.4 Utilisation des résines thermodurcissables (gauche) et des renforts (droite) pour les pièces en matériaux composites dans l'industrie marine en 1990  
Tirée de Greene (1990, p.43-47)

Les composites à hautes performances sont également utilisés dans le domaine marin. Par exemple, la coque du catamaran de compétition Alinghi 5 est faite d'un composite à haute performance en structure en sandwich (Moeykens, 2010). La coque est constituée d'une âme en nid-d'abeilles d'aluminium. Une peau faite d'un mélange de préimprégnés et de couches de fibre de carbone et d'époxy se trouve de chaque côté de l'âme.

Les matériaux composites ne sont pas uniquement utilisés pour fabriquer les coques des bateaux, mais également des hélices. Ching-Chieh, Ya-Jung et Chu-Sung (2005) ont évalué la résistance d'une hélice de bateau constituée de pales en matériau composite. Les pales possédaient différents empilements symétriques de couches de fibre de carbone T300 et d'époxy. Leurs résultats ont montré que certains empilements résistaient aux efforts mécaniques tandis que d'autres empilements possédant des orientations différentes ne résistaient pas. He *et al.* (2011) ont fabriqué et testé une autre hélice de bateau en matériau composite. Cette hélice était faite d'un matériau composé de couches de fibre de carbone unidirectionnelle et d'époxy. Leurs résultats ont montré une réduction de 37% du poids de



l'hélice comparativement à une hélice équivalente en aluminium. Une autre hélice de bateau en matériau composite est également commercialisée. En effet, l'entreprise Piranha Propellers commercialise une hélice de bateau constituée de fibre de verre et de nylon (Stahl, 1990).

### **1.2.2 Fabrication de pales d'hydroliennes en matériaux composites**

Les matériaux composites ont également été étudiés dans la fabrication de pales d'hydroliennes. L'industrie de l'énergie s'intéresse à l'énergie hydrolienne, entre autres pour le fait que les hydroliennes peuvent tirer l'énergie des courants de marée qui sont prédictibles et fiables contrairement aux vents dans le cas des éoliennes (Marsh, 2004, p. 47).

En 2003, l'entreprise *Marine Current Turbines* a réalisé la fabrication d'un prototype d'hydrolienne selon Marsh (2004). Cette hydrolienne de 11 m diamètre a ensuite été testée en mer. Le longeron principal et les nervures des pales de cette hydrolienne ont été fabriqués d'un matériau composé de fibres de carbone et d'époxy. La rigidité élevée de la fibre de carbone permet de minimiser la déformation des pales sous la force de l'eau. Le revêtement des pales a été fabriqué d'un matériau composite fait d'une résine époxy et de fibres de verre. Le revêtement a été mis en forme en deux sections avant d'être assemblé. Dans ce dernier cas, la fibre de verre a été privilégiée, car cette fibre possède une bonne résistance aux impacts, elle possède une certaine rigidité et elle est abordable.

Toujours selon Marsh (2004), la même entreprise a ensuite conçu un autre prototype d'hydrolienne. Cette machine possédant deux rotors de 16 m de diamètre a également été mise à l'essai. Les longerons, les nervures et le revêtement des pales ont été fabriqués des mêmes matériaux que dans le cas de l'hydrolienne précédente.

### **1.2.3 Fabrication d'ailes immergées en acier et en matériaux composites**

Greszczuk et Couch (1979) ont examiné, il y a déjà plusieurs années, l'utilisation de matériaux composites pour fabriquer une aile immergée pour un bateau. Leur étude consistait

à fabriquer et tester des éprouvettes de joint collé en biseau double composées d'une pièce d'acier et d'un matériau composite, comme qu'illustré à la Figure 1.5.

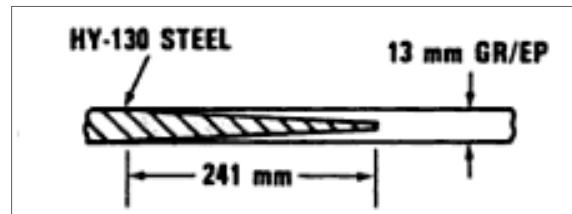


Figure 1.5 Schéma d'une éprouvette de joint collé en biseau double avec la portion d'acier à gauche et la portion en matériau composite à droite  
Tirée de Greszczuk et Couch (1979, p. 93)

Ces joints représentaient des parties structurellement critiques de leur prototype d'aile immergée. Les matériaux composites utilisés étaient constitués de deux types de fibres de carbone différents et une résine époxy. Ils ont également testé des éprouvettes de mêmes dimensions, mais faites de matériau composite seulement. Les essais se sont déroulés dans l'air ambiant. Une diminution de la résistance en tension et en compression de 33% a été observée par rapport à des éprouvettes faites uniquement en matériau composite. Dans cette étude, l'épaisseur au bout du biseau double de l'acier semble avoir influencé les performances en compression des éprouvettes. En effet, l'augmentation de l'épaisseur semblait provoquer une diminution de la résistance du joint dans ce cas de chargement.

### 1.3 Utilisation de matériaux composites dans des projets de GE

GE s'intéresse aux bénéfices des matériaux composites depuis plusieurs années. Par exemple, GE a étudié à Grenoble en 2003 un auget de turbine Pelton en matériau composite. Un projets de recherche portant sur l'utilisation des matériaux composites a également été menés par le département du CTMhd à Sorel-Tracy au cours des dernières années. Ce projet portait sur le développement d'une extension d'aube avant-directrice en matériau composite.

### 1.3.1 Auget de turbine Pelton en matériau composite

Comme que l'on peut lire dans le rapport de Roman, Vuillerod et François (2003), GE a fabriqué et mis à l'essai un auget de turbine Pelton fait d'un matériau composé de fibre de carbone et d'époxy. Les augets sont des pièces sévèrement chargées mécaniquement disposées en circonférence de la turbine qui permettent de dévier l'écoulement d'eau. La Figure 1.6 présente l'auget qui a été fabriqué dans le cadre de ce projet. L'auget a été soumis à un essai en fatigue avec un chargement correspondant au chargement réel. L'essai s'est déroulé avec un écoulement d'eau continu sur l'auget et a été arrêté après  $10^8$  cycles. Aucun endommagement n'était visible après cet essai. À la suite à cet essai, le même auget a été soumis à un essai quasi statique jusqu'à la rupture. Une charge plus de trois fois supérieure au chargement en conditions d'opération a été requise pour provoquer la rupture de la pièce. La pièce a donc satisfait les critères de résistance mécanique. La pièce possédait également des parois plus minces et une masse considérablement plus faible qu'un auget courant.



Figure 1.6 Auget de turbine Pelton en matériau composite  
Tirée de Roman, Vuillerod et François (2003, p. 1)

### 1.3.2 Extensions d'aube avant-directrice

GE a opté pour une solution reposant sur l'utilisation de résines époxy et d'un matériau composite pour effectuer la fabrication d'un prototype d'extension d'aube avant-directrice de turbine de centrale hydroélectrique. Ces extensions ont comme objectif d'augmenter le

rendement de la turbine (Beaulieu, Labrecques et Sabourin, 2013, p. 1). Lors de ce projet, les matériaux ont été sélectionnés dans l'objectif de faciliter la fabrication et l'installation, entre autres. GE a opté pour un cœur fait en époxy coulée entouré d'une coque faite en un matériau composé de fibre de verre et d'époxy. L'adhésif utilisé pour l'assemblage de la coque à la portion d'acier du prototype était un adhésif époxy.

GE a procédé en 2013 à l'installation d'extensions d'aubes avant-directrice en matériau composite dans un groupe turbine-alternateur à la centrale Chief Joseph aux États-Unis selon Beaulieu (2013). Parmi les vingt-quatre avant-directrices du groupe en question, deux d'entre elles ont été munies d'une extension en matériau composite tandis que les autres ont été équipées d'extensions en acier, soit le matériau communément utilisé pour ce type d'extension. Suite à une inspection visuelle après une année de service, les deux extensions ne présentaient aucun endommagement et aucune dégradation, selon GE.

#### **1.4 Les joints de collage**

La fixation mécanique à l'aide de boulons, vis ou rivets est une méthode de fixation très courante. Cette méthode de fixation n'est cependant pas à privilégier chez les matériaux composites. En effet, ce type de fixation permet généralement d'atteindre seulement de 25 à 50% de la résistance potentielle du matériau composite (Devine, 1979, p. 23). Les pièces de fixation causent l'apparition de concentrations de contraintes mécaniques et peuvent également provoquer de la corrosion galvanique avec la fibre de carbone notamment (Messler, 2004, p. 59).

Le collage s'avère être une méthode d'assemblage plus performante que la fixation mécanique pour les matériaux composites. En effet, un joint collé bien conçu devrait assurer une rupture dans les pièces jointes avant une rupture dans le joint même (Miracle, 2001, p. 621; Campbell, 2010, p. 485).

### 1.4.1 Configurations géométriques de joint de collage

Il existe une multitude de configurations géométriques de joints assemblés par collage (*Voir ANNEXE I, p. 171*). Les configurations illustrées à la Figure 1.7 sont détaillées dans les lignes qui suivent.

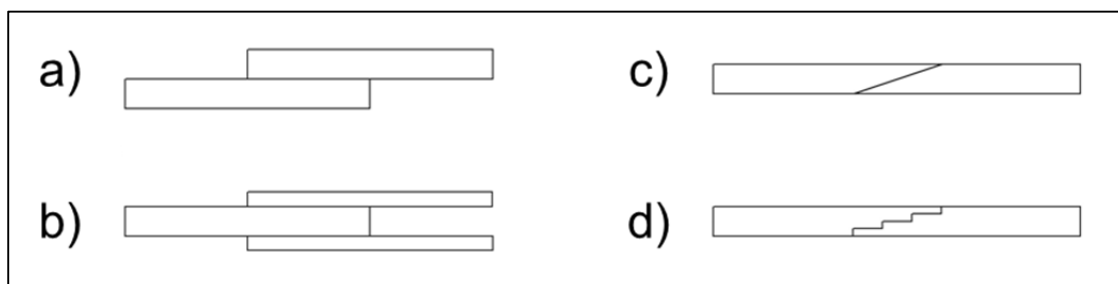


Figure 1.7 Configurations de joint collé : joint en recouvrement simple (a), joint en recouvrement double (b), joint en biseau (c) et joint en recouvrement échelonné (d)

#### 1.4.1.1 Joint en recouvrement simple

Le joint collé en recouvrement simple constitue le type de joint le plus simple (Devine, 1979, p. 2). Ce joint est représenté par la configuration « a » de la Figure 1.7. Ce type de joint possède une faible résistance mécanique (Campbell, 2010, p. 469).

#### 1.4.1.2 Joints en recouvrement double

Le joint en recouvrement double est représenté par la configuration « b » de la Figure 1.7. Cette configuration géométrique est très simple et confère une bonne résistance mécanique (Campbell, 2010, p. 469). Peu d'efforts en flexion sont induits dans ce type de joint lorsqu'il est soumis à une charge en tension (Devine, 1979, p. 2; Campbell, 2010, p. 466).

L'adhésif d'un joint collé est susceptible de subir du fluage sous un chargement soutenu. Il est possible de minimiser ce désagrément avec un joint collé en recouvrement double, en

augmentant la longueur du recouvrement afin de créer une zone de faible contrainte. Cette zone devrait limiter le fluage du joint en entier (Campbell, 2010, p. 477).

#### **1.4.1.3 Joints en biseau**

Un joint en biseau est théoriquement la configuration la plus avantageuse pour l'assemblage de matériaux composites soumis à un effort en tension à cause de la compatibilité de déformation des pièces collées et l'uniformité de la distribution de contrainte dans le joint (Devine, 1979, p. 5). Ce type de joint est illustré par la configuration « c » de la Figure 1.7. Cependant, afin d'obtenir un joint entre des pièces en matériaux composites aussi résistant que les pièces assemblées, la pente du joint doit être très peu prononcée, soit inférieure à 2% (Campbell, 2010, p. 479). Pour un effort en flexion, la diminution de la pente provoque également une augmentation de la résistance d'un joint d'après Campilho *et al.* (2010). Pour l'assemblage de matériaux composites, ce type de collage requiert l'usinage en angle du stratifié, ce qui peut compliquer la fabrication (Devine, 1979, p. 5).

#### **1.4.1.4 Joints en recouvrement échelonné**

Le joint en recouvrement échelonné correspond à la configuration « d » de la Figure 1.7. Cette configuration de joint ressemble à celle en biseau. En effet, le joint en biseau correspond à un joint en recouvrement échelonné où l'on compte une infinité d'échelons (Devine, 1979, p. 23). En fait, seulement deux échelons suffisent pour obtenir un comportement mécanique s'approchant de celui d'un joint en biseau (Devine, 1979, p. 23). Cependant, plus le nombre d'échelons est élevé, plus le joint est résistant en tension (Campbell, 2010, p. 480; Kim, Park et Han, 2004, p. 75), en flexion (Sawa *et al.*, 2010, p. 304) et en fatigue (Kim, Park et Han, 2004, p. 75). Cependant, la résistance en fatigue plafonne lorsque le joint possède environ six échelons (Kim, Park et Han, 2004, p. 75). Le joint à recouvrement échelonné double est une configuration équivalente au joint en recouvrement échelonné, mais possède un plan de symétrie. Ce joint en recouvrement échelonné double est illustré à la Figure-A I-1 (*Voir ANNEXE I*, p. 171). La configuration double est plus avantageuse pour l'assemblage de matériaux composites fortement sollicités

(Campbell, 2010, p. 485). Ce type de joint présente plusieurs avantages. Cette configuration de joint est excellente pour l'assemblage de stratifiés épais (Campbell, 2010, p. 485) et permet une certaine liberté sur la longueur du joint (Campbell, 2010, p. 480). Il est également possible de limiter le fluage de l'adhésif à l'aide d'un joint en recouvrement échelonné en augmentant la longueur d'un échelon se trouvant au centre du joint (Campbell, 2010, p. 480).

Ce type de joint compte également des inconvénients (Campbell, 2010, p. 479-481). Ce type de joint est difficile à inspecter et la distribution de la contrainte de cisaillement dans l'adhésif est hétérogène avec des contraintes élevées aux extrémités de chaque échelon. De plus, l'adhésif et la matrice du matériau composite doivent durcir en même temps pour obtenir de meilleures performances mécaniques. Cela peut provoquer certaines complications. Le retrait des couches peut créer un jeu entre les échelons et les couches ce qui nuirait considérablement à la résistance en compression de ce joint. Cela pourrait également demander que les matériaux liés ensemble possèdent un coefficient de dilatation thermique similaire. De surcroît, plus les matériaux assemblés possèdent une élasticité différente, plus la contrainte est élevée aux extrémités du joint, lorsque soumis à un effort en flexion (Sawa *et al.*, 2010, p. 304).

#### **1.4.2 Caractérisation mécanique de joints collés**

Plusieurs essais de joint collés peuvent être effectués afin de caractériser la résistance mécanique d'un adhésif. L'essai en cisaillement de joints en recouvrement simple est le type de joint le plus communément utilisé pour tester des adhésifs par un essai de cisaillement. Ce type de joint ne permet cependant pas d'évaluer la valeur réelle de la résistance en cisaillement de l'adhésif (DeVries et Borgmeier, 2000, p. 840), car l'essai mécanique provoque des efforts normaux indésirables dans le joint (DeVries et Borgmeier, 2000, p. 840; Campbell, 2010, p. 466). La distribution de contrainte dans l'adhésif n'est pas uniforme et atteint des valeurs maximales aux extrémités du recouvrement (Campbell, 2010, p. 466,470). Des essais différents peuvent être réalisés pour caractériser la résistance d'un adhésif, comme

un essai en torsion. Les avantages et les inconvénients de trois autres essais sont présentés en annexe (*Voir ANNEXE XXIV*, p. 255).

### **1.4.3 Modélisation numérique des joints collés**

Plusieurs études portent sur la modélisation numérique de joints de collage entre des pièces en matériau composite dans le but de prédire leur comportement mécanique et leur rupture. Plusieurs configurations de joint ont été analysées par le passé. De fait, les quatre configurations géométriques détaillées plus tôt ont fait l'objet de modélisations numériques pour l'assemblage de matériaux composites.

Tous les joints qui seront discutés dans les prochaines lignes possèdent une géométrie quasi bidimensionnelle; c'est-à-dire qu'ils correspondent à une géométrie bidimensionnelle extrudée. Ainsi, certains auteurs ont fait le choix d'effectuer l'analyse de ces joints à l'aide de modèles numériques bidimensionnels. C'est ce qu'ont fait Turaga et Sun (2008) et Tsouvalis et Karatzas (2011) pour la modélisation de joints en recouvrement d'une pièce en matériau composite assemblée à une autre pièce en métal. Plusieurs auteurs ont plutôt opté pour l'analyse de joints collés à l'aide de modèles tridimensionnels. Pour ne nommer que quelques auteurs ayant eus recourt à un modèle tridimensionnel, Gunnion et Herszberg (2006), Jianxin, Chen et Dinghe (2011) et Kumar *et al.* (2006) ont utilisé cette méthode pour modéliser un joint comprenant un matériau composite. Les auteurs optent généralement pour des éléments solides pour leurs modèles tridimensionnels.

Quelques auteurs ont négligé l'épaisseur de la couche d'adhésif de leurs modèles de joint collé. C'est le cas pour Shin et Lee (2003) et Campilho *et al.* (2010). D'autres auteurs, comme Gunnion et Herszberg (2006), Jianxin, Chen et Dinghe (2011) et Kumar *et al.* (2006), ont plutôt considéré la présence d'une couche d'adhésif. L'épaisseur de cette couche variait entre 0,05 mm et 0,15 mm dépendamment du modèle.



Les critères de rupture de joints collés sont très nombreux et il est difficile d'évaluer lequel d'entre eux représente le mieux la réalité (Odi et Friend, 2004, p. 396). Les critères de contraintes maximales ou déformation maximale dans le joint sont les plus fréquemment utilisés (Odi et Friend, 2004, p. 396). Gunnion et Herszberg (2006) et Turaga et Sun (2008) analysent la contrainte normale et la contrainte de cisaillement dans l'adhésif d'un joint collé. Ces auteurs n'ont effectué l'analyse des contraintes qu'à la mi-épaisseur de la couche d'adhésif du joint qu'ils ont modélisé. Kumar *et al.* (2006) utilisent plutôt la contrainte von Mises en tant que critère de rupture pour l'analyse de la couche d'adhésif de leur modèle de joint.

Certains auteurs se sont intéressés à la résistance du matériau composite des pièces assemblées par collage. Une étude a permis d'observer une corrélation entre les résultats expérimentaux et le critère de délamination de Ye tiré de modèles numériques de joint collé en recouvrement simple (Shin et Lee, 2003, p. 419). Dans la même étude, une corrélation a été observée entre les résultats expérimentaux et le critère de rupture de Tsai-Wu obtenu numériquement dans le cas de modèles de joint collé en recouvrement double (Shin et Lee, 2003, p. 419). Dans une autre étude, le critère de Hashin a été utilisé pour prédire la rupture du matériau composite de pièces assemblées en recouvrement simple. Les résultats expérimentaux de cette étude correspondent bien aux prédictions réalisées à l'aide de leur modèle numérique (Apalak, Apalak et Genc, 2006, p. 700).

Le matériau composite des pièces assemblées par collage dans les modèles numériques est souvent défini comme un matériau orthotrope (Jianxin, Chen et Dinghe, 2011, p. 298; Shin et Lee, 2003, p. 412; Tsouvalis et Karatzas, 2011, p. 160). Chaque pièce en matériau composite a même été considérée comme étant un seul corps homogène et orthotrope dans une autre étude (Kumar *et al.*, 2006, p. 113). Cette simplification n'a pas empêché ces derniers auteurs d'obtenir une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et numériques de la résistance du joint en fonction de l'angle du biseau d'un joint en biseau (Kumar *et al.*, 2006, p. 120).

Selon l'étude, l'adhésif et le matériau composite sont parfois considérés comme des matériaux linéaires et d'autres fois, comme des matériaux non linéaires. Occasionnellement, l'adhésif possède un comportement linéaire suivi d'un comportement plastique. Enfin, les contraintes résiduelles causées par le refroidissement en autoclave des pièces sont parfois prises en compte dans les modèles numériques.

## **1.5 Influence de l'immersion en eau sur le comportement mécanique des matériaux**

L'immersion en eau de certains matériaux peut affecter leur réponse à une sollicitation mécanique. Cette section s'intéresse notamment à l'influence de l'eau sur le comportement mécanique des matériaux composites et des joints collés.

### **1.5.1 Vieillissement des polymères**

Certaines études ont recours au vieillissement accéléré pour évaluer la dégradation à long terme d'un matériau. Trois méthodes permettent d'accélérer le vieillissement des polymères immergés dans l'eau. La première, la plus commune, consiste à augmenter la température de l'eau. La deuxième consiste à réduire l'épaisseur des éprouvettes d'essai. Enfin, la troisième méthode compte sur l'augmentation de la contrainte mécanique des pièces dans le cas d'un vieillissement sous contrainte (Davies et Rajapakse, 2014, p. 170).

### **1.5.2 Vieillissement des matériaux composites**

Tunal *et al.* (2015) ont étudié des matériaux composites pour la fabrication d'hydroliennes. Ces auteurs ont caractérisé l'influence du vieillissement en eau salée sur les propriétés mécaniques de trois matériaux constitués de fibre de carbone unidirectionnelle et d'époxy. La méthode de mise en forme variait d'un matériau à l'autre. Le premier matériau était fait de fibre préimprégnée, le deuxième a été fabriqué par injection sous vide et le troisième a été mis en forme par infusion. Les éprouvettes d'essai mécanique ont été conditionnées dans de l'eau salée à 60°C ou 80°C dépendamment du matériau, il s'agissait donc de vieillissements

accélérés. Les trois matériaux ont connu une diminution de 20% à 40% de leur résistance longitudinale et transversale en traction pour des durées d'immersion suffisante pour que les éprouvettes atteignent un équilibre en humidité. Cependant, aucune variation significative des modules d'élasticité longitudinale et transversale n'a été observée avec ces conditionnements. À travers leurs essais, les auteurs ont remarqué que le taux d'absorption d'eau à l'équilibre en humidité du matériau mis en forme par injection sous vide augmentait en fonction de la température de l'eau.

Davis *et al.* (2013) se sont également intéressés aux matériaux composites pour la fabrication d'hydroliennes. Ils ont testé des éprouvettes en matériau composé de fibre de carbone unidirectionnelle et d'époxy mises en forme par infusion. Le matériau a connu une diminution de résistance en fatigue lors d'un essai immergé après un vieillissement accéléré de neuf mois en eau salée à 60°C. Davies et Rajapakse (2014) ont encore observé une diminution de la résistance en fatigue d'un matériau possédant la même composition après le même conditionnement. Par contre, ce matériau composite possédait un empilement quasi isotrope dans cette étude.

Davis *et al.* (2013) ont également réalisé des essais sur un matériau composite fait de fibre de verre et d'époxy. Un vieillissement du matériau immergé pendant trois mois en eau salée à 60°C a provoqué une forte diminution de la résistance en flexion et en fatigue. La diminution de résistance en fatigue était beaucoup plus importante pour ce matériau comparativement à celui du matériau fait de fibre de carbone.

### **1.5.3 Influence de l'immersion en eau sur la résistance de joints collés**

Les solutions aqueuses possédant des valeurs de pH extrêmes diminuent la résistance à la fracture d'un joint collé par rapport à des solutions se situant près de la neutralité (Cognard, 2000, p. 285), comme le montre la Figure 1.8.

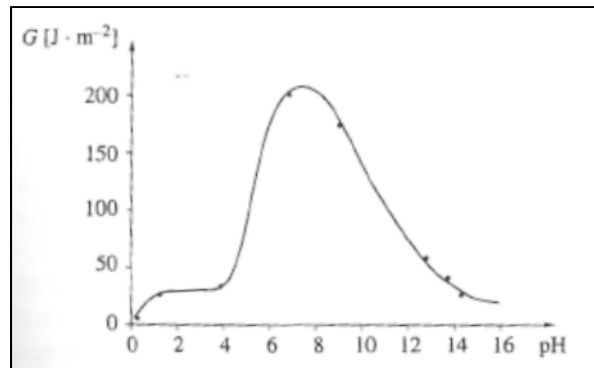


Figure 1.8 Résistance à la fracture d'un joint collé en fonction du pH de la solution de conditionnement  
Tirée de Cognard (2000, p. 285)

Greszczuk (1983) a fait une seconde étude sur l'utilisation des matériaux composites pour la fabrication d'ailes immergées. Les éprouvettes testées sont identiques à celles testées dans l'étude du même auteur présentée plus tôt et correspondent à la géométrie présentée précédemment à la Figure 1.5. Certaines de ces éprouvettes ont été soumises à de la fatigue en compression dans l'air ambiant et d'autres, dans de l'eau salée. Ces essais ont duré moins de 16 heures. Il a été observé que les conditions environnementales des essais ont eu une influence négligeable sur la résistance de ces joints collés.

Il est important de noter que la dégradation d'un joint collé provoquée par la combinaison de l'humidité et de contraintes mécaniques soutenues peut différer beaucoup par rapport à la dégradation observée par ces deux facteurs observés indépendamment (Cognard, 2000, p. 290; Troughton, 2008, p. 172).

## 1.6 Adhésion et traitements de surface

Un adhésif est un matériau qui est en mesure de se fixer à un substrat. L'adhésion est provoquée par l'attraction intermoléculaire à interface de l'adhésif et du substrat (Mosallam, 2011, p. 131). Le traitement de surface des substrats avant le collage est considéré comme un des aspects les plus importants du collage (Mosallam, 2011, p. 144; Troughton, 2008,

p. 146,158; Miracle, 2001, p. 626). Cette section s'intéresse donc aux traitements de surface de différents substrats, notamment l'acier inoxydable et l'époxy.

### **1.6.1 Traitements de surface des aciers**

Différents traitements mécaniques et chimiques sont recommandés dans la littérature pour améliorer l'adhésion aux aciers inoxydables. Parmi les traitements mécaniques, le sablage et le grenaillage sont recommandés pour améliorer l'adhésion (ASTM Standard D2651-01R08, 2008, p. 4). Par contre, ce sont des traitements chimiques qui sont les plus souvent recommandés pour ce type de matériau. Ebnesajjad (2011), Wegman (1989) et Cognard (2000) recommandent souvent des traitements par immersion dans des solutions acides telles que des solutions composées d'acide nitrique (ASTM Standard D2651-01R08, 2008, p. 4; Wegman, 1989, p. 74; Cognard, 2000, p. 238) ou d'acide sulfurique (ASTM Standard D2651-01R08, 2008, p. 4; Wegman, 1989, p. 74-78).

Selon Kinloch (1983), le primer de silane  $\gamma$ -glycidoxypropyltriméthoxysilane peut améliorer la résistance d'un joint collé immergé en eau. En effet, ce primer a permis d'augmenter la résistance d'un joint d'acier collé avec un adhésif d'époxy et ayant été vieillis dans une eau à 60°C, comme le montre la Figure 1.9. Ce traitement permet de former des liaisons chimiques primaires avec l'acier de même qu'avec l'adhésif.

Aakkula et Saarela (2014) ont testé un traitement plus complexe pour améliorer l'adhésion à l'acier inoxydable. Ce traitement comprenait un grenaillage des éprouvettes suivi d'un traitement à l'aide d'un mélange de primer de silane  $\gamma$ -glycidoxypropyltriméthoxysilane et d'autres produits chimiques. Des essais de joints collés en recouvrement simple avec un adhésif d'époxy ont été réalisés pour comparer ce traitement à des joints où l'acier inoxydable a simplement été passivé. Le traitement a permis d'augmenter la résistance en cisaillement de 134% et 657% pour des joints en conditions sèche et humide respectivement.

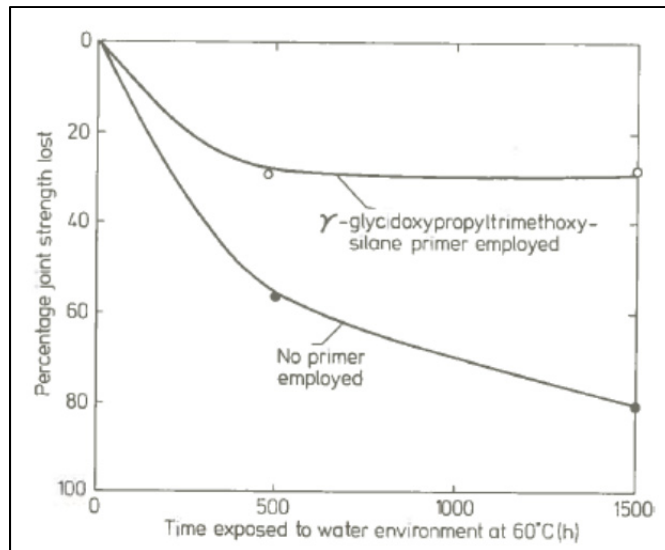


Figure 1.9 Variation de la résistance de joints collés d'acier avec un adhésif d'époxy  
Tiré de Kinloch (1983, p. 307)

Ochoa-Putman et Vaidya (2011) ont testé la technique par dépôt chimique en phase vapeur assisté par plasma pour améliorer la résistance de joints collés en recouvrement simple. Des joints faits de pièces d'acier traité en déposant un revêtement de silicium et collés avec du polypropylène modifié ont connu une augmentation de résistance en cisaillement de 50%. Des essais ont également été réalisés en utilisant un époxy modifié comme adhésif, mais aucune amélioration n'a été observée dans ce cas.

### 1.6.2 Traitements de surface des résines époxy

Le ponçage est la méthode recommandée pour préparer l'époxy au collage (ASTM Standard, 2011, p. 2; Wegman, 1989, p. 113). C'est cette méthode qu'ont utilisée Ochoa-Putman et Vaidya pour préparer la surface de pièces en époxy préalablement à l'assemblage de joints collés (Ochoa-Putman et Vaidya, 2011, p. 907).

Pocius et Wenz (1985) ont testé plusieurs traitements mécaniques de surface pour favoriser l'adhésion au matériau composite fait de fibre de carbone et d'époxy. Selon leurs essais, le ponçage a également été la méthode de traitement de surface la plus avantageuse pour

favoriser l'adhésion à l'époxy renforcé de fibres de carbone. Ces auteurs ont également testé deux autres traitements de surface, soit le grenaillage des surfaces de collage et l'arrachement de tissu. Pour plusieurs méthodes de mise en forme de matériaux composite, un tissu sépare le matériau composite des différentes membranes de mise en forme. L'arrachement de ce tissu confère un certain état de surface au matériau composite. C'est cet état de surface qui a été mis à l'essai dans cette étude. Ces deux dernières méthodes se sont avérées moins performantes que le ponçage.





## **CHAPITRE 2**

### **SÉLECTION ET CARACTÉRISATION DES MATÉRIAUX**

Ce chapitre porte sur la sélection de matériaux pour la fabrication du bord de fuite de l'aube et leur caractérisation physique et mécanique.

#### **2.1 Conditions d'utilisation du bord de fuite d'aube**

Afin d'effectuer un choix éclairé des matériaux, il est essentiel d'analyser les conditions d'utilisation de l'aube.

##### **2.1.1 Conditions de chargement mécanique**

L'écoulement d'eau provoque d'importants efforts mécaniques dans les aubes de la roue. Deux conditions de chargement seront discutées ici, soit les chargements statiques et dynamiques.

###### **2.1.1.1 Chargement statique**

Le chargement hydraulique causé par l'écoulement d'eau provoque une torsion de la roue et une flexion des aubes. Ces déformations induisent d'importantes contraintes statiques au bord de fuite de l'aube. De fait, les contraintes mécaniques les plus intenses de la roue se retrouvent généralement au bord de fuite des aubes. Cette charge statique pourrait également solliciter les matériaux en fluage. De plus, la gravité et l'accélération centripète causent une déformation de la roue qui induit des contraintes supplémentaires dans les aubes.

###### **2.1.1.2 Chargement dynamique**

Les aubes sont également sujettes à des efforts dynamiques. Bien que l'arrêt de la machine soit peu fréquent, le nombre de cycles d'arrêt et départ au cours de la vie d'une roue induit un

chargement dynamique qui peut être considérable. De plus, en cours de fonctionnement, une turbine ne fonctionne généralement pas à charge maximale 100% du temps. En effet, la puissance d'une turbine est souvent modulée par l'intermédiaire du contrôle de débit d'eau afin de s'ajuster à la demande ponctuelle en électricité. La variation des efforts dans la roue étant grossièrement proportionnelle à la variation de la puissance de la machine, ces variations induisent de la fatigue à long terme dans les aubes de la roue. Le bord de fuite est également soumis à des efforts vibratoires causés par les tourbillons de Karman dans le sillage de l'aube. Ces tourbillons font osciller le bord de fuite et le sollicitent donc en fatigue. Il est anticipé qu'un amincissement du bord de fuite provoque une diminution importante de l'amplitude de la vibration induite par ces tourbillons, selon l'équipe de GE. Par contre, la fréquence d'oscillation devrait augmenter.

Le caractère dynamique de l'aube conçue dans le cadre de ce projet ne sera pas évalué. Le caractère dynamique du chargement est complexe et l'intensité de ces sollicitations est inconnue. De plus, caractériser expérimentalement le comportement mécanique afin de prédire la réponse mécanique de la roue à un chargement dynamique serait très laborieux et constituerait un projet de quelques années en lui-même. Toutefois, la présence de ces sollicitations dynamiques sera considérée de manière qualitative lors de différentes étapes de conception.

### **2.1.2 Conditions environnementales**

L'aube se situe dans une eau douce dont la température varie entre 0 et 24°C (WA.Ecology). L'acidité de cette eau se situe généralement à des valeurs de pH variant entre 7 et 8,5 (Fuhrer *et al.*, 1996, p. 49). Ces valeurs de température et de pH auront peu d'effets sur les matériaux composites ou les portions polymériques. Cependant, l'immersion en eau pendant plusieurs années affectera certainement les propriétés mécaniques de ces matériaux et cet aspect est donc pris en compte dans le projet.

### **2.1.3 Durée de vie**

Lors de la conception d'une roue, GE vise généralement une durée de vie de 70 ans. Cette longue durée de vie demande de bien anticiper le comportement mécanique de la roue à très long terme. Avec cette durée de vie visée, il est probable que les phénomènes de fatigue et de fluage influencent les propriétés mécaniques de la pièce. Ces phénomènes seront considérés qualitativement.

## **2.2 Sélection de la configuration géométrique du joint de l'aube**

Il a d'abord été convenu de conserver la plus grande portion possible d'acier dans le concept. Puisque l'acier est généralement beaucoup plus rigide que les matériaux composites. L'acier supportera la grande majorité des efforts mécaniques. Si l'on remplace davantage d'acier par un matériau composite, on diminue la rigidité de l'aube et l'on augmente les efforts dans l'acier. Cependant, la transition de l'acier au matériau composite ne doit pas se trouver trop près du bord de fuite, car il ne faut pas que l'acier possède une trop faible épaisseur.

Puisque la pièce à concevoir allait posséder par endroit une épaisseur supérieure à 2 cm, il a été choisi de fabriquer le bord de fuite en deux matériaux distincts, soit une coque en matériau composite et un cœur de polymère. Plusieurs configurations géométriques ont été envisagées pour le joint entre le matériau composite et l'acier parmi ceux qui ont été présentés au chapitre précédent. La configuration en biseau double a été celle qui a été considérée au départ. Par contre, malgré les nombreux avantages de ce type de joint, cette configuration a dû être rejetée. La raison repose sur le fait que le joint se situe à un endroit où l'acier est déjà relativement mince et fortement sollicité mécaniquement. Une configuration en biseau double impliquerait que l'acier au bout du biseau serait trop mince. La configuration qui a été retenue s'apparente plutôt à un joint en recouvrement double ou plus exactement à une configuration en rainure et languette à cause de l'absence de discontinuité à la surface de la pièce assemblée. La Figure 2.1 présente un schéma en coupe de la configuration de géométrie retenue pour le bord de fuite de l'aube.

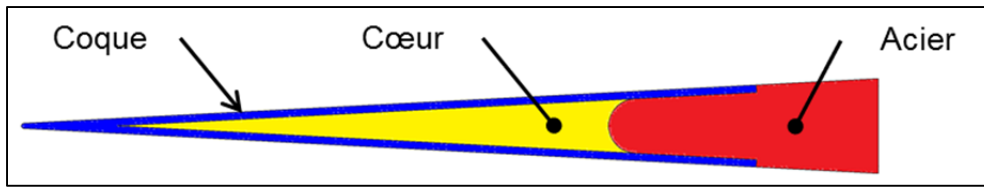


Figure 2.1 Schéma en coupe de la configuration géométrique du bord de fuite de l'aube

Cette configuration permet de garder une épaisseur minimale élevée de l'acier. De plus, cette configuration permet de conserver une épaisseur constante de la pièce en matériau composite, ce qui simplifie la mise en forme de la coque. Enfin, comme il a été mentionné un peu plus haut, cette configuration s'apparente à un joint en recouvrement double. Cela signifie qu'avec un recouvrement suffisamment long entre la coque et l'acier, il devrait être possible de créer une zone de faibles contraintes dans le joint.

## 2.3 Sélection des matériaux et traitements de surface

Cette section présente les matériaux qui ont un potentiel de former la coque en matériau composite, le cœur de polymère et la couche d'adhésif. On y trouve également une sélection de traitements de surface qui pourrait favoriser l'adhésion du joint de collage.

### 2.3.1 Matériaux composites

Les matériaux composites sont formés de renforts et d'une matrice. Les prochaines lignes présentent les matériaux retenus pour les renforts et la matrice ainsi que le type de structure de renfort et l'empilement sélectionné.

#### 2.3.1.1 Nature du renfort

À travers la revue de la littérature, deux matériaux ressortent du lot pour leur potentiel à répondre aux besoins de ce projet, soit la fibre de verre et la fibre de carbone.

Mis à part son coût élevé (Baïlon et Dorlot, 2000, p. 656), la fibre de carbone possède plusieurs avantages par rapport à la fibre de verre. La fibre de verre a le désavantage de se dégrader sous l'eau lorsqu'elle est soumise à une contrainte prolongée (Kostikov, 1995, p. 122; Greene, 1990, p. 44; Shenoï et Wellicome, 1993). La fibre de carbone, elle, n'est pas sujette à ce type de dégradation (Greene, 1990, p. 44; Shenoï et Wellicome, 1993). Ce type de dégradation est donc très problématique sachant que ces conditions défavorables sont réunies dans la situation présente. Néanmoins, cette dégradation varie grandement en fonction du type de fibre de verre (Shenoï et Wellicome, 1993).

La fibre de carbone possède une forte rigidité (Baïlon et Dorlot, 2000, p. 655), ce qui permettrait de minimiser la déformation du bord de fuite. Toutefois, la fibre de carbone présente le désavantage d'être sujette à la corrosion galvanique lorsqu'elle est en contact avec les métaux (Chung, 1994, p. 115).

La fibre de carbone a donc été sélectionnée malgré son coût plus élevé et le risque de corrosion galvanique. Sachant que la proportion de matériaux composites dans la roue est très faible, les économies engendrées par l'utilisation de la fibre de verre plutôt que de la fibre de carbone seraient marginales par rapport aux coûts totaux d'une turbine.

Le risque de corrosion galvanique sera minimisé par le contrôle de l'épaisseur d'adhésif. Les fabricants des adhésifs sélectionnés proposent une fourchette d'épaisseur de couche d'adhésif permettant de maximiser la résistance du joint. Cette épaisseur permet également de séparer physiquement les surfaces du matériau composite et de l'acier et ainsi d'éviter ce type de corrosion. Cependant, advenant le cas où de la corrosion galvanique était observée, il a été proposé par GE d'insérer une couche supplémentaire faite de fibre de verre à l'interface de l'acier afin de créer une barrière physique entre les matériaux.

### **2.3.1.2 Types de structures de renfort**

Deux structures de renfort ont été sélectionnées. Premièrement, de la fibre de carbone unidirectionnelle sera utilisée pour constituer la grande majorité de la coque en composite. Cette structure a quelques avantages. La forte anisotropie d'une couche de fibre unidirectionnelle permet d'ajuster localement la rigidité de la pièce en fonction de l'orientation des couches. Le comportement mécanique orthotrope de chaque couche permet de facilement caractériser le comportement mécanique du matériau et également de simplifier l'analyse numérique du matériau composite. La fibre sélectionnée est donc une fibre de carbone à faible module d'élasticité. Un rouleau de cette fibre était disponible à l'ÉTS.

Il a été choisi d'utiliser des voiles de surface de fibre de carbone sur les côtés extérieurs de la coque. Ces voiles de surface ont été choisis afin de diminuer l'empreinte de surface des renforts tissés qui se trouvent dessous. Le voile sélectionné est un voile de surface de fibre de carbone.

Les renforts de fibre de carbone préimprégnés ont été rejetés pour deux raisons. D'abord, leur mise en forme requiert l'utilisation d'un four ou d'un autoclave. Sachant que la pièce conçue ici possède une taille de plus de deux mètres, l'équipement requis pour chauffer une telle pièce aurait été difficilement accessible. En deuxième lieu, l'utilisation de fibre sèche permet de sélectionner une résine qui répond exactement aux besoins du concept. Les renforts préimprégnés eux ne possèdent pas une telle flexibilité.

### **2.3.1.3 Matrices**

L'époxy possède d'excellentes propriétés pour la situation étudiée ici. D'abord, possède de hautes performances mécaniques (Ratna, 2009, p. 83; Greene, 1990, p. 48). Ce matériau a aussi une haute résistance à l'eau (Jang, 1994, p. 20; Seymour, 1990, p. 63; Bailon et Dorlot, 2000, p. 384. Verdu (1984, p. 357) précise que les résines époxy utilisant un durcisseur de type anhydride sont sujettes à l'hydrolyse, mais que ce problème n'est pas présent pour ceux

utilisant un durcisseur de type amine. L'époxy possède également une excellente adhésion aux renforts (Jang, 1994, p. 20; Ratna, 2009, p. 101). L'époxy sera donc utilisé pour former la matrice du matériau composite.

Quatre résines époxy à deux composants seront testées en tant que matrice. Le Tableau 2.1 présente ces quatre polymères et certaines de leurs propriétés tirées de leur fiche technique.

Tableau 2.1 Identification et propriétés des matrices sélectionnées

<b>Identification</b>	<b>Viscosité de la résine mélangée [mPa•s]</b>	<b>Résistance en traction [MPa]</b>
A	900 à 1100	59
B	600 à 800	48
C	175	54
D	370	52

Le durcisseur de ces quatre époxy est de type amine, ces époxy ne devraient donc pas être sujets à l'hydrolyse par l'eau. Ce sont également des époxy qui réticulent à température ambiante. Ceci est important puisqu'il était souhaitable d'éviter à avoir à mettre la pièce en matériau composite au four en raison de sa taille imposante. L'époxy A possède une viscosité élevée, mais est fait spécialement pour une utilisation dans des applications marines. L'époxy B correspond à la matrice utilisée pour la mise en forme des coques des extensions d'aube avant-directrice par GE. Les époxy C et D sont des époxy à faible viscosité.

#### 2.3.1.4 Empilement

Lors de la conception de l'aube, il ne s'est pas avéré nécessaire de mettre le caractère anisotrope des couches de fibre unidirectionnelle à profit. Un empilement quasi isotrope a été choisi pour éviter d'obtenir une coque possédant des zones plus faibles. Il s'agissait d'un empilement de six couches. Deux voiles de surface ont été ajoutés à la surface extérieure de la coque. L'empilement était donc constitué de huit couches pour chacun des deux côtés de la coque et se décrit comme  $[V_2/(0/60/-60)_s]$  où V correspond à un voile.

### **2.3.1.5 Méthode de mise en forme**

Il existe plusieurs techniques qui peuvent être utilisées pour mettre en forme des matériaux composites, comme le moulage au contact, l'injection sous vide et l'infusion. Toutes ces méthodes possèdent des avantages et des inconvénients. La méthode d'infusion a été retenue pour effectuer la mise en forme des pièces en matériau composite de ce projet. La méthode par injection sous vide (RTM) a été rejetée même si elle constitue une méthode de mise en forme très performante (Hoebergen et Holmberg, 2001, p. 502) et que Davies et Rajapakse (2014, p. 175) recommandent cette méthode pour la mise en forme de matériaux composite pour une application dans un environnement marin. C'est que cette méthode requiert l'utilisation d'équipements dispendieux et un volume de production élevé est nécessaire pour justifier l'utilisation de cette méthode de mise en forme (Hoebergen et Holmberg, 2001, p. 503). La méthode par moulage au contact aurait également pu être utilisée puisqu'elle est très simple et requiert de l'équipement à très faible coût (Hoebergen et Holmberg, 2001, p. 503). Par contre, les performances mécaniques des pièces obtenues à l'aide de cette méthode sont faibles (Hoebergen et Holmberg, 2001, p. 502). D'ailleurs, les résultats sont dépendants de la compétence de l'opérateur (Andresen, 2001, p. 450). C'est pourquoi cette méthode a également été rejetée. Pour ce qui est de la méthode d'infusion, elle permet d'atteindre des performances mécaniques très semblables à la méthode par injection sous vide (Hoebergen et Holmberg, 2001, p. 502). Cette méthode de mise en forme permet d'obtenir des pièces possédant un taux de fibre élevé et une plus grande reproductibilité entre les pièces grâce au contrôle de la pression de vide (Hoebergen et Holmberg, 2001, p. 503). Cette méthode est peu dispendieuse et est appropriée pour la mise en forme de pièces de grande taille avec un faible volume de production (Hoebergen et Holmberg, 2001, p. 503).

### **2.3.2 Adhésifs**

Prévoyant que l'assemblage par collage de la coque à la portion d'acier d'une aube réelle allait être une tâche requérant beaucoup de temps, il fallait sélectionner des adhésifs possédant une vie en pot élevée. De plus, il fallait que les adhésifs sélectionnés aient une bonne résistance à l'eau. Enfin, il fallait que les adhésifs possèdent une forte résistance



mécanique. Le Tableau 2.2 présente les trois adhésifs qui ont été sélectionnés ainsi que leurs principales propriétés tirées de leur fiche technique.

Tableau 2.2 Identification et propriétés des adhésifs sélectionnés

<b>Identification</b>	<b>Résistance en cisaillement [MPa]</b>	<b>Vie en pot [min]</b>	<b>Pourcentage de la résistance initiale après immersion dans l'eau [%]</b>
X	15,8	60	108%*
Y	13,4	~80	89%*
Z	26,8	60	94%**

\* 90 jours d'immersion et substrat d'aluminium

\*\* 42 jours d'immersion et substrat d'aluminium traité par abrasion et bouchardage à l'acide

Les trois adhésifs sélectionnés sont des résines époxy à deux composants dont le durcisseur est de type amine. Ces trois adhésifs durcissent à température ambiante. Ils ont tous une vie en pot d'au moins 60 minutes ce qui devait être suffisant pour effectuer la tâche d'assemblage. Ces trois adhésifs possèdent une bonne résistance en cisaillement et une résistance à l'eau acceptable. L'adhésif X est celui qui a été utilisé pour l'assemblage des coques des extensions d'avant-directrice par GE.

### 2.3.3 Cœur

L'époxy a encore été retenu pour former le cœur, entre autres pour les raisons de compatibilité avec l'eau. De plus, l'époxy possède un retrait thermique très faible par rapport au vinylester par exemple. De fait, le retrait thermique varie généralement entre 0,1 et 0,5% pour l'époxy (Bailon et Dorlot, 2000, p. 588) et entre 5 à 10% pour le vinylester (Jang, 1994, p. 20). De plus, l'époxy possède une excellente adhésion aux autres matériaux (Jang, 1994, p. 20; Seymour, 1990, p. 63). Cela fera en sorte que le cœur se liera fortement à la coque et à l'acier lors de sa mise en forme.

Cinq époxys de coulée ont été sélectionnés pour être mis à l'essai. Le Tableau 2.3 présente l'identification et les propriétés pertinentes de ces époxys. Ces propriétés sont tirées de la fiche technique des résines. Les caractéristiques recherchées chez les époxys de coulée

sélectionnés sont un faible retrait thermique, une faible absorption d'eau et une forte résistance mécanique.

Tableau 2.3 Identification et propriétés des résines époxy de coulée testées

Identification	Charge	Retrait [%]	Absorption d'eau [%]*	Résistance en traction [MPa]
H	Fer	0,17	?	30
I	Aluminium	0,1	0,2	36
J	Aluminium	Très faible	0,2	31
K	Oxyde de fer	?	?	48
L	Aluminium	?	?	?

\*Après 24 h d'immersion

Ces cinq polymères sont des systèmes époxy à deux composants qui sont fortement chargés. Les charges permettent de réduire le retrait thermique (Campo, 2008, p. 36). Ces cinq résines possèdent un durcisseur de type amine et durcissent à température ambiante.

L'époxy H est l'époxy qui a été utilisé pour la fabrication des extensions d'aube avant-directrice de GE. Pour ce système, le fabricant propose trois différentes versions possédant différents ratios de base de résine et de durcisseur. La version choisie est celle résistante aux impacts.

La résine L est un mélange qui a été réalisé à l'ÉTS. Sachant à ce moment du projet que la résine A possédait de bonnes propriétés mécaniques dans l'eau, il a été décidé de tester cette résine pour la coulée. Dans le but de diminuer le retrait thermique, la résine a été fortement chargée de poudre d'aluminium. La résine L est donc constituée de 50% de résine A et de 50% de poudre d'aluminium en masse. La proportion volumique est de 71% de résine A et 29% de poudre d'aluminium. Les résines I et J possèdent une proportion semblable de poudre d'aluminium. La taille moyenne des particules d'aluminium de la résine L est de 50  $\mu\text{m}$  à 60  $\mu\text{m}$ .

#### **2.3.4 Traitements de surface de l'acier inoxydable**

Quatre traitements de surface différents seront mis à l'essai dans le but de favoriser l'adhésion des adhésifs à l'acier inoxydable. Deux d'entre eux sont des traitements mécaniques, soit l'usinage et le grenaillage. Les deux autres sont des traitements chimiques soit un traitement acide et un traitement au primer de silane.

##### **2.3.4.1 Usinage**

Le fait de conserver un fini usiné n'est pas suggéré dans la littérature pour favoriser l'adhésion à l'acier inoxydable. Ce traitement sera tout de même testé afin d'en faire un point de comparaison avec les autres traitements.

##### **2.3.4.2 Grenaillage**

Du verre concassé de type BOL 30/40 a été sélectionné pour effectuer le grenaillage pour obtenir un état de surface plutôt grossier. Le grenaillage peut d'ailleurs être combiné à un traitement chimique (Wegman, 1989, p. 73).

##### **2.3.4.3 Traitement acide**

Comme montrés au Chapitre 1, les traitements chimiques sont les traitements les plus souvent recommandés pour favoriser l'adhésion à l'acier inoxydable. Par contre, ces derniers impliquent généralement l'immersion de la pièce à traiter dans une solution. Dans une perspective de production de roues hydrauliques de plusieurs mètres de diamètre, le bouchardage impliquant l'immersion de pièces de telles tailles dans un bassin est difficilement envisageable. Une alternative est de pulvériser un agent de traitement sur les pièces (Ebnesajjad, 2011, p. 96). L'équipement nécessaire pour effectuer ce traitement de façon sécuritaire rend cette tâche complexe. Une approche différente a donc été choisie. Un gel acide a été sélectionné pour effectuer le traitement. Il s'agit d'un produit composé de 10 à 30% d'acide nitrique et de 1 à 5% d'acide fluorhydrique. Cette composition chimique

correspond à celle de la solution de bouchardage suggérée à la section 8.2.2.3 de la norme ASTM D2651-01 *Preparation of Metal Surfaces for Adhesive Bonding*. En plus de ne requérir aucun équipement dispendieux, ce gel permet un traitement totalement local de la pièce.

#### **2.3.4.4 Traitement au primer de Silane**

Comme mentionné au Chapitre précédent, le primer de  $\gamma$ -glycidoxypropyltriméthoxysilane peut permettre d'améliorer considérablement la résistance d'un joint collé immergé composé d'acier et d'un adhésif époxy. Le produit qui sera utilisé est un primer de silane qui possède une concentration d'au moins 95% de  $\gamma$ -glycidoxypropyltriméthoxysilane.

#### **2.3.5 Traitements de surface du matériau composite**

Trois différents traitements de surface du matériau composite seront testés. Il s'agit de trois traitements mécaniques; deux traitements par ponçage et un troisième qui est l'arrachement de tissu.

##### **2.3.5.1 Arrachement de tissu**

Comme qu'il a été remarqué au chapitre précédent, cette méthode est à éviter (Pocius et Wenz, 1985, p. 56). Cependant, comme pour le traitement par usinage pour l'acier, cette méthode constituera un point de comparaison pour les deux autres traitements.

##### **2.3.5.2 Ponçage**

Comme montré au Chapitre 1, le ponçage est la méthode la plus recommandée dans la littérature. Ainsi, deux traitements différents de ponçage au papier abrasif seront mis à l'essai. Le premier papier abrasif est fait de grenat et possède un grain de 120 tandis que le deuxième est fait de carbure de silicium et possède un grain de 320.

## **2.4 Évaluation statistique des données expérimentales**

Des outils de statistiques seront utilisés afin de traiter et d'interpréter les données expérimentales. Deux de ces outils sont détaillés dans les prochaines lignes.

### **2.4.1 Critère de rejet des valeurs expérimentales aberrantes**

La norme ASTM E178 – 08 *Standard Practice for Dealing With Outlying Observations* sera utilisée à titre de critère de rejet des valeurs expérimentales aberrantes. Ce critère est basé sur la valeur centrée réduite absolue (VCRA) des valeurs expérimentales. La VCRA correspond à la différence absolue entre la valeur expérimentale et la moyenne divisée par l'écart-type de l'échantillon. Un seuil de signification  $\alpha$  de 5% a été utilisé. Cela signifie qu'il y a statistiquement 5% de probabilité de rejeter une valeur expérimentale qui, en réalité, ne devrait pas être rejetée. Par exemple, la plupart du temps, un essai expérimental de ce travail impliquera le test de cinq éprouvettes. Dans ce cas, la VCRA critique est de 1,672. Si une valeur expérimentale dépasse cette valeur critique, elle est rejetée.

### **2.4.2 Tests d'hypothèse**

Afin de comparer deux échantillons de mesures expérimentales, des tests d'hypothèse statistique ont été effectués. Il s'agissait de tester l'hypothèse que la moyenne de la population d'un échantillon était plus élevée que celle de la population d'un deuxième échantillon. Le but est d'évaluer les probabilités que, par exemple, un matériau soit plus résistant qu'un autre à partir d'un nombre limité d'éprouvettes. Un programme MATLAB a été codé pour effectuer automatiquement ces tests d'hypothèse (*Voir ANNEXE VI, p. 185*).

## **2.5 Caractérisation de l'absorption d'eau de matériaux composites**

Comme il a été mentionné plus tôt, l'époxy possède une certaine sensibilité à l'eau. Un premier essai pour aider à cerner le matériau composite le plus prometteur est de mesurer l'absorption d'eau de ces matériaux immergés. Cet essai consiste donc à évaluer la vitesse

d'absorption d'eau, la quantité d'eau absorbée et les coefficients d'expansion hygroscopique linéaire en immergeant dans l'eau des pièces faites des matériaux composites sélectionnés. Cet essai a été réalisé selon la norme ASTM D5229/D5229M – 14 *Standard Test Method for Moisture Absorption Properties and Equilibrium Conditioning of Polymer Matrix Composite Materials*.

### 2.5.1 Fabrication des éprouvettes

Quatre matériaux composites différents ont été produits à partir du renfort et des matrices qui ont été sélectionnés plus tôt. Les quatre matériaux composites ont été identifiés comme indiqué au Tableau 2.4 selon la matrice qui les constitue.

Tableau 2.4 Identification des matériaux composites

Matériau composite	Matrice du matériau composite
A	A
B	B
C	C
D	D

#### 2.5.1.1 Mise en forme de plaques en matériau composite

Des plaques d'environ 40 cm par 70 cm ont été mises en forme par infusion pour les quatre matériaux composites. Ces plaques étaient constituées de cinq couches de fibre de carbone unidirectionnelle disposés dans la même orientation de fibre. Aucun voile de fibre de carbone n'a été utilisé dans ces empilements. Le sens d'infusion de la résine était perpendiculaire aux fibres. Un empilement de cinq couches permettait d'obtenir des plaques avec une épaisseur de 1,5 mm dans les meilleurs cas et 1,9 mm dans le pire des cas. Chaque mélange de résine a été dégazé pendant de 5 à 20 minutes dans une chambre sous vide juste avant l'infusion.

### 2.5.1.2 Découpe de plaquettes en matériau composite

Chaque matériau composite a été découpé en trois géométries d'éprouvettes différentes. La Figure 2.2 illustre ces trois géométries. Les géométries de ces éprouvettes ne correspondent pas toutes aux géométries recommandées dans la norme ASTM D5229/D5229M - 14. Trois éprouvettes ont été découpées pour chaque géométrie. Les trois géométries des éprouvettes peuvent être identifiées de la façon suivante :

- $[90^\circ]$  1 x 1 po : Éprouvettes carrées;
- $[90^\circ]$  1 x 5 po : Éprouvettes à fibre transversale;
- $[0^\circ]$  0,5 x 4 po : Éprouvette à fibre longitudinale.

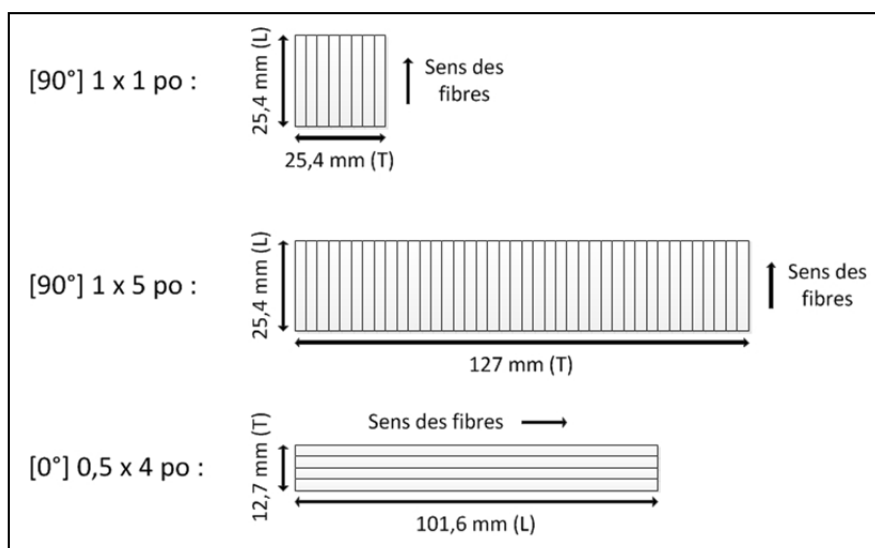


Figure 2.2 Géométries des éprouvettes de matériau composite pour l'absorption d'eau

### 2.5.2 Réalisation de l'essai

Les éprouvettes ont été immergées dans un récipient d'eau déminéralisée à une température de 25°C. Les éprouvettes ont ensuite été pesées tous les sept jours jusqu'à ce qu'elles atteignent l'équilibre en humidité. Les éprouvettes  $[90^\circ]$  1 x 5 po ont également été mesurées sur leur longueur (perpendiculairement aux fibres) afin de déterminer leur taux d'expansion

hygroscopique. Lors de chacune de ces mesures, les éprouvettes ne passaient pas plus de trente minutes à l'extérieur du récipient d'eau, dans un sac hermétique. Avant d'être mesurées, les éprouvettes étaient séchées au papier. Les éprouvettes ne passaient pas plus de cinq minutes à l'extérieur du sac hermétique.

### 2.5.3 Analyse des résultats

Chacun des matériaux composites a accumulé une certaine quantité d'humidité. Le Tableau 2.5 présente les principaux résultats d'absorption d'eau des matériaux composites à l'équilibre en humidité.

Tableau 2.5 Absorption d'eau des matériaux composites à l'équilibre en humidité après immersion dans l'eau

Matériau composite	Temps à l'équilibre [sem.]	Variation de la masse [%]		Taux d'expansion hygroscopique transversale* [%]	
		Moy.	É.-T.	Moy.	É.-T.
A	6	0,623%	0,032%	0,193%	0,020%
B	6	0,943%	0,062%	0,228%	0,028%
C	6	0,930%	0,022%	0,277%	0,020%
D	4	3,351%	0,069%	1,329%	0,076%

\*Évalué à l'aide des éprouvettes [90°] 1 x 5 po seulement

Ces résultats montrent que le matériau D est beaucoup plus hydrophile que les autres. Sa prise de masse est plus de trois fois supérieure aux autres matériaux composites. Le matériau A est le plus hydrophobe, donc le plus prometteur selon cet essai.

Les résultats du taux d'expansion hygroscopique transversale des matériaux, soit la dilatation géométrique dans le sens perpendiculaire aux fibres causé par l'humidité, sont analogues à la variation de la masse lorsqu'on compare les quatre matériaux entre eux. Le temps requis pour atteindre l'équilibre en humidité est le même pour les matériaux A à C tandis que le matériau D possède un temps plus court.



Le taux d'expansion hygroscopique longitudinale de toutes les éprouvettes est nul. Ceci est causé par le fait que la fibre de carbone est insensible à l'humidité et que sa forte rigidité empêche la matrice de se dilater dans le sens des fibres. La variation de l'épaisseur s'est avérée être négligeable vu la faible épaisseur des éprouvettes.

## **2.6 Caractérisation des propriétés mécaniques des matériaux composites**

Deux raisons ont motivé la caractérisation des propriétés mécaniques des quatre matériaux composites sélectionnés. D'abord, les performances mécaniques de ces matériaux doivent être comparées quantitativement afin d'éclairer le choix du matériau qui sera retenu. En second lieu, les propriétés mécaniques des matériaux sont un intrant incontournable des modèles numériques qui seront élaborés plus tard. Il est donc important de quantifier précisément la valeur des propriétés mécaniques du matériau composite qui sera retenu.

Deux séries d'essais de traction ont donc été réalisées. La première série comportait un essai mécanique simplifié des quatre matériaux composites fabriqués. Le but de cette première série d'essais est de sélectionner un des quatre matériaux testés. La seconde série comporte l'essai mécanique complet du matériau composite retenu.

### **2.6.1 Essais mécaniques des matériaux composites après vieillissement en eau**

Certaines des éprouvettes utilisées pour mesurer l'absorption d'eau à la section précédente ont été réutilisées pour effectuer des essais mécaniques. Ces éprouvettes ont permis d'évaluer l'influence à moyen terme de l'humidité sur les propriétés mécaniques des matériaux composites.

#### **2.6.1.1 Essai de traction**

Toutes les éprouvettes à fibre longitudinale et à fibre transversale utilisées pour la caractérisation de l'adsorption d'eau des matériaux composites ont été soumises à un essai de traction destructif. Ces essais ont eu lieu après une durée d'immersion dans l'eau de 84 jours

des éprouvettes à une température de 25°C. De plus, pour chaque cas de matériau et de géométrie, trois éprouvettes supplémentaires ont également été testées, mais ces dernières n'ont pas subi de conditionnement en eau. La norme ASTM D3039/D3039M-14 *Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials* a été utilisée pour réaliser les essais même si la géométrie des éprouvettes ne correspondait pas aux géométries spécifiées dans la norme. Pour les éprouvettes à fibre longitudinale, la distance initiale entre les mors était de 50,8 mm et la vitesse de déplacement des mors était de 0,508 mm/min. Pour les éprouvettes à fibre transversale, la distance initiale entre les mors était de 76,2 mm et la vitesse de déplacement des mors était de 0,1 mm/min.

#### **2.6.1.2 Analyse des résultats**

Aucun extensomètre n'a été utilisé pour mesurer la déformation des éprouvettes. Les déformations ont donc été estimées à l'aide du déplacement des mors. La Figure 2.3 présente la courbe de traction transversale d'une éprouvette typique pour chacun des quatre matériaux composites secs et humides jusqu'à la rupture. Dans ce graphique, les courbes pleines représentent les matériaux secs et les courbes pointillées représentent les matériaux humides. Ce graphique permet déjà de remarquer que l'humidité provoque chez les quatre matériaux composites une diminution de leur élasticité transversale et de leur résistance transversale en traction.

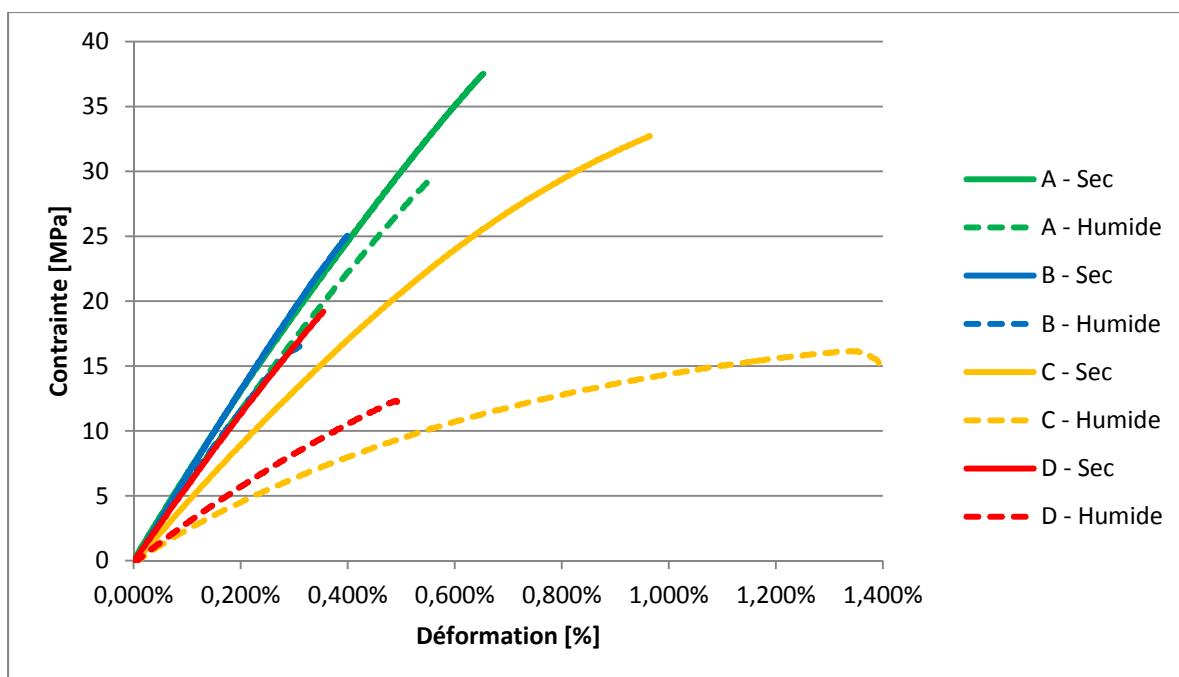


Figure 2.3 Courbes de traction transversales d'une éprouvette de différents matériaux composites secs et humides

La Figure 2.4 présente la résistance transversale moyenne en traction des matériaux composites secs et humides. La diminution de la résistance transversale en traction de ces matériaux composites conditionnés en eau correspond bien aux observations réalisés par Tunal *et al.* (2015). La figure montre que le matériau composite A possède une résistance transversale en traction beaucoup plus élevée que les trois autres matériaux après avoir été immergé en eau. Les matériaux A et B enregistrent la plus faible variation de résistance après conditionnement avec une diminution d'environ 20% dans les deux cas.

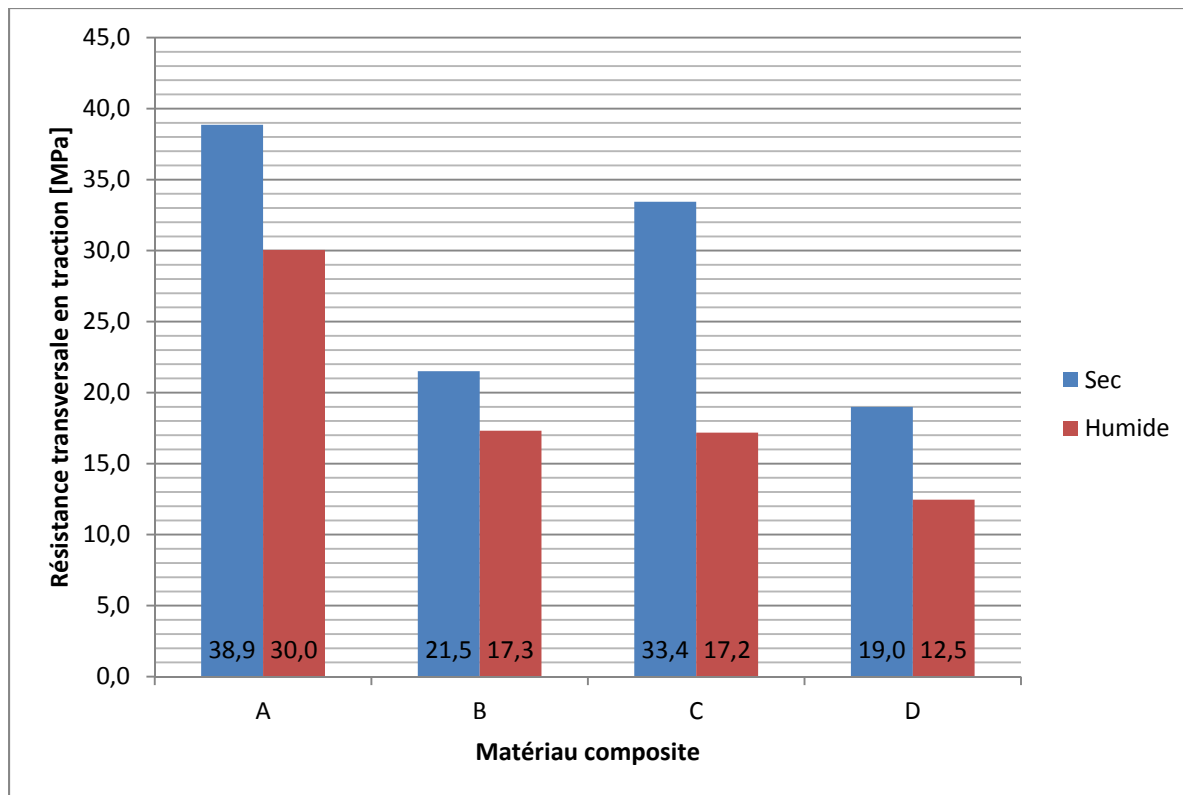


Figure 2.4 Résistance transversale moyenne en traction des matériaux composites secs et humides

La Figure 2.5 montre la valeur du module d'élasticité transversale moyen des matériaux composites secs et humides. La valeur des écarts-types est présentée ici même si seulement trois éprouvettes ont été testées par échantillon. Par contre, les très faibles écarts-types des valeurs d'élasticité mesurées suggèrent que la mesure de la déformation est assez fidèle pour effectuer une comparaison quantitative des modules entre eux, même s'ils ne représentent probablement pas l'élasticité réelle. Ces résultats diffèrent donc des résultats obtenus par Tunal *et al.* (2015). En effet, ces derniers n'avaient pas observé aucune variation significative de l'élasticité transversale des matériaux composites conditionnés en eau. Ici, tous les matériaux ont connu une diminution d'élasticité après conditionnement en eau. En fait, les résultats montrent que l'humidité provoque une diminution beaucoup plus importante du module d'élasticité transversale chez les matériaux C et D par rapport aux matériaux A et B.

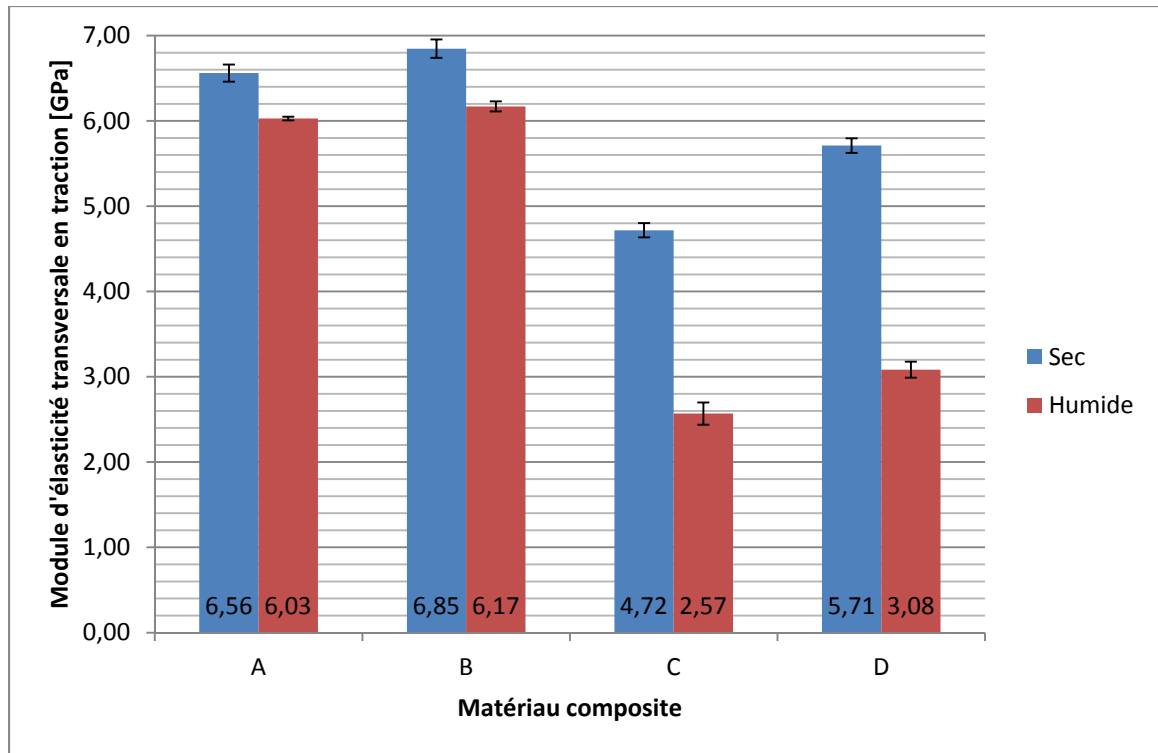


Figure 2.5 Module d'élasticité transversal moyen en traction des matériaux composites secs et humides

L'humidité n'a pas semblé affecter la résistance longitudinale en traction des matériaux composites, comme le montre les résultats présentés en annexe (*Voir ANNEXE XV*, p. 231). Cela s'explique par le fait que le comportement mécanique longitudinal des matériaux composites est très fortement dicté par la fibre. Dans ce cas-ci, la fibre de carbone étant insensible à l'humidité, le comportement longitudinal n'a pas été affecté par l'eau.

Pour conclure, le matériau composite A a été retenu pour la suite du projet. Ce matériau possède les propriétés mécaniques les plus intéressantes en présence d'eau avec une forte résistance transversale en traction et le faible impact de l'humidité sur son élasticité. De plus, ce matériau possède la plus faible absorption d'eau parmi les quatre matériaux testés, comme montré précédemment au Tableau 2.5.

## **2.6.2 Essais mécaniques du matériau composite retenu**

Ayant retenu le matériau composite A, il s'est avéré important d'évaluer certaines propriétés mécaniques avec une plus grande précision. Les prochaines lignes présentent les étapes menant à la caractérisation de ces propriétés mécaniques. Les propriétés mécaniques du matériau composite D ont également été caractérisées en détail. La démarche expérimentale et les résultats obtenus pour ce matériau sont présentés en annexe (*Voir* ANNEXE XXIII, p. 253).

### **2.6.2.1 Fabrication des éprouvettes**

Les éprouvettes ont été découpées à partir de plaques qui ont également été mises en forme par infusion. Cette fois-ci, seulement deux plaques possédant des empilements différents ont été fabriquées pour découper les trois types d'éprouvettes. Les éprouvettes à fibre longitudinale possédaient l'empilement  $[0_5]$ . Les éprouvettes à fibre transversale avaient un empilement  $[90_5]$ . Enfin, les éprouvettes de cisaillement possédaient l'empilement  $[\pm 45]_s$ .

### **2.6.2.2 Conditionnement des éprouvettes**

Les éprouvettes de ces essais ont toutes subi un conditionnement en eau. Les éprouvettes ont été immergées dans un récipient d'eau déminéralisée à environ 25°C pendant 368 jours, soit environ 1 an. Les éprouvettes étaient nécessairement en équilibre d'humidité à la fin du conditionnement sachant que seulement six semaines sont requises pour atteindre l'équilibre pour des éprouvettes d'une épaisseur semblable.

### **2.6.2.3 Essais de traction**

Les essais de traction ont été réalisés à l'aide de la machine MTS Alliance de l'ÉTS. La déformation longitudinale des éprouvettes a été mesurée à l'aide d'un extensomètre. Six éprouvettes ont été testées pour chacune des trois configurations d'empilement. Toutes les

éprouvettes ont été testées au maximum dix minutes après leur sortie de l'eau. Les éprouvettes étaient essuyées à l'aide de papier avant d'être testées.

Les éprouvettes à fibre longitudinale ont été testées selon la norme ASTM D3039/D3039M-14. Le montage de la machine de traction a nécessité l'utilisation d'une cellule de charge de 200 kN et des mors mécaniques. La vitesse de déplacement des mors était de 2 mm/min. Pour éviter l'endommagement de l'extensomètre lors de la rupture des éprouvettes, chaque test était mis en pause après 2 mm de déplacement des mors pour retirer l'extensomètre avant de poursuivre l'essai.

Les éprouvettes à fibre transversale ont également été testées selon la norme ASTM D3039/D3039M-14. Ici, le montage de la machine de traction incluait une cellule de charge de 10 kN et des mors pneumatiques. La vitesse de déplacement des mors était de 0,25 mm/min.

Les éprouvettes de cisaillement ont été testées selon la norme ASTM D3518/D3518M-94 *In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a  $\pm 45^\circ$  Laminate*. Comme pour les éprouvettes à fibre transversales, le montage de la machine de traction possédait une cellule de charge de 10 kN et des mors pneumatiques. La distance initiale entre les mors était de 150 mm et la vitesse de déplacement des mors était de 3 mm/min.

#### **2.6.2.4 Analyse des résultats**

Cinq éprouvettes à fibre longitudinale sur six ont subi une rupture par délaminage des cales. Ce mode de rupture n'est pas acceptable, le résultat de résistance en traction de ces éprouvettes a donc été rejeté. Une seule éprouvette de ce type a subi une rupture en son centre. La résistance longitudinale en traction a été évaluée seulement à l'aide de cette dernière éprouvette. La rupture prématurée des cales a probablement été causée par

l'affaiblissement de l'adhésif des cales par l'eau. Toutes les éprouvettes à fibre transversale ainsi que toutes les éprouvettes de cisaillement ont connu un mode de rupture acceptable.

Le module d'élasticité longitudinal a été évalué par régression linéaire des données entre 0,00 et 0,15% de déformation. Le module d'élasticité transversal a lui été évalué par régression linéaire des données entre 0,05 et 0,20% de déformation. Le Tableau 2.6 présente les propriétés mécaniques du matériau composite retenu qui ont été caractérisées.

Tableau 2.6 Caractérisation des propriétés mécaniques du matériau composite fait de fibre de carbone et d'époxy A

Propriété	Symbole	Éprouvettes utilisées	Moyenne	Écart-type
Module d'élasticité longitudinal	$E_1$	[0 <sub>5</sub> ]	157,6 GPa	4,8 GPa
Module d'élasticité transversal	$E_2$	[90 <sub>5</sub> ]	9,09 GPa	0,15 GPa
Résistance longitudinale en traction	$S_L^{(+)}$	[0 <sub>5</sub> ]	1811* MPa	-
Résistance transversale en traction	$S_T^{(+)}$	[90 <sub>5</sub> ]	33,2 MPa	2,4 MPa
Résistance en cisaillement	$S_{LT}$	[±45] <sub>s</sub>	56,6 MPa	2,9 MPa

\*Basée sur une seule éprouvette ayant eu un mode de rupture acceptable

Le module d'élasticité longitudinal obtenu à l'aide de cet essai n'est pas réaliste. En effet, connaissant le module d'élasticité de la fibre et de l'époxy, un taux de fibre de 69% serait nécessaire afin d'atteindre une telle rigidité. Cependant, en utilisant la méthode d'infusion pour la mise en forme du matériau, le taux de fibre ne peut pas dépasser les 65% (Hoebergen et Holmberg, 2001, p. 502). Le taux de fibre maximum obtenu lors de la mise en forme des pièces lors de ce projet a été évalué à environ 60%. Quant au module d'élasticité transversal, sa valeur correspond bien au résultat qui était prédit à l'aide des résultats du matériau composite D et des essais préliminaires des matériaux composites vieillies en eau.

Bien que la résistance longitudinale soit tirée d'une seule éprouvette, le résultat semble valide, car la fiche technique de la fibre prévoit une résistance de 1860 MPa ce qui est relativement près du résultat obtenu. La résistance en cisaillement du matériau est réaliste puisqu'elle s'approche de celle du matériau composite D qui est de 57,8 MPa.



Rappelons qu'une valeur de résistance transversale à la traction de 30,0 MPa a été mesurée lors de l'essai préliminaire de ce matériau composite après 84 jours d'immersion en eau. Avec une résistance de 33,2 MPa après 368 jours d'immersion, les résultats suggèrent que la résistance transversale en traction de ce matériau composite se stabilise au cours des 84 premiers jours d'immersion.

## **2.7 Absorption d'eau d'époxy de coulée**

Comme pour les matériaux composites, l'absorption d'eau des cinq époxy de coulée sélectionnés a été caractérisée. Cet essai consistait à analyser la vitesse d'absorption d'eau, la quantité d'eau absorbée et l'expansion hygroscopique linéaire en immergeant des pièces faites des époxy de coulée sélectionnés dans l'eau. Cet essai a été réalisé selon la norme ASTM D570-98 *Water Absorption of Plastics*.

### **2.7.1 Fabrication des éprouvettes**

L'époxy H a été testé en premier. Pour fabriquer les éprouvettes d'époxy H, une barre d'environ 2 cm par 3 cm par 30 cm a été moulée par injection sous vide. Cette barre a ensuite été découpée en plaquettes. Afin d'accélérer l'absorption d'eau, une épaisseur de 1,6 mm était visée pour les éprouvettes.

Pour fabriquer les autres éprouvettes, la méthode de mise en forme a été revue. En effet, la découpe de plaquettes aussi minces à partir d'une barre épaisse s'avérait être une tâche laborieuse. Pour la fabrication des éprouvettes des époxy I à L, des plaques d'environ 1,6 mm d'épais ont été fabriquées. Ces plaques ont été mises en forme en coulant les résines sur une plaque de moulage et en déposant une seconde plaque de moulage par-dessus la première. Les deux plaques de moulage étaient séparées par des cales de 1,6 mm d'épais pour conférer la même épaisseur aux plaques d'époxy qui se trouvaient entre les deux. Ensuite, ces plaques ont été découpées à la géométrie voulue. Toutes les éprouvettes possédaient une longueur de 110 mm, une largeur de 11 mm et une épaisseur variant entre 1,0 et 2,1 mm.

### 2.7.2 Essai expérimental

Les éprouvettes ont été immergées dans un récipient d'eau déminéralisée à une température de 25°C. La mesure des éprouvettes a ensuite été effectuée périodiquement jusqu'à ce que les éprouvettes atteignent l'équilibre massique en humidité. Lors de chacune de ces mesures, les éprouvettes ne passaient pas plus de trente minutes à l'extérieur du récipient d'eau, dans un sac hermétique. Avant d'être mesurées, les éprouvettes étaient séchées au papier. Les éprouvettes ne passaient pas plus de cinq minutes à l'extérieur du sac hermétique.

### 2.7.3 Analyse des résultats

La Figure 2.6 présente la variation de la masse et de la longueur des éprouvettes des époxy de coulée à l'équilibre en humidité. Le Tableau 2.7 présente les résultats plus détaillés d'absorption d'eau des époxy de coulée à l'équilibre en humidité. La Figure 2.6 montre deux histogrammes relativement analogues; pour chaque matériau la variation de la masse et de la longueur vont de pair. Cette figure suggère que l'époxy H est beaucoup plus hydrophile que les autres matériaux. Selon la fiche technique de cet époxy, il est possible d'utiliser trois ratios différents de base de résine et durcisseur afin d'obtenir des époxy possédant des propriétés mécaniques différentes. Sachant qu'un seul ratio peut maximiser le degré de réticulation, il y a au moins deux de ces ratios qui ne sont pas optimaux. Il est donc possible que le ratio qui a été utilisé ici possède beaucoup de composants qui ne sont pas réticulés et qui sont en fait très hydrophiles ce qui expliquerait la forte absorption d'eau de ce matériau. Une analyse de la température de transition vitreuse en fonction du ratio de durcisseur et de base de résine pourrait permettre de vérifier cette hypothèse.

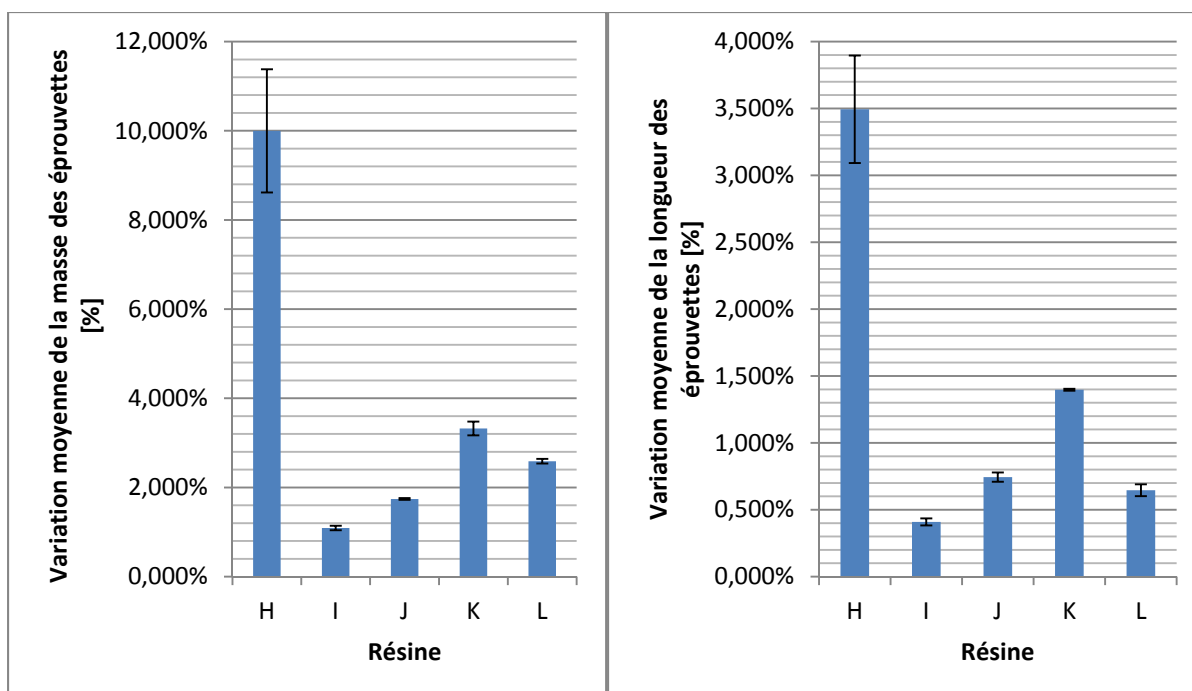


Figure 2.6 Variation moyenne de la masse (gauche) et de la longueur (droite) des éprouvettes d'époxy de coulée à l'équilibre en humidité

Tableau 2.7 Absorption d'eau des époxys de coulée à l'équilibre en humidité après immersion dans l'eau

Époxy	Temps à l'équilibre [sem.]	Variation de la masse [%]		Taux d'expansion hygroscopique [%]	
		Moy.	É.-T.	Moy.	É.-T.
H	15	9,998%	1,092%	3,494%	0,402%
I	5	1,092%	0,050%	0,409%	0,026%
J	13	1,742%	0,020%	0,744%	0,034%
K	21	3,322%	0,154%	1,397%	0,007%
L	19	2,589%	0,053%	0,646%	0,045%

L'époxy I est le plus hydrophobe, donc le plus intéressant selon cet essai. Les époxys J et L se partagent le deuxième rang de cet essai. L'époxy J possède une plus faible variation de masse tandis que l'époxy L enregistre un plus faible taux d'expansion hygroscopique et une absorption plus lente.

## **2.8 Caractérisation des propriétés mécaniques d'époxy de coulée**

Comme pour les éprouvettes de matériaux composites utilisées pour mesurer l'absorption d'eau, les éprouvettes d'époxy de coulée utilisées pour mesurer l'absorption d'eau ont été réutilisées pour évaluer l'influence de l'humidité sur leurs propriétés mécaniques.

### **2.8.1 Essai mécanique**

Deux séries d'éprouvettes ont été testées. La première était constituée d'éprouvettes qui n'avaient subi aucun conditionnement dans l'eau. La deuxième série était constituée des éprouvettes qui ont été utilisées pour caractériser l'absorption d'eau. Ces dernières éprouvettes ont été immergées dans l'eau pendant 251 jours et étaient toutes à l'équilibre en humidité.

Les essais de traction ont été réalisés selon la norme ASTM D638-14 *Tensile Properties of Plastics* à l'aide de la machine MTS Alliance de l'ÉTS. Le montage de la machine incluait une cellule de charge de 10 kN et des mors pneumatiques. La distance initiale entre les mors était de 60 mm et la vitesse de déplacement des mors était de 1 mm/min. La déformation longitudinale des éprouvettes a été mesurée à l'aide d'un extensomètre. Dans le cas des éprouvettes immergées, elles ont été essuyées à l'aide d'un papier et elles ont toutes été testées maximum dix minutes après leur sortie de l'eau. Cinq éprouvettes ont été testées pour chacun des matériaux humides. Sept éprouvettes ont été testées pour chacun des matériaux secs à l'exception de l'époxy H. Pour ce matériau, seulement deux éprouvettes de matériau n'ont pu être testées. La géométrie des éprouvettes était celle expliquée à la section précédente. Cette géométrie ne correspond à aucune géométrie suggérée par la norme de l'essai de traction. Il a été choisi d'utiliser une géométrie à section constante dans le but de minimiser l'influence de la géométrie sur la vitesse d'absorption d'eau de la section précédente. Cette géométrie a causé plusieurs éprouvettes à rompre dans la zone des mors. La valeur de résistance à la rupture a été rejetée dans le cas de ces éprouvettes.

### 2.8.2 Analyse des résultats

La Figure 2.7 montre les courbes de traction typiques d'éprouvettes d'époxy de coulée sèches et humides. Dans ce graphique, les courbes pleines représentent les matériaux secs et les courbes pointillées représentent les matériaux humides. Les courbes de traction de l'époxy H sont absentes puisque l'échelle de ses deux courbes était très différente. Pour la même raison, la courbe de l'éprouvette d'époxy K humide a été tronquée sur ce graphique. Ce graphique montre tout de même un bon aperçu des résultats. Il est déjà possible d'observer que l'humidité provoque une diminution à la fois de la résistance mécanique et de la rigidité chez les quatre époxys qui y sont présentés.

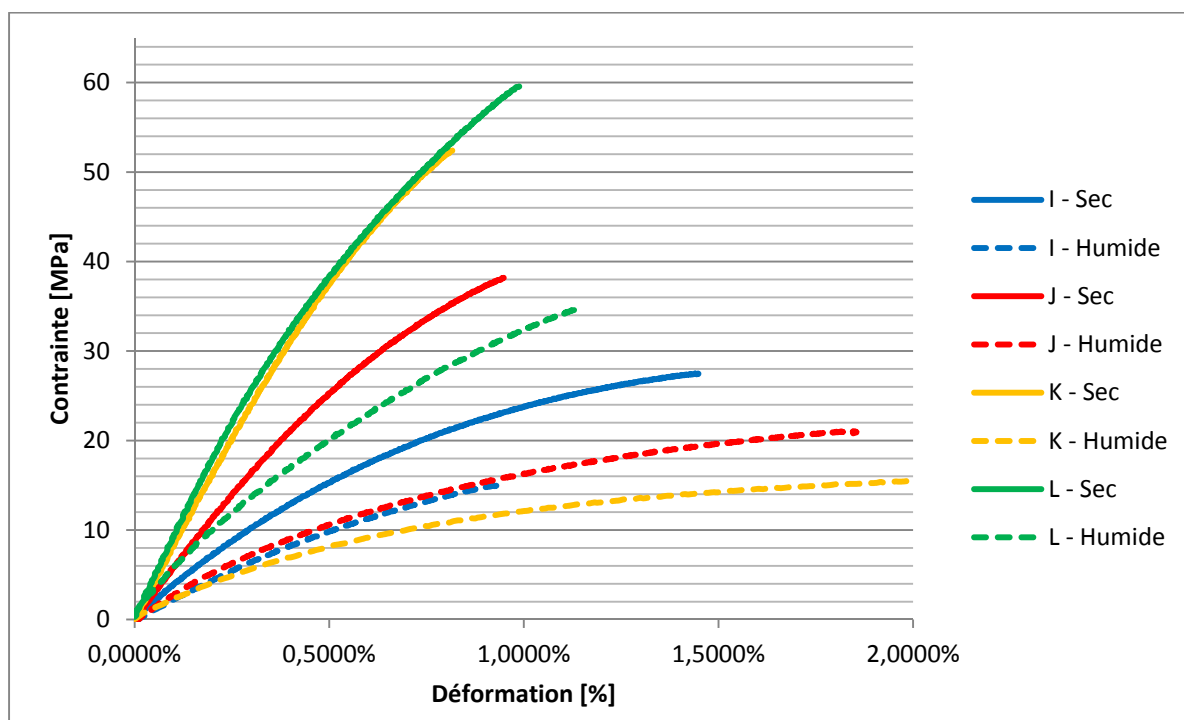


Figure 2.7 Courbes de traction des époxys de coulée secs et humides

La Figure 2.8 présente l'histogramme de la contrainte moyenne à la rupture en traction des époxys de coulée secs et humides avec les barres d'écart-type. Ces résultats montrent que l'humidité provoque une diminution importante de la résistance à la traction chez les cinq époxys. Effectivement, cette diminution varie entre 43% et 64% dépendant du matériau.

L'époxy L demeure le polymère le plus résistant que ce soit en absence ou en présence d'eau. Les propriétés mécaniques de cet époxy demeuraient un mystère avant les essais de traction. La présence d'une forte proportion de charges dans la résine pouvait modifier grandement les propriétés affichées sur la fiche technique de la résine pure. Toutefois, la résistance à la traction n'a guère été influencée. En effet, une résistance à la traction de 59,2 MPa a été mesurée lors de ces essais et la fiche technique de la résine annonce une résistance de 58,9 MPa. La résistance en traction de cet époxy humide est de 33,8 MPa ce qui demeure élevé pour un polymère.

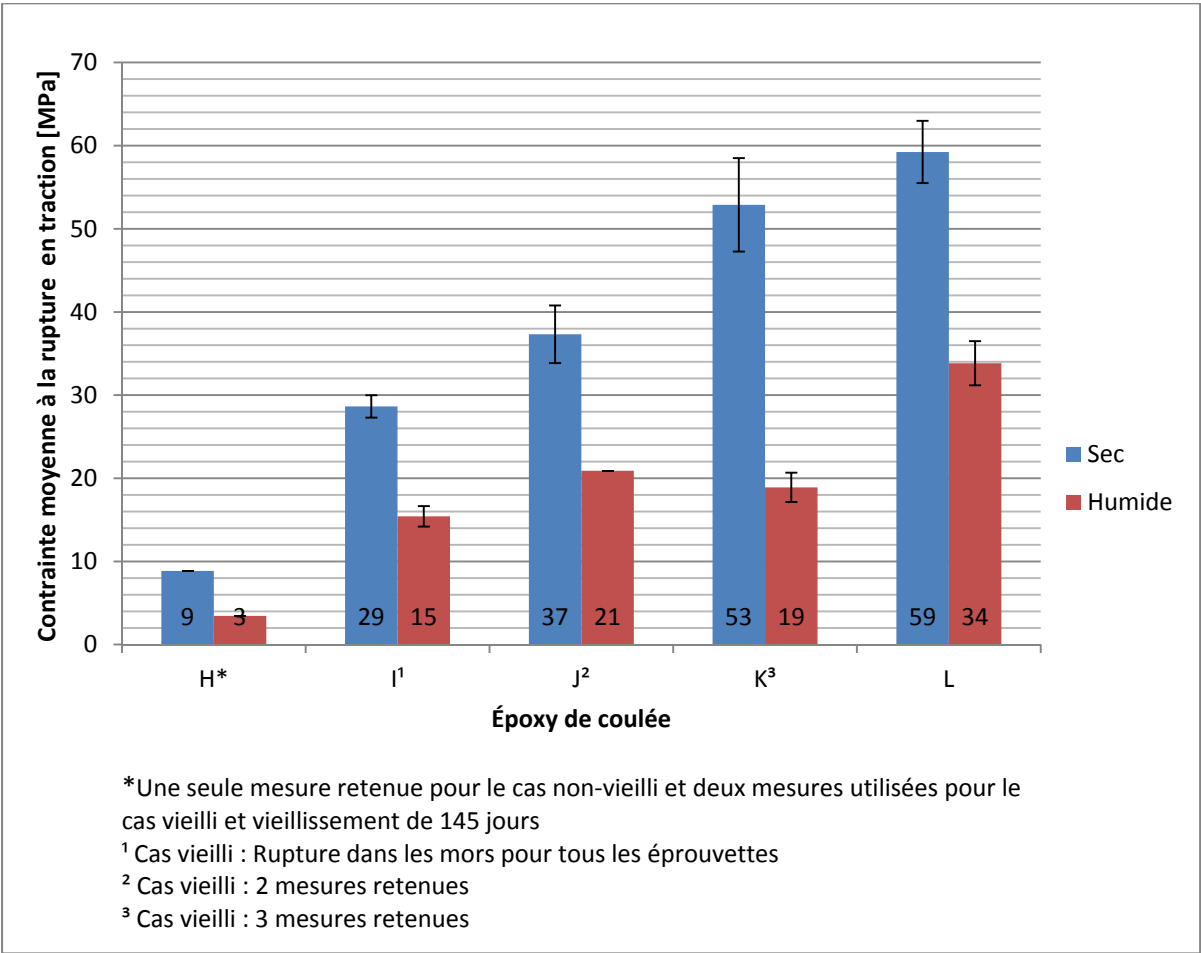


Figure 2.8 Contrainte moyenne à la rupture en traction des époxy de coulée secs et humides

La Figure 2.9 présente l'histogramme du module d'élasticité moyen des époxy de coulée secs et humides. Ces valeurs ont été obtenues par régression linéaire des courbes de traction entre 0,0 et 0,2% de déformation. Les résultats montrent que l'humidité diminue la rigidité des époxy de façon importante. Malgré une diminution de 32% de sa rigidité, l'époxy I est le matériau le moins affecté par l'eau. L'époxy L est celui qui possède la rigidité la plus élevée avant comme après l'immersion en eau. Les résultats de cette section sont détaillés davantage en annexe (*Voir ANNEXE XI, p. 215*)

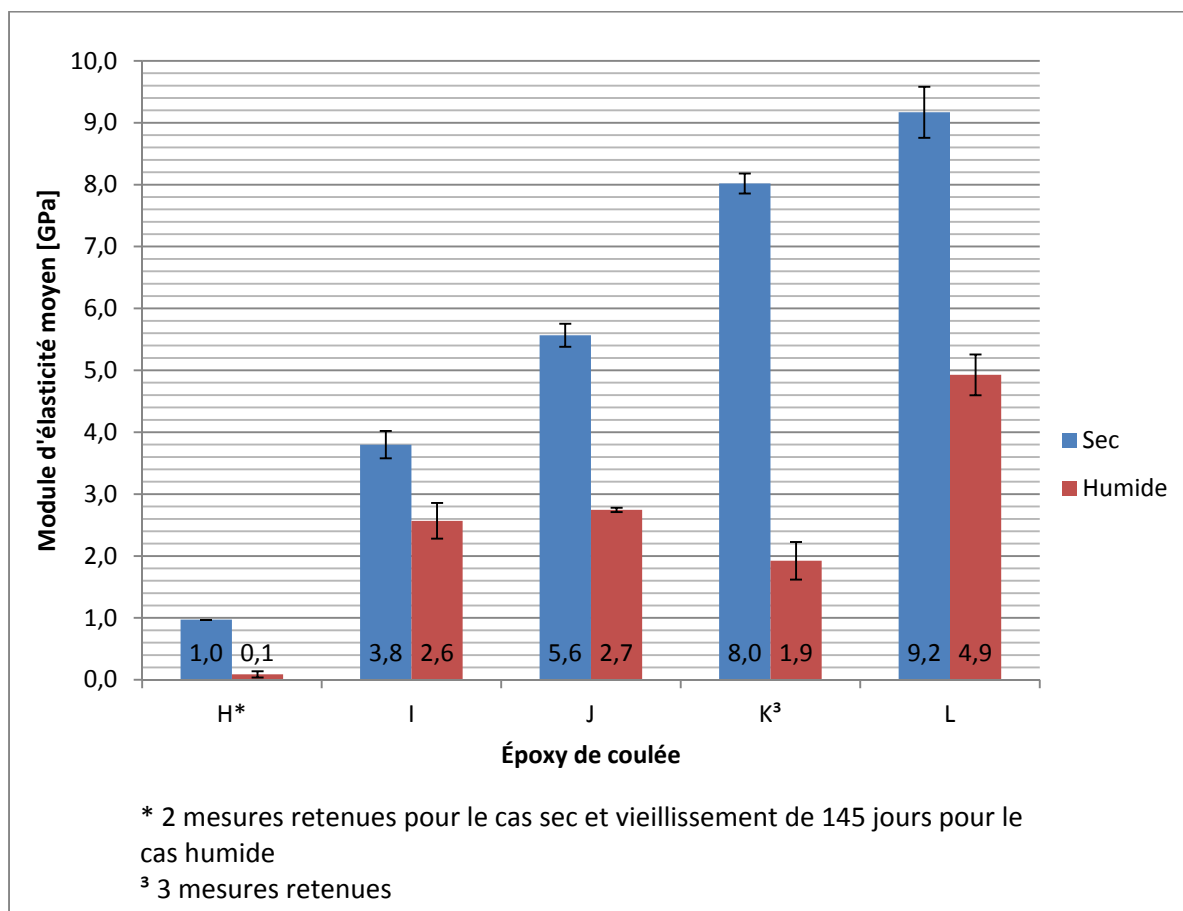


Figure 2.9 Module d'élasticité moyen des époxy de coulée secs et humides

Les résultats obtenus pour l'époxy H sont étranges puisqu'ils divergent beaucoup des propriétés affichées sur sa fiche technique. En effet, selon cette fiche technique, la résistance à la traction de ce matériau devrait être de 29,6 MPa. Pourtant, une valeur de 8,9 MPa a été

mesurée pour l'éprouvette retenue qui n'a pas été immergée. Cet époxy a été soumis à un second essai de traction afin de vérifier la valeur de ses propriétés mécaniques. Pour ce second essai, dont les détails sont présentés en annexe (*Voir ANNEXE XXII, p. 251*), ce sont des éprouvettes à géométrie normalisée qui ont été testées. GE s'est chargé de faire fabriquer ces éprouvettes à l'externe. Les résultats de ce second essai sont similaires à ceux obtenus lors du premier essai. De fait, la résistance en traction moyenne et le module d'élasticité moyen sont respectivement de 11,5 MPa et 1,31 GPa. Ceci suggère qu'une erreur de mise en forme des éprouvettes n'est pas à la source de la divergence des résultats avec la fiche technique. Par contre, les éprouvettes ont toutes été fabriquées à partir du même lot de résine H de GE qui était peut-être périmé. Ce qui pourrait expliquer la faible résistance de ces éprouvettes.

Une éprouvette de chacun des époxy I à L a été testée après 60 jours d'immersion afin de faciliter le choix de l'époxy de coulée qui allait être retenu. À ce moment, seul l'époxy I avait atteint l'équilibre en humidité. Ces résultats (*Voir ANNEXE XI, p. 215*) suggèrent que les époxy I à L n'ont pas connu de diminution significative de la résistance à la traction de même que de la rigidité entre les 60<sup>e</sup> et le 251<sup>e</sup> jour d'immersion en eau. Ainsi, cela porte à croire que les propriétés mécaniques se stabilisent après un certain temps d'immersion. Cela est encourageant pour une utilisation immergée à long terme de ces matériaux.

Rappelons que la résistance transversale en traction d'un matériau composite à fibre unidirectionnelle est fortement dictée par la résistance en traction de la matrice. Le matériau composite A et l'époxy L sont tous deux constitués d'époxy A. Donc, si l'on compare la résistance transversale en traction du matériau composite A avec la résistance en traction de l'époxy L, on constate une forte similitude. De fait, le matériau composite et l'époxy L possèdent respectivement des valeurs de 33,2 et 33,8 MPa après conditionnement de plus de 8 mois en eau. Ces résultats sont donc cohérents.

Selon ces résultats, l'époxy L est le plus performant mécaniquement dans l'eau. Il possède la plus forte résistance à la traction et la rigidité la plus élevée après immersion dans l'eau.



Même si ce matériau ne présente pas les meilleurs résultats en termes d'absorption d'eau, cet époxy a tout de même été retenu puisque de bonnes propriétés mécaniques ont été jugées plus importantes qu'une faible absorption d'eau.

## **2.9 Caractérisation du retrait thermique de la résine L**

Rappelons que la résine de coulée retenue doit posséder un faible retrait thermique afin d'éviter une déformation de la coque pendant la mise en forme du cœur. Le retrait thermique de la résine L devait donc être évalué. Malheureusement, aucune norme ne permet d'évaluer cette propriété. En effet, la norme ASTM D2566 *Test Method for Linear Shrinkage of Cured Thermosetting Casting Resins During Cure* a été retirée en 1993 sans être remplacée par aucune autre norme. Cette section présente donc l'essai expérimental réalisé pour estimer le retrait thermique.

### **2.9.1 Essai expérimental**

L'objectif de l'essai expérimental était en premier lieu d'estimer le retrait thermique de la résine L ainsi que celui de la résine A pure. Cela allait permettre de vérifier si l'ajout de la charge d'aluminium contribuait réellement à diminuer le retrait thermique. En second lieu, l'essai allait permettre de tester la méthode de coulée qui sera utilisée pour la fabrication des préprototypes.

Pour effectuer cet essai, il s'agissait d'abord de déposer une coque vide en polycarbonate sur une base de moulage en époxy. La coque cubique de 5 cm de côté a préalablement été mesurée. La Figure 2.10 montre les pièces utilisées pour la fabrication des éprouvettes ainsi que les points de mesure de la largeur de la coque des éprouvettes.

Ensuite, la base de la coque était scellée à l'aide du calfeutrant semi-permanent Seal N'Peel. Puis, la résine était coulée à l'intérieur de la coque. La pièce moulée formée de la coque en polycarbonate et du cœur d'époxy était mesurée de nouveau 24 heures après la coulée lorsque les résines avaient durci.

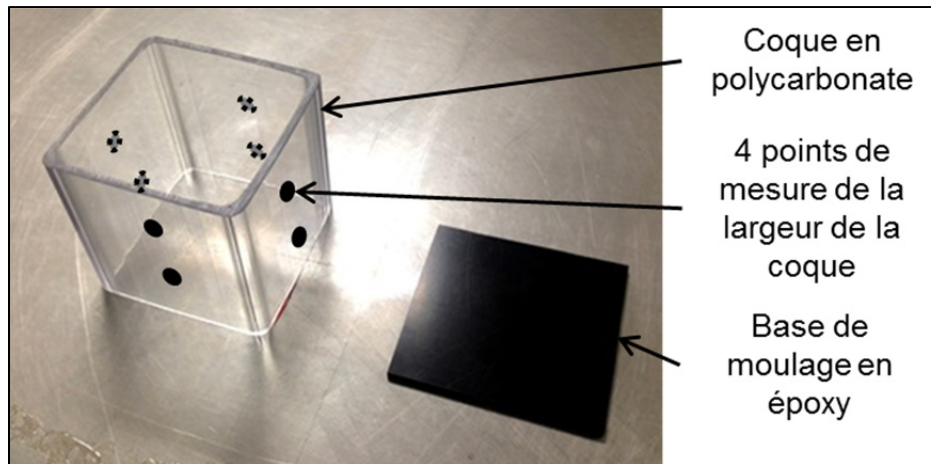


Figure 2.10 Coque et base de coulée et position des points de mesure de la coque des éprouvettes

### 2.9.2 Analyse des résultats

La Figure 2.11 montre la largeur moyenne de la coque des éprouvettes avant la coulée et 24 heures après celle-ci pour les deux résines testées. Cette figure montre que l'ajout de poudre d'aluminium diminue de façon significative le retrait thermique. En effet, le retrait estimé passe de 1,62% à 0,00%. L'ajout de 50% de poudre d'aluminium en masse permettrait donc pratiquement d'éliminer le retrait thermique de la résine A pour une pièce d'une telle taille. Le scellement de la base des éprouvettes par le calfeutrant semi-permanent s'est avéré très efficace. Cette méthode sera donc utilisée lors de la coulée du cœur des préprototypes.

Un premier essai avait été réalisé en utilisant une coque d'aluminium et une plaque de moulage d'acier. Ces deux pièces avaient été traitées à l'aide d'agents de démoulage. Lors de cet essai, aucun retrait thermique n'a été perceptible, même pour la résine A pure. Les métaux étant d'excellents conducteurs thermiques, ce moule en métal a probablement agi comme un dissipateur thermique biaisant ainsi les résultats.

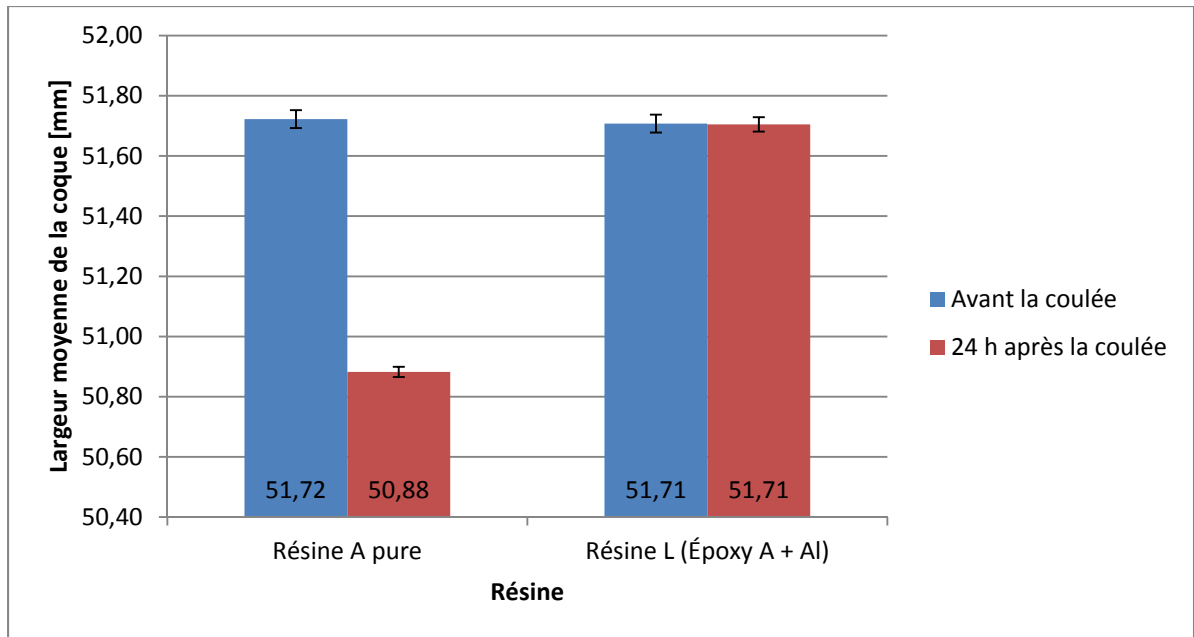


Figure 2.11 Largeur moyenne de la coque des éprouvettes avant la coulée et 24 heures après celle-ci pour la résine A non chargée et chargée d'aluminium

## 2.10 Caractérisation de la résistance de joints collés

Dans la pièce conçue, la coque est liée à la portion d'acier de l'aube par un joint de collage. Trois matériaux différents forment le joint; soit l'adhésif même et les deux substrats que l'on colle. Ici, les substrats correspondent au matériau composite de la coque et à l'acier inoxydable de la portion principale de l'aube. La surface délimitant l'adhésif d'un substrat est nommée « interface ». Il y a donc deux interfaces ici, soit l'interface entre l'adhésif et la coque et l'interface entre l'adhésif et l'acier.

La rupture de cet assemblage collé sera causée par la rupture du maillon le plus faible de l'assemblage. Dans la situation présente, cinq scénarios peuvent survenir pour causer la rupture du joint; soit une rupture à l'intérieur de la coque, une rupture à l'intérieur de l'acier, une rupture à l'intérieur de l'adhésif, une décohésion à l'interface de la coque et de l'adhésif ou une décohésion à l'interface de l'acier et de l'adhésif. La décohésion d'une interface de collage se nomme communément « rupture adhésive ». Il s'agit du type de rupture le moins souhaitable, car il indique généralement un problème de préparation de surface (Campbell,

2010, p. 473). Une rupture à l'intérieur de l'adhésif, également nommé « rupture cohésive », est un type de rupture acceptable, car il indique que les interfaces avec les substrats sont plus résistantes que l'adhésif même. Le cas de la rupture de l'acier est très peu probable, à cause de sa grande résistance et sa ductilité. Quant à la coque, sa rupture est le scénario de rupture le plus souhaitable, car cela signifierait que le joint de collage est plus résistant que les pièces assemblées. Une rupture par délamination de la coque est donc un scénario possible.

Cette section s'attaque à la tâche de la caractérisation de la résistance de joints collés. Une bonne conception pour un joint résistant devrait minimiser les efforts en normales au joint (Campbell, 2010, p. 485; Cognard, 2006). Il est donc prévu que les efforts seront majoritairement dans le plan du joint, donc en cisaillement. Un essai de joint collé en recouvrement simple a été choisi pour évaluer la résistance en cisaillement de joints collés. Ce type d'essai a été sélectionné pour sa simplicité. Bien qu'il existe une méthode normalisée pour l'essai de joints collé spécialement pour les matériaux composites, c'est plutôt la norme ASTM D1002-10 *Apparent Shear Strength of Single-Lap-Joint Adhesively Bonded Metal Specimens by Tension Loading (Metal-to-Metal)* qui a été utilisée. Parmi les raisons qui justifient ce choix, il y a le fait que des essais de joints « acier à acier » étaient prévus. Afin de pouvoir comparer tous ces résultats entre eux, les essais ont tous été réalisés selon la même norme.

Plusieurs paramètres devaient être testés lors de ces essais. À ce moment du projet, le choix final du matériau composite n'avait pas encore été fait. Voici donc la liste de tous ces paramètres considérés indépendants :

- 3 adhésifs;
- 4 matériaux composites;
- 4 traitements de surface de l'acier inoxydable;
- 3 traitements de surface du matériau composite;
- 2 cas de conditionnement différents (sec et humide).

Un plan expérimental de 288 essais différents serait nécessaire pour caractériser toutes les combinaisons possibles. Le plan a été allégé à vingt-trois cas différents.

### 2.10.1 Fabrication des éprouvettes de joints collés

Les éprouvettes de joint collé sont fabriquées en collant deux plaquettes, tel qu'illustré à la Figure 2.12. Certaines éprouvettes de joints collés étaient composées d'une plaquette d'acier inoxydable collée à une plaquette en matériau composite tandis que d'autres éprouvettes étaient faites de deux plaquettes en matériau composite.

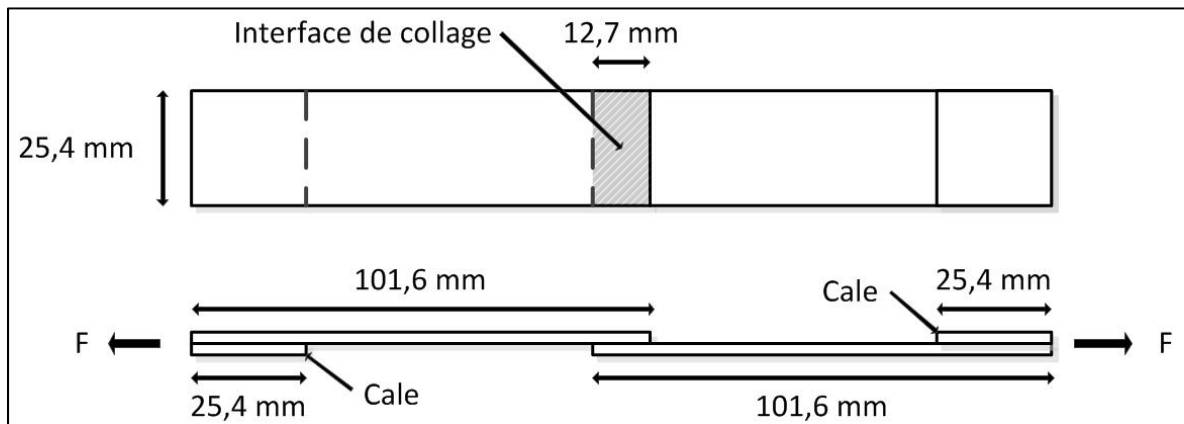


Figure 2.12 Schéma d'une éprouvette de joint collé

#### 2.10.1.1 Fabrication des plaquettes d'acier inoxydable

L'acier inoxydable est communément utilisé pour la fabrication de turbines hydrauliques chez GE. D'ailleurs, la roue de référence du projet Chief Joseph est constituée de cet acier. Les plaquettes d'acier inoxydable ont donc été fabriquées à partir d'une section de turbine rebutée du projet Chief Joseph faite d'acier inoxydable. Le sous-traitant CNC Tracy, situé à Sorel-Tracy, s'est chargé de la fabrication des plaquettes.

Il a été envisagé de réutiliser la même plaquette d'acier pour réaliser plusieurs essais de joint collé afin de minimiser les coûts de fabrication de ces plaquettes. La déformation de

plaquettes d'acier a été analysée lors d'un essai préliminaire de joints collés en recouvrement simple. Une légère courbure des plaquettes d'acier après cet essai suggérait la génération d'une déformation permanente des éprouvettes causée par l'effort de flexion induit lors de l'essai. Cette hypothèse a été validée à l'aide de la modélisation numérique de l'essai (*Voir* ANNEXE III, p. 175). L'option de réutiliser les plaquettes d'acier a donc été rejetée.

#### **2.10.1.2 Traitements de surface des plaquettes d'acier inoxydable**

La rugosité conférée par la fraiseuse des aubes de l'atelier de GE a été mesurée. Cette rugosité variait entre 1,0 et 8,1  $\mu\text{m}$ . Une rugosité de 3  $\mu\text{m}$  a donc été imposée pour l'usinage des plaquettes. Toutes les plaquettes d'acier ont subi un traitement de grenaillage sur la moitié d'une face, tel qu'illustré à la Figure 2.13. Les plaquettes possédaient une épaisseur de 1,6 mm. Certaines éprouvettes ont subi un traitement au primer de silane et d'autres ont été soumises à un traitement acide. Ces deux dernières méthodes de traitement sont détaillées en annexe (*Voir* ANNEXE XII, p. 217).

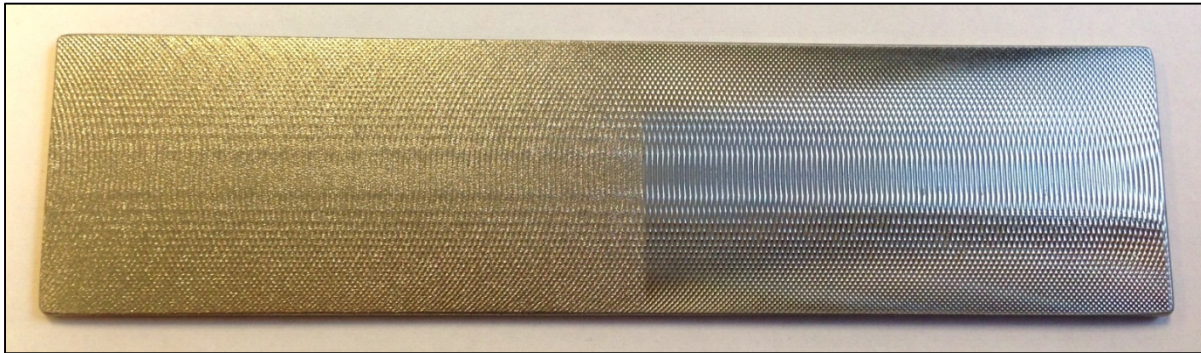


Figure 2.13 Plaquette d'acier inoxydable. La portion mate à gauche a été grenaillée tandis que la portion de droite possède un fini usiné.

#### **2.10.1.3 Fabrication des plaquettes en matériau composite**

Les plaquettes de matériau composite ont été découpées à partir de plaque obtenue par infusion comme pour les éprouvettes de traction de matériau composite. Ces plaques étaient également constituées de cinq couches de même orientation. Les plaquettes ont été

découpées de telle sorte que les fibres allaient être orientées dans le même sens que le sens de traction de l'essai.

#### **2.10.1.4 Traitements de surface des plaquettes en matériau composite**

Comme mentionné plus tôt, trois traitements de surface différents ont été utilisés pour les matériaux composites. Ces traitements incluaient deux traitements par ponçage au papier abrasif possédant des grains de 120 et de 320. Le ponçage a été réalisé selon la largeur des plaquettes; c'est-à-dire dans le sens perpendiculaire à l'effort de traction qui sera exercé sur les éprouvettes. Le troisième traitement de surface était en fait caractérisé par l'absence de traitement après avoir retiré le tissu d'arrachage après la mise en forme par infusion.

#### **2.10.1.5 Assemblage des éprouvettes**

Avant d'effectuer le collage, les plaquettes n'ayant pas subi de traitement chimique étaient nettoyées soigneusement à l'acétone avec des chiffons propres et non pelucheux. La première étape réalisée pour assembler les éprouvettes est d'appliquer l'adhésif sur la surface de collage des deux plaquettes à assembler. Ensuite, ces deux plaquettes étaient assemblées, insérées dans un serre-joint puis positionnées sur une plaque d'alignement. La Figure 2.14 présente une éprouvette en cours d'assemblage.

Le rôle de la plaque d'alignement était d'assurer un parallélisme entre les deux plaquettes assemblées. Les serre-joints étaient constitués de deux barres d'aluminium de section carrée de 12,7 mm de côté reliées par deux boulons de filet  $\frac{1}{4}$  - 20. Le couple de serrage appliqué sur les boulons des serre-joints était mesuré à l'aide d'un tournevis dynamométrique. Pour chaque adhésif, une fourchette d'épaisseur de joint d'adhésif est recommandée par le fabricant. Afin d'obtenir une épaisseur d'adhésif à l'intérieur de ces intervalles, des essais de couple de serrage ont été réalisés. Ces essais ont permis d'évaluer les couples à utiliser selon les différents adhésifs (*Voir ANNEXE VII, p. 189*). Enfin, des cales ont été collées aux extrémités des éprouvettes afin de minimiser les contraintes hors plan à l'interface de collage des plaquettes lors des essais.

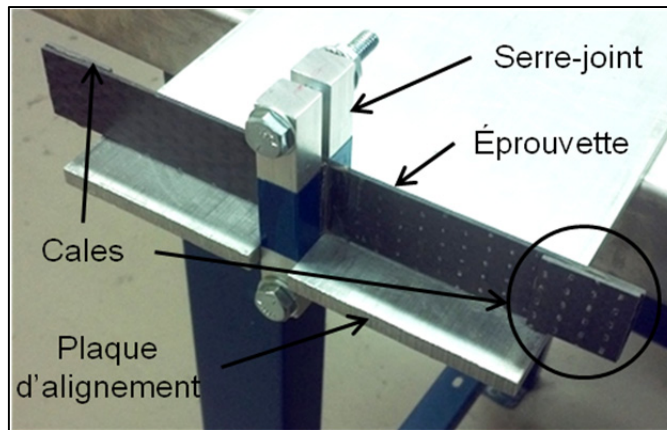


Figure 2.14 Assemblage d'une éprouvette de joint collé composée de deux plaquettes en matériau composite

### 2.10.2 Conditionnement des éprouvettes

Certaines éprouvettes de joints collés ont été soumises à un essai mécanique après conditionnement dans l'eau. Ce conditionnement a été réalisé dans un récipient d'eau déminéralisée pourvu d'un agitateur magnétique et à une température de 22°C.

### 2.10.3 Essais mécaniques

Les essais mécaniques des éprouvettes de joint collé ont tous été réalisés selon la norme D1002-10. La machine MTS Alliance de l'ÉTS a été utilisée pour réaliser ces essais avec une vitesse de déplacement des mors de 1,3 mm/min. Le montage de la machine de traction incluait une cellule de charge de 10 kN et des mors pneumatiques. L'échantillon de chacun des essais comptait cinq éprouvettes. Les éprouvettes ayant subi un conditionnement en eau ont été essuyées avant d'être testées. Ces éprouvettes ont été testées au maximum 10 minutes après être sorties de l'eau. Un total de vingt-trois essais ont été réalisés séparé en huit séries. Le Tableau 2.8 dresse le plan expérimental complet des essais de joints collés.

Le but de la série 5 était de tester les deux autres traitements de surface du matériau composite. Seulement des plaquettes en matériau composite ont été utilisées pour cette série.



La meilleure combinaison d'adhésif et de matériau composite a été utilisée pour fabriquer ces éprouvettes. Pour un essai, les plaquettes n'ont subi aucun traitement de surface après avoir retiré le tissu d'arrachage tandis que pour l'autre essai, les plaquettes ont été poncées au papier abrasif de grain 320.

Un peu comme la série 5, la série 6 avait pour but de tester les trois autres traitements de surface de l'acier inoxydable. Puisque les plaquettes d'acier sont beaucoup plus dispendieuses que celles en matériau composite, les éprouvettes ont été fabriquées à l'aide d'une plaquette d'acier inoxydable et une plaquette en matériau composite afin de minimiser les coûts. La meilleure combinaison d'adhésif, de matériau composite et de traitement de surface de matériau composite a été utilisée pour fabriquer les éprouvettes afin d'éviter d'obtenir une rupture à l'interface du matériau composite. Pour le premier essai, l'état de surface usiné des plaquettes d'acier a été conservé. Pour le deuxième essai, le traitement acide a été effectué sur la surface grenillée des plaquettes d'acier. Enfin, pour le troisième, le primer a été appliqué sur la surface grenillée des plaquettes d'acier.

La série 7 ne comptait qu'un seul essai. Le but de cet essai était d'évaluer la dégradation mécanique des joints après un temps réduit d'immersion en eau. Ainsi, l'essai est identique à ceux de la série 4, sauf que le conditionnement en eau a été de 88 jours.

Enfin, la série 8 comptait un seul essai également. Les éprouvettes de cet essai étaient faites de deux plaquettes d'acier inoxydable avec l'adhésif et traitement de surface retenu. Cet essai permettait d'évaluer la résistance d'un joint collé avec des plaquettes d'acier en éliminant l'influence du matériau composite sur le comportement de rupture.

Tableau 2.8 Plan expérimental des essais de joints collés

Séries	Matériau composite	Adhésif	Traitement de surface		Nombre d'éprouvettes				
			Matériau composite	Acier	AC			CC	AA
					NV	V3	V6		
1	A	X	P120	-				5	
		Y						5	
		Z						5	
	B	X						5	
		Y						5	
		Z						5	
2	C	Y	P120	-				5	
		Z						5	
	D	Z						5	
3	B	X	P120	G	5				
	A	Y			5				
		Z			5				
4	A	Y	P120	G			5		
		Z					5		
	B	X					5		
		Z					5		
5	A	Z	P320	-				5	
			AT					5	
6	A	Z	P120	U	5				
				GD	5				
				GP	5				
7	A	Z	P120	G		5			
8	-	Z	-	G					5
				S. tot.	30	5	20	55	5
				Total	115				

Légende :

AA : Éprouvettes acier/acier  
 AC : Éprouvettes acier/composite  
 AT : Arrachement de tissu  
 CC : Éprouv. composite/composite  
 G : Grenailage  
 GD : Grenailage et traitement acide  
 GP : Grenailage et primer de silane

NV : Non vieilli  
 P120 : Ponçage grain 120  
 P320 : Ponçage grain 320  
 U : Usiné  
 V3 : Vieillissement eau (3mois)  
 V6 : Vieillissement eau (6 mois)

#### 2.10.4 Analyse des résultats

Les résultats de résistance en cisaillement des essais de joints collés seront présentés dans les prochaines lignes.

##### 2.10.4.1 Résultats des séries 1 et 2

La Figure 2.15 présente l'histogramme des contraintes de cisaillement apparentes moyennes à la rupture des éprouvettes de joint collé avec différentes combinaisons d'adhésif et de matériaux composites.

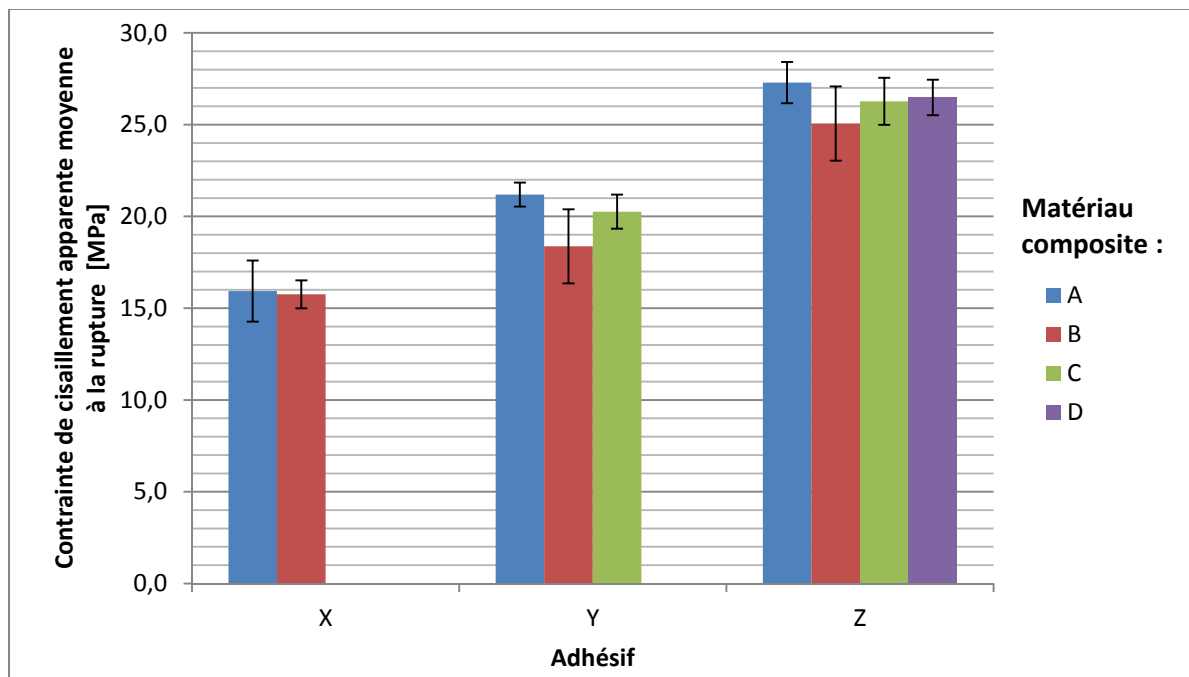


Figure 2.15 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture des éprouvettes de joint collé possédant différentes combinaisons d'adhésif et de matériau composite

La dernière figure montre que la résistance des trois adhésifs dépend peu de la nature du matériau composite. En effet, pour un même adhésif, la résistance en cisaillement est environ la même pour tous les matériaux composites. L'adhésif Z est celui possédant la plus forte

résistance en cisaillement. L'adhésif X est le moins résistant. La combinaison la plus prometteuse d'adhésif et de matériau composite est l'adhésif Z avec le matériau composite A.

#### 2.10.4.2 Résultats de la série 3

La Figure 2.16 montre l'histogramme des contraintes de cisaillement apparentes moyennes à la rupture des éprouvettes de joint collé fabriquées d'une plaquette d'acier et une plaquette de matériau composite et les éprouvettes équivalentes composées de deux plaquettes de matériau composite.

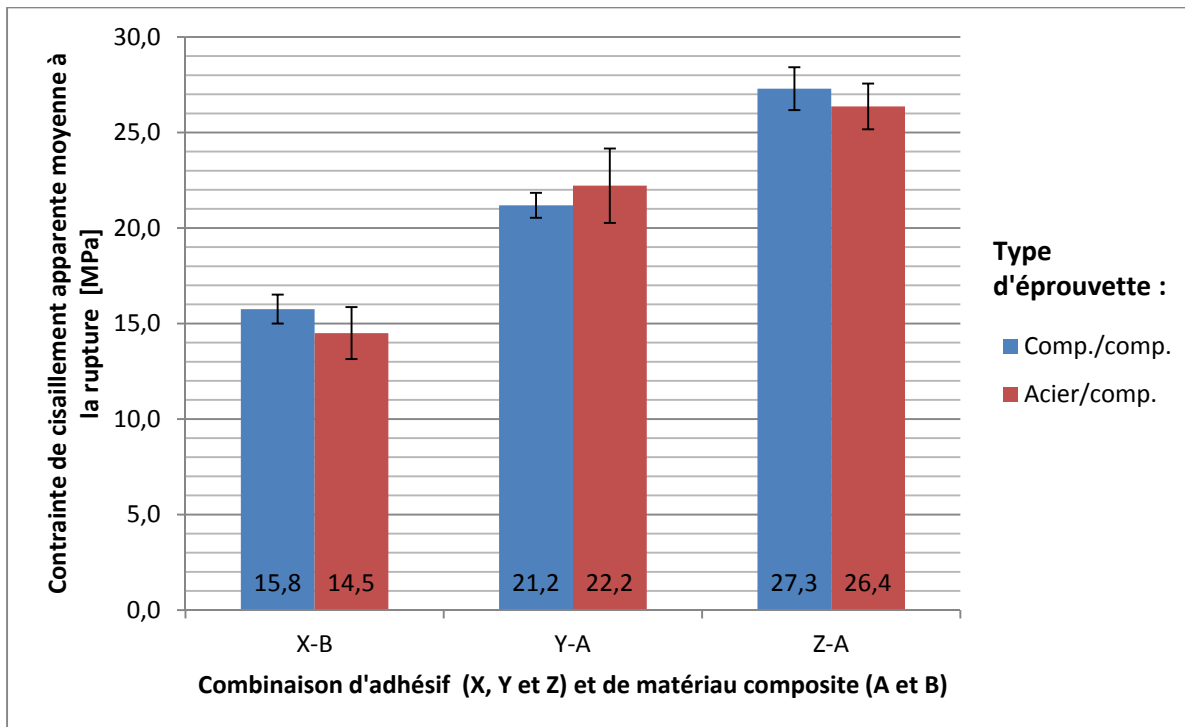


Figure 2.16 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture des éprouvettes de joint collé fabriquées avec et sans plaquette d'acier

La dernière figure montre que le remplacement d'une des deux plaquettes de matériau composite par une plaquette d'acier inoxydable ne change pas significativement la résistance des joints collés pour les trois adhésifs. La combinaison la plus prometteuse demeure donc

l'adhésif Z avec le matériau composite A avec une contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture de 26,4 MPa.

La Figure 2.17 présente la proportion approximative moyenne des types de rupture des joints collés faits d'une plaquette d'acier et trois combinaisons différentes d'adhésif et de matériau composite. Ces résultats ont été obtenus par une analyse visuelle des faciès de rupture. Trois types de rupture ont été observés soit la rupture adhésive, la rupture cohésive et de la délamination du matériau composite. La portion de rupture par délamination du matériau composite est facile à identifier sur le faciès de rupture, puisqu'elle correspond à la portion de surface de la plaquette d'acier recouverte de matériau composite. La portion de rupture adhésive s'identifie par la reproduction de l'état de surface de l'acier sur le faciès de rupture de la plaquette en matériau composite. En effet, il est possible d'observer à la Figure 2.18 que le relief d'usinage de la plaquette d'acier est reproduit à la surface de l'adhésif de la plaquette en matériau composite. Le reste de la surface du faciès de rupture est caractérisé par une rupture cohésive. Elle est identifiable par un blanchiment de l'adhésif.

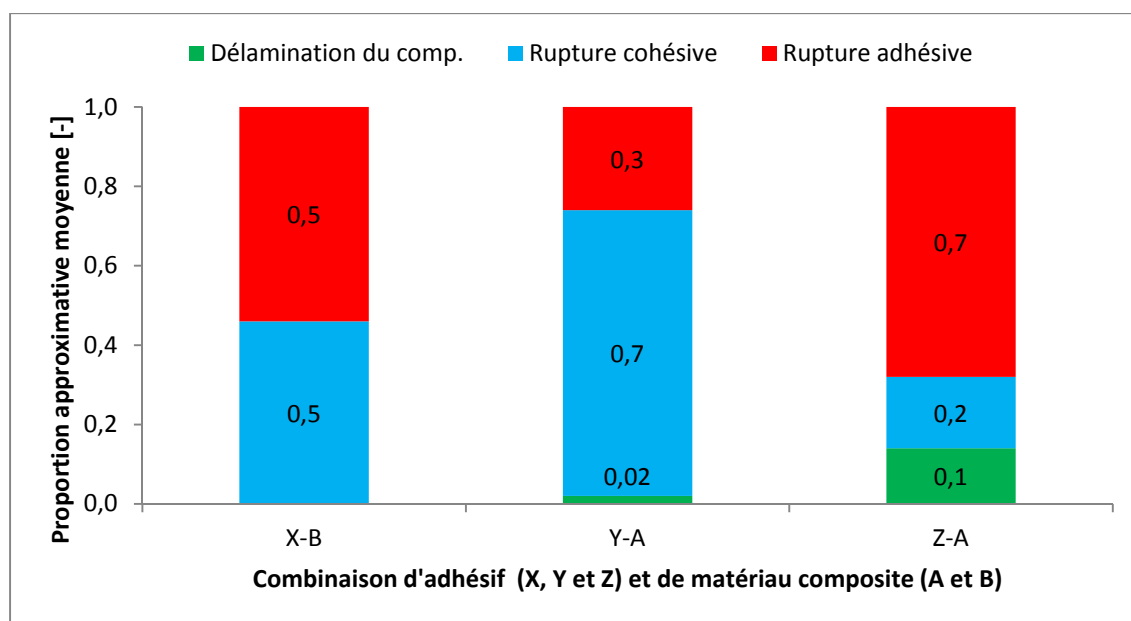


Figure 2.17 Proportion approximative moyenne des types de rupture d'éprouvettes de joint collé composées d'une plaquette d'acier inoxydable et différentes combinaisons d'adhésif et de matériau composite

La Figure 2.17 montre que les trois types d'éprouvette ont subi une rupture partiellement adhésive. Les ruptures adhésives se sont toutes produites à l'interface de l'acier. Cela suggère que le traitement de surface de l'acier devrait être amélioré. Par contre, pour le cas avec l'adhésif Z, la présence de délamination du matériau composite porte à croire que le joint est près de sa limite maximale de résistance. La Figure 2.18 montre un faciès de rupture typique d'une éprouvette de joint collé composé des matériaux les plus prometteurs.

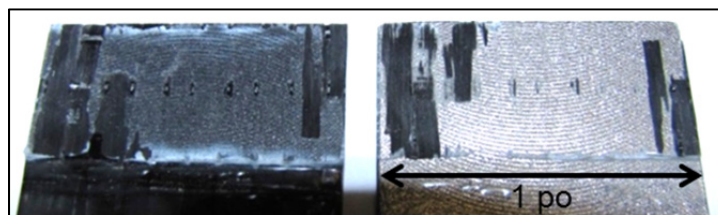


Figure 2.18 Faciès de rupture typique d'une éprouvette de joint composée d'une plaque d'acier, une plaque en matériau composite A et de l'adhésif Z

#### 2.10.4.3 Résultats des séries 4 et 7

La Figure 2.19 présente l'histogramme des contraintes de cisaillement apparentes moyennes à la rupture des éprouvettes de joint collé de quatre combinaisons d'adhésif et de matériaux composites différentes avec et sans conditionnement en eau de 177 jours. Ce sont les quatre combinaisons d'adhésif et de matériaux composites les plus prometteuses qui ont été testées. Cette figure montre que l'eau diminue la résistance des joints collés de façon significative. Pourtant, ce n'est pas du tout ce qui était prédit sachant que les fiches techniques des adhésifs annoncent une diminution de résistance de 11% dans le pire cas. Même si la durée d'immersion était plus élevée ici, cette durée supplémentaire d'immersion n'explique pas une telle différence.

Les éprouvettes assemblées avec les adhésifs X et Y sont ceux qui ont connu la plus forte diminution de résistance. La résistance moyenne en cisaillement de ces éprouvettes a diminué de plus de 68% pour des valeurs de contrainte de cisaillement apparente à la rupture inférieures à 5 MPa.

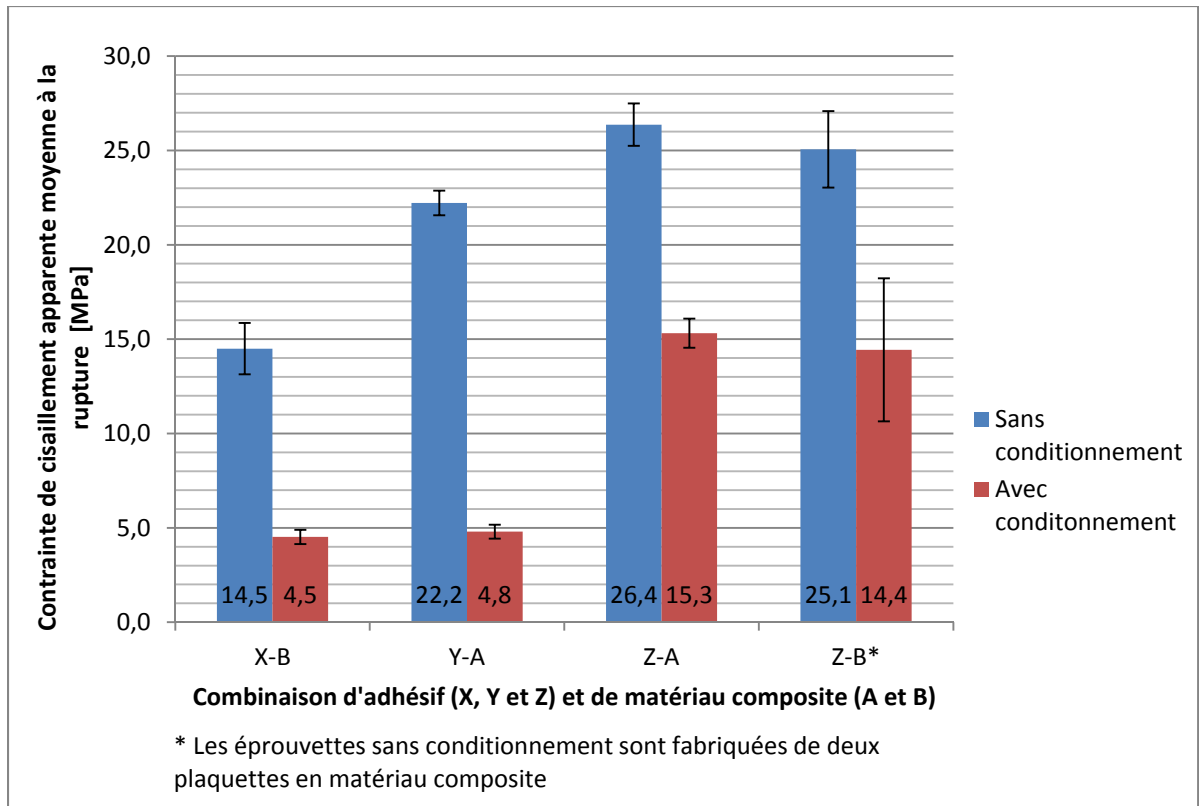


Figure 2.19 Contraintes de cisaillement apparente moyenne à la rupture des éprouvettes de joint collé de quatre combinaisons d'adhésif et de matériau composite avec et sans conditionnement 177 jours en eau.

Les éprouvettes collées avec l'adhésif Z sont ceux ayant enregistré la plus faible diminution de résistance par l'immersion. Cette diminution de résistance reste tout de même importante, avec une diminution de la résistance moyenne de 42%. La résistance en cisaillement de la combinaison des matériaux Z et A après conditionnement demeure relativement élevée avec une contrainte apparente moyenne à la rupture de 15,3 MPa. Avec cette résistance au cisaillement, cette combinaison de matériau demeure la meilleure parmi celles qui ont été testées. C'est donc l'adhésif Z qui a été retenu pour la fabrication des préprototypes et du prototype.

Comme expliqué plus tôt, un essai supplémentaire a été réalisé sur des éprouvettes faites des matériaux retenus pour évaluer le rythme de variation de la résistance au cisaillement de joints immergés dans l'eau. La Figure 2.20 présente la contrainte de cisaillement apparente

moyenne à la rupture des éprouvettes de joint collé faites avec les matériaux retenus en fonction du temps d'immersion dans l'eau.

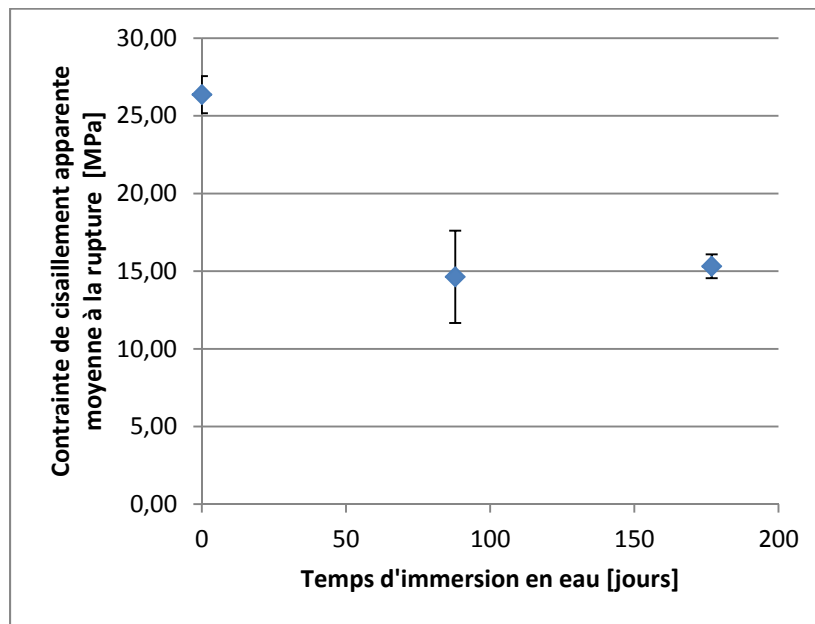


Figure 2.20 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture des éprouvettes de joint collé fabriquées avec les matériaux retenus en fonction du temps d'immersion dans l'eau

La dernière figure suggère qu'il y a une stabilisation de la résistance du joint collé au cours des 3 premiers mois d'immersion. Ceci porte à croire que la présence d'humidité dans un joint composé des matériaux retenus provoque un affaiblissement du joint, mais que l'eau ne provoque peut-être pas de dégradation irréversible à moyen terme du joint. Par contre, une dégradation à long terme ou à très long terme demeure possible.

La Figure 2.21 présente un faciès de rupture typique d'une éprouvette de joint collé composée d'une plaquette en matériau composite A et de l'adhésif Z conditionné pendant 177 jours en eau.



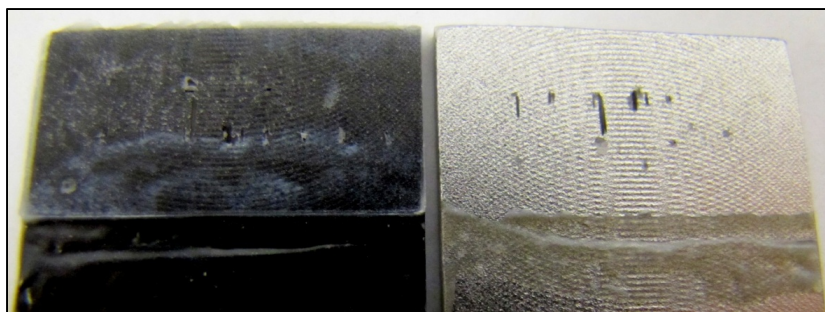


Figure 2.21 Faciès de rupture d'une éprouvette de joint collé composé d'une plaquette en matériau composite A et de l'adhésif Z conditionné pendant 177 jours en eau

Comme l'éprouvette de la figure précédente, toutes les éprouvettes des séries 4 et 7 ont subi une rupture de type adhésive à l'interface de l'acier sur environ 100% de l'interface. Comme expliqué plus tôt, ce type de rupture n'est pas satisfaisant. Ceci suggère qu'il est possible d'améliorer l'adhésion entre l'adhésif et l'acier inoxydable. Ce changement de type de rupture par rapport aux éprouvettes qui n'ont pas été conditionnées peut être causé par l'expansion hygroscopique de l'adhésif et du matériau composite. L'acier inoxydable n'étant pas sujet à une expansion hygroscopique, un important différentiel de dilatation a dû avoir lieu à l'interface de collage. Cela aurait induit d'importantes contraintes à cette interface et causé une rupture adhésive prématurée lors de l'essai mécanique.

#### 2.10.4.4 Résultats de la série 5

La Figure 2.22 présente l'histogramme de contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture d'éprouvettes de joint collé faites de plaquettes en matériau composite et possédant trois différents traitements de surface. Cette figure montre que la méthode par arrachement de tissu est moins bonne que le ponçage au papier abrasif de grain 120, comme prédit. Bien que les éprouvettes ayant subi un ponçage au grain 320 possèdent la résistance moyenne en cisaillement la plus faible parmi les trois traitements, il y a statistiquement 13,2% de probabilité que la contrainte de cisaillement apparente à la rupture du traitement au grain 320 soit en réalité plus élevée que celle avec le grain 120. C'est que l'écart-type des résultats avec le ponçage au grain 320 est très élevé. D'ailleurs, trois éprouvettes sur cinq ont enregistré des

contraintes de cisaillement à la rupture supérieures à 27 MPa lors de cet essai. Malgré cela, le ponçage au papier abrasif de grain 120 a été retenu.

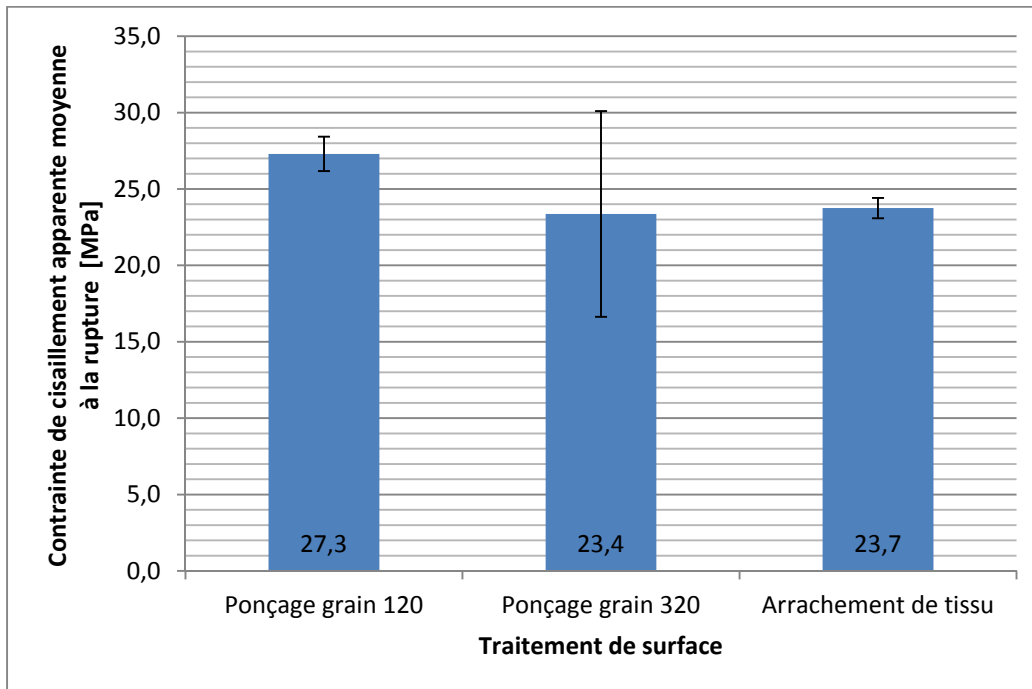


Figure 2.22 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture de joints collés faits de matériau composite possédant différents traitements de surface

#### 2.10.4.5 Résultats de la série 6

La Figure 2.23 présente l'histogramme de contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture d'éprouvettes de joint collé composées d'une plaquette en matériau composite et une deuxième plaquette en acier inoxydable possédant quatre différents traitements de surface. Cette figure montre qu'un fini de surface uniquement usiné confère une résistance plus faible à un joint collé comparativement à un fini grenaillé, comme anticipé.

Les éprouvettes possédant une plaquette d'acier traitée au primer de silane possèdent une résistance plus faible que celles traitées seulement par grenaillage. Ce traitement qui était bien prometteur s'est montré nuisible en fait. Ce traitement est peut-être sensible à la méthode d'application. La méthode utilisée ici était basée sur celle d'une fiche technique de ce type de

primer. Peut-être que la méthode utilisée pour traiter les plaquettes pour cet essai n'était pas tout à fait au point et n'a pas favorisé l'adhésion de l'adhésif à l'acier.

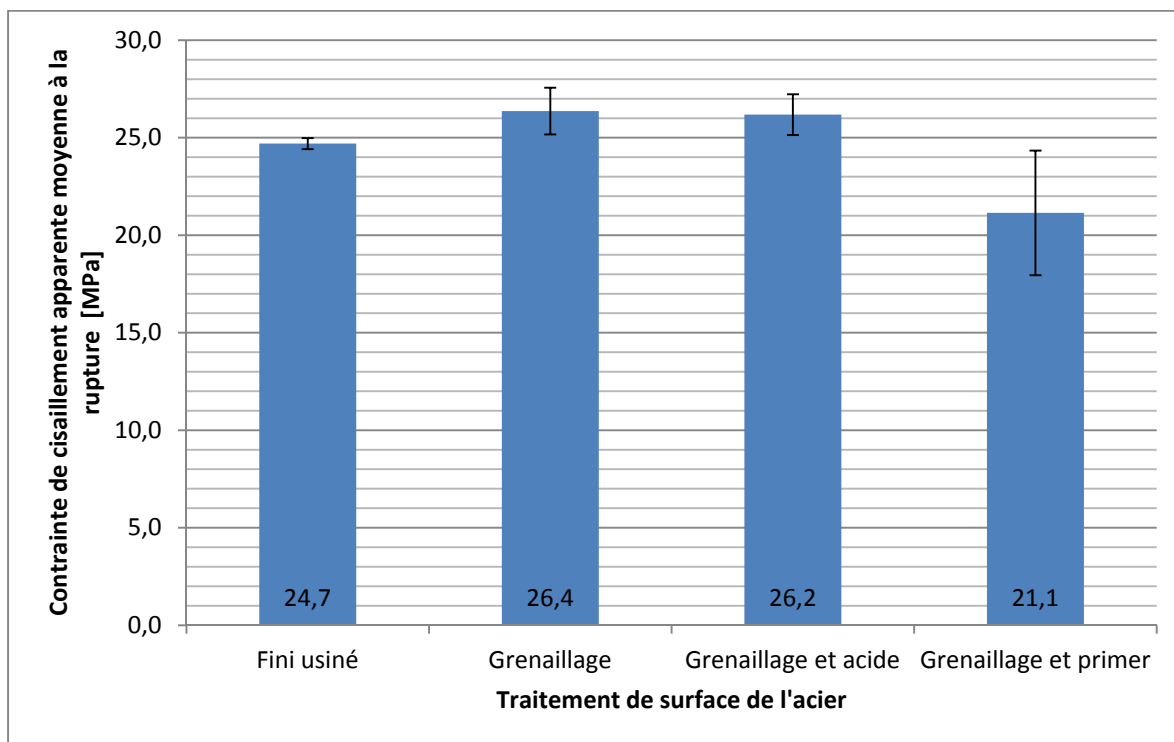


Figure 2.23 Contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture de joints collés avec une plaquette d'acier possédant différents traitements de surface

Le traitement acide d'une plaquette d'acier d'un joint collé n'a pas augmenté sa résistance en cisaillement. En effet, la contrainte de cisaillement apparente moyenne à la rupture est sensiblement la même avec et sans traitement acide. Il y a quand même statistiquement 40,8% de probabilité que le traitement à l'acide confère en réalité une résistance plus élevée à un joint collé qu'un traitement par grenaillage seulement selon le test statistique présenté à la section 2.5.

La Figure 2.24 présente la proportion approximative moyenne des types de rupture de joints collés avec une plaquette d'acier possédant différents traitements de surface. La Figure 2.25 montre le faciès de rupture typique d'éprouvettes dont la plaquette d'acier possédait trois différents traitements de surface.

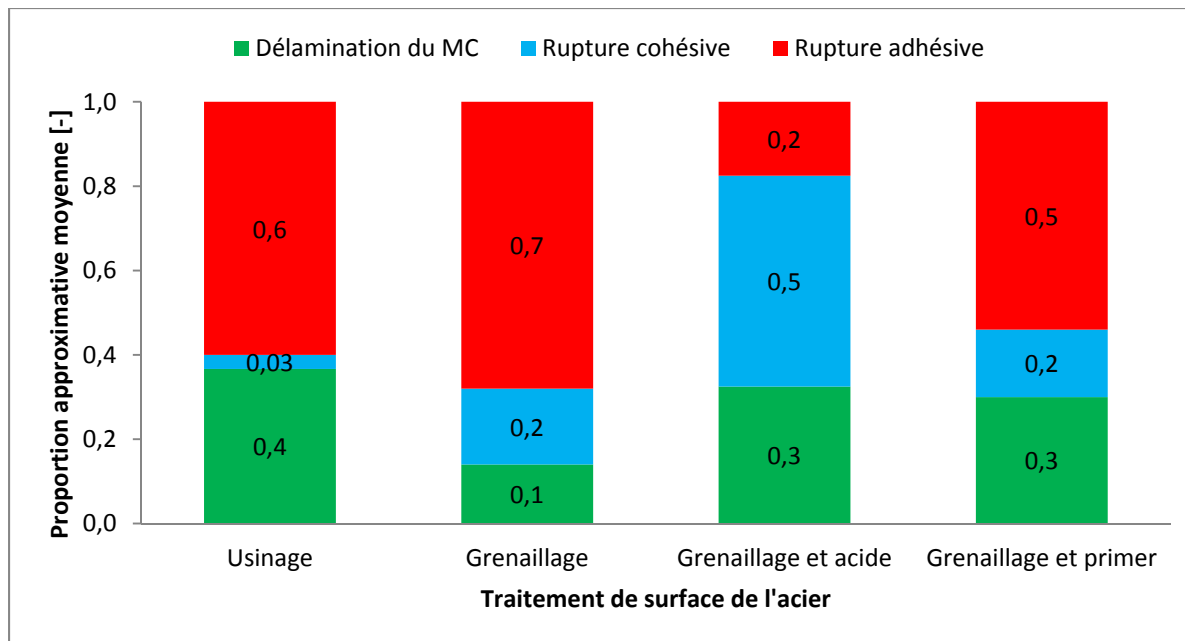


Figure 2.24 Proportion approximative moyenne des types de rupture de joints collés avec une plaquette d'acier possédant différents traitements de surface

L'analyse visuelle des faciès de rupture a révélé que la rupture adhésive couvrait une surface environ quatre fois plus faible chez les éprouvettes ayant subi le traitement à l'acide par rapport à ceux n'ayant pas subi ce traitement. Le traitement par grenaillage seulement a tout de même été retenu puisqu'il permettait d'obtenir la résistance en cisaillement apparente moyenne la plus élevée soit 26,4 MPa. De plus, le traitement par grenaillage seulement s'avérait plus simple que le grenaillage combiné au traitement acide.

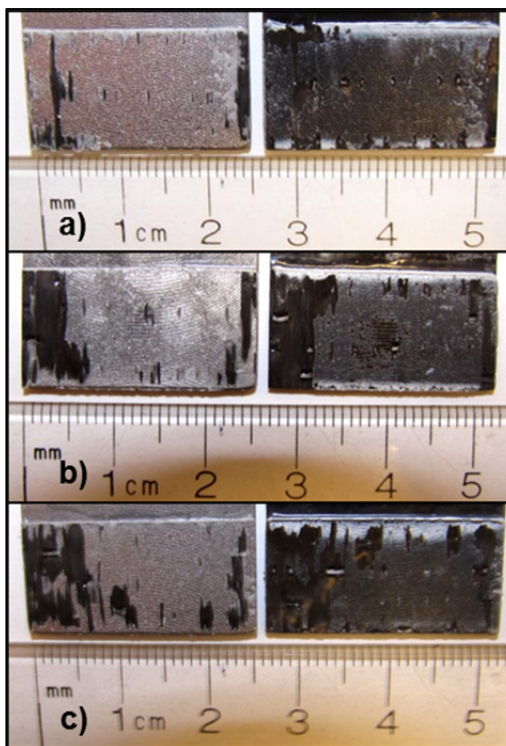


Figure 2.25 Faciès de rupture d'éprouvettes typiques dont la plaquette d'acier a été traitée par grenaillage (a), par grenaillage et acide (b) et par grenaillage et primer (c)

#### 2.10.4.6 Résultats de la série 8

L'essai de la série 8 a permis d'évaluer la résistance d'un joint collé fait de deux plaquettes d'acier inoxydable. Une contrainte apparente moyenne à la rupture de 23,3 MPa a été mesurée avec un écart-type de 1,0 MPa.

#### 2.10.5 Recommandations

Il a été montré dans les dernières lignes que l'immersion en eau diminue la résistance des joints collés. Par contre, la présence d'humidité dans les éprouvettes ne provoque peut-être pas de dégradation irréversible. Un essai supplémentaire pourrait permettre de vérifier cette hypothèse. Cet essai consiste à immerger des éprouvettes de joint collé en eau pendant

88 jours par exemple pour ensuite les laisser complètement sécher à l'air libre. Après ce conditionnement, les éprouvettes seraient testées mécaniquement. L'hypothèse serait vérifiée si ces éprouvettes retrouvaient 100% de leur résistance initiale après ce conditionnement.

Il a aussi été avancé que l'expansion hygroscopique transversale a possiblement causé une rupture prématurée des joints conditionnés en eau. Un empilement quasi isotrope des plaquettes en matériau composite plutôt qu'un empilement directionnel empêcherait toute expansion hygroscopique en plan du matériau composite et devrait empêcher ce phénomène de se produire. Par contre, l'expansion hygroscopique de l'adhésif demeure possible.

Le primer de silane ne s'est pas montré utile. Par contre, ce primer n'est pas nécessairement censé améliorer la résistance d'un joint sec, mais devrait plutôt améliorer la durée de vie d'un joint lorsque ce dernier est immergé dans l'eau (Kinloch, 1983, p. 307). Il serait donc intéressant de tester des éprouvettes de joint collé conditionnées en eau possédant une plaquette d'acier inoxydable traité avec ce primer pour les comparer aux résultats des séries d'essai 4 et 7. La solution utilisée par Aakkula et Saarela (2014) et présentée au Chapitre 1 pourrait également être mise à l'essai. Cette solution était composée de primer de silane et d'autres produits chimiques et s'est montrée très efficace pour des joints collés exposés à l'eau.

## **2.11 Caractérisation physique et chimique des surfaces de collage**

Des mesures de rugosité et d'angle de contact ont été réalisées afin de caractériser les surfaces de collage. Les mesures de rugosité avaient comme objectif de caractériser les traitements de surface mécaniques des matériaux. Les mesures d'angle de contact avaient pour but d'évaluer l'énergie de surface des adhésifs, des matériaux composites et des traitements de surface. Les résultats obtenus à l'aide de ces essais sont peu concluants et il est difficile d'identifier une corrélation entre la résistance en cisaillement des joints collés et les caractéristiques physiques ou chimiques des surfaces de collage. Ces résultats sont tout de même présentés en annexe (*Voir ANNEXE XVI, p. 233*).

## 2.12 Résumé des matériaux retenus

Les essais de caractérisation présentés dans à travers ce chapitre ont permis de sélectionner les matériaux qui seront utilisés pour la fabrication des préprototypes et du prototype. Le nom et la nature de ces matériaux sont résumés au Tableau 2.9.

Tableau 2.9 Résumé des matériaux retenus pour la fabrication des préprototypes et du prototype

Portion de l'aube		Nature du matériau	Identification
Matériau composite	Voile	Fibre de carbone	-
	Fibre unidirectionnelle	Fibre de carbone	-
	Résine	Époxy	Résine A
Coeur	Charge	Aluminium	-
Adhésif		Époxy	Adhésif Z





## **CHAPITRE 3**

### **CONCEPTION ET ANALYSE NUMÉRIQUE DE LA ROUE À BORD DE FUITE MINCE EN MATÉRIAU COMPOSITE**

Les propriétés mécaniques caractérisées au chapitre précédent peuvent maintenant être utilisées pour créer des modèles numériques de l'aube à bord de fuite mince. Ce chapitre présente la conception et l'optimisation géométrique de l'aube. Cette géométrie est insérée dans des modèles numériques afin d'en faire l'analyse mécanique.

Lors de ce projet, le logiciel utilisé pour la modélisation géométrique est CATIA V5R21. Le logiciel utilisé pour l'analyse numérique par éléments finis est ANSYS Workbench R15.0. Le module ACP (ANSYS Composite PrePost) d'ANSYS a été utilisé pour l'analyse numérique des matériaux composites.

#### **3.1 Évaluation du facteur de concentration de contrainte dans les joints collés**

La distribution de contrainte de cisaillement dans un joint collé en recouvrement simple soumis à un essai mécanique en traction est très hétérogène (Devine, 1979, p.2). La contrainte de cisaillement maximale réelle est donc plus élevée que la contrainte de cisaillement apparente à la rupture du joint. Le facteur de concentration de contrainte dans l'adhésif a donc été évalué à l'aide d'un modèle numérique.

Un modèle bidimensionnel a été construit pour modéliser un joint collé en recouvrement simple. Ce modèle est présenté à la Figure 3.1. La pièce du modèle représentant la plaquette d'acier avait un module d'élasticité de 200 GPa. L'autre pièce représentait le matériau composite D. Ce matériau a été considéré isotrope et possédait une élasticité de 133 GPa. La couche d'adhésif avait une épaisseur de 0,15 mm.

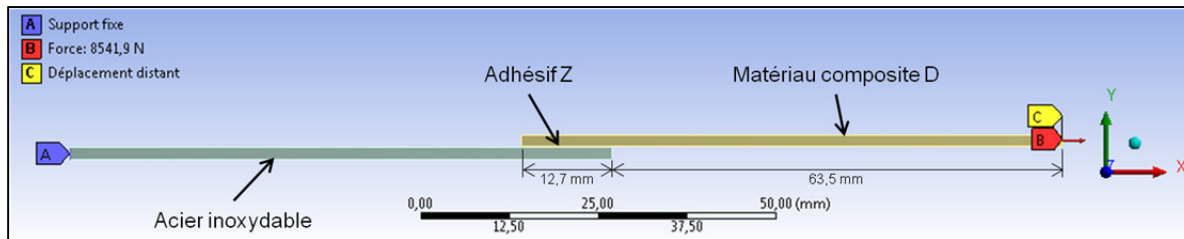


Figure 3.1 Conditions aux frontières et condition de chargement du modèle de joint collé

Tout les degrés de liberté ont été bloqués à la face « A » de la Figure 3.1 et seulement le déplacement dans l'axe X était libre à la face « B ». Une force dans l'axe X de 8542 N a été imposée à la face « B » afin d'engendrer une contrainte apparente en cisaillement dans le joint du modèle équivalente à la contrainte en cisaillement apparente moyenne à la rupture des éprouvettes lors d'un essai mécanique de référence, soit 26,5 MPa. La contrainte de cisaillement maximale a été analysée à la mi-épaisseur de la couche d'adhésif. La Figure 3.2 illustre le joint du modèle avec le système de coordonnées situé à la mi-épaisseur de la couche d'adhésif. Le modèle a atteint la convergence avec un total de 30 976 éléments. La Figure 3.3 présente la distribution de la contrainte de cisaillement dans la couche d'adhésif le long de la ligne pointillée de la Figure 3.2. Des efforts hors-plan étaient également présents dans le joint, mais étaient moins intenses.

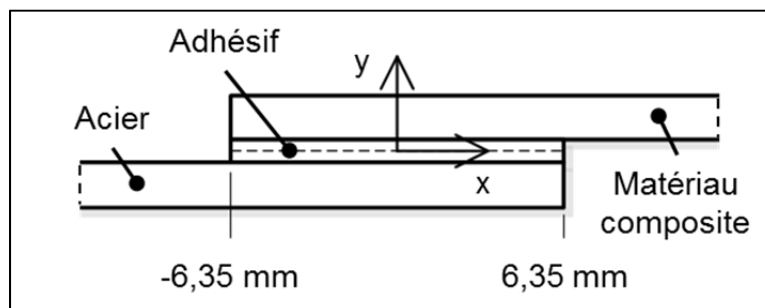


Figure 3.2 Schéma du joint du modèle de joint collé

La Figure 3.3 montre que la contrainte de cisaillement maximale à la mi-épaisseur de l'adhésif est de 92,5 MPa près de la position 6,35 mm. On voit donc que la distribution de la contrainte n'est pas symétrique par rapport au centre du joint. Ceci s'explique simplement

par le fait que le joint n'est pas symétrique. En effet, le joint est composé d'une plaquette d'acier inoxydable à gauche et une plaquette en matériau composite à droite. Les deux plaquettes n'ont donc pas la même rigidité, ce qui explique l'asymétrie de la courbe de contrainte. En divisant la contrainte maximale par la contrainte apparente, on obtient le facteur de concentration de contrainte du joint. Ce facteur de concentration de contrainte est de 3,5.

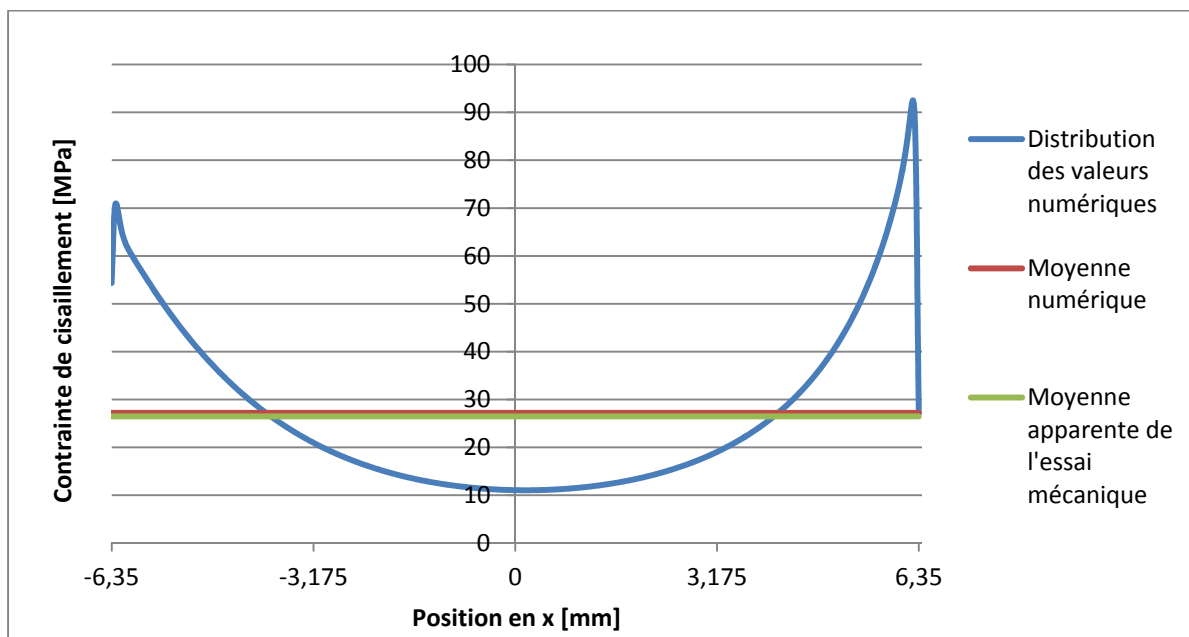


Figure 3.3 Distribution de la contrainte de cisaillement à la mi-épaisseur de la couche d'adhésif en fonction de la position dans le joint

À l'aide de ce facteur de concentration de contrainte, il est possible d'évaluer la contrainte de cisaillement maximale réelle d'un joint fait des matériaux retenus. Ainsi, la contrainte de cisaillement maximale d'un joint fait des matériaux retenus est évaluée à 91,8 MPa sachant que la contrainte de cisaillement apparente à la rupture de ce joint est de 26,3 MPa. De la même manière, la contrainte de cisaillement maximale d'un joint fait des matériaux retenus à l'état humide est évaluée à 53,5 MPa. Ce sont ces deux dernières valeurs de contrainte de cisaillement maximale qui seront utilisées afin d'évaluer le facteur de sécurité du joint de collage des prochains modèles numériques.

### 3.2 Tracé d'aube

La méthode de la mécanique des fluides numérique est utilisée pour évaluer et optimiser les performances hydrauliques de la géométrie de l'aube, aussi appelée « tracé d'aube ». Plusieurs tracés d'aube ont été développés puis analysés par GE. Le tracé sélectionné était tel que sa géométrie demeurait à l'intérieur de l'enveloppe géométrique de l'aube de référence de la centrale Chief Joseph. C'est que GE possédait en stock une aube rebutée de cette centrale. Il était donc envisageable de fabriquer un prototype à partir de cette aube qu'en retirant de la matière. Ce nouveau tracé ressemble beaucoup au tracé original; seulement une portion près du bord de fuite de l'aube a été modifiée. Par conséquent, le volume du tracé modifié est seulement 2% plus faible que celui du tracé de référence. La Figure 3.4 présente la géométrie du tracé de l'aube à bord de fuite mince (ABFM) retenue. À la Figure 3.4 (a), les lignes jaunes représentent les filets de l'aube et la ligne rouge délimite la portion modifiée du tracé. Donc toute la surface se trouvant entre cette ligne rouge et le bord d'attaque de l'aube n'a subi aucune modification par rapport à l'aube originale. L'épaisseur au bord de fuite est pratiquement nulle, à 0,01 mm.

L'évaluation numérique du tracé retenu a permis d'observer une diminution de pertes par rapport au tracé de référence, donc une augmentation du rendement. C'est exactement ce qui était anticipé en amincissant le bord de fuite. Quelques facteurs peuvent expliquer cette diminution. D'abord, l'amincissement au bord de fuite provoque une augmentation de l'ouverture entre les aubes ce qui cause une diminution des vitesses d'écoulement et donc une diminution des pertes par frottement. De plus, la faible épaisseur au bord de fuite provoque une atténuation du phénomène de sillage d'aube. Cela a également pour conséquence de diminuer les pertes. Le Tableau 3.1 présente les caractéristiques hydrauliques et mécaniques de la roue avec ABFM retenue et de la roue de référence.

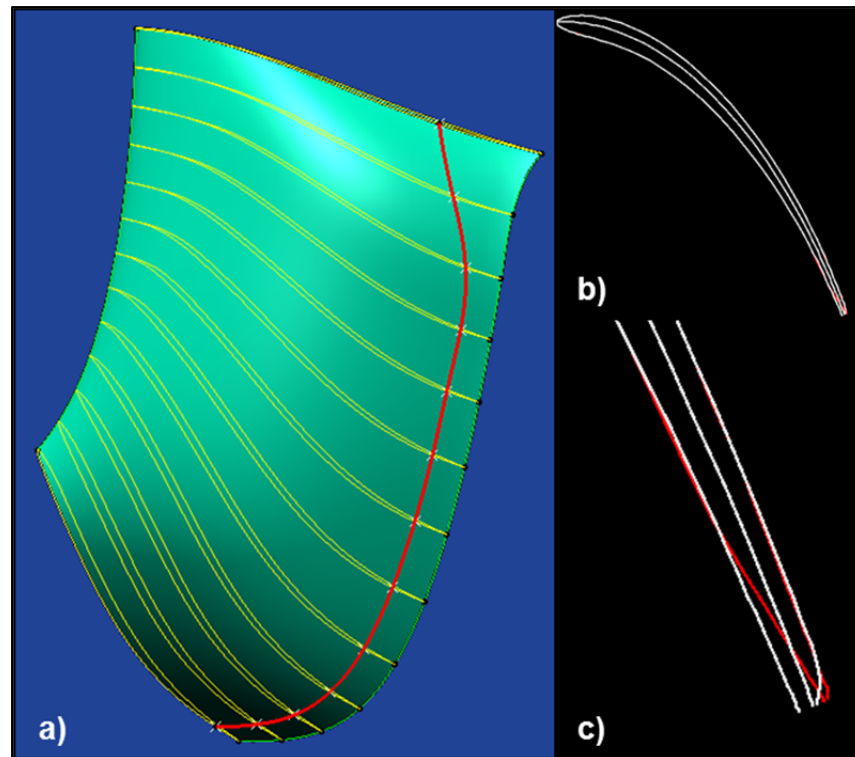


Figure 3.4 Côté extrados de la géométrie de l'aube à bord de fuite mince complète (a), filet 7 de référence en blanc et amincie en rouge (b) et grossissement du bord de fuite du filet 7 (c)

Tableau 3.1 Caractéristiques hydrauliques et mécanique de la roue de référence et la roue avec aubes à bord de fuite mince

Caractéristiques	Roue Chief Joseph	Roue avec ABFM
Nombre d'aubes [-]	17	17
Hauteur de chute [m]	54,864	59,786
Puissance maximale [MW]	89,7	109,7
Diamètre [m]	4,826	4,826
Vitesse de rotation en conditions normales d'opération [tr/min]	100	100
Vitesse de rotation en emballement [tr/min]	184	-
Couple maximal [Nm]	$8,57 \times 10^6$	$10,48 \times 10^6$
Source	Pellerin (2009)	CTMhd

### 3.3 Modélisation et analyse numérique de la roue avec ABFM en acier

La première étape de modélisation consistait à effectuer la modélisation de la roue à bord de fuite mince en acier inoxydable seulement; c'est-à-dire sans matériau composite. Ceci permet de vérifier la validité de la méthode d'analyse numérique. Ensuite, les résultats permettent de valider ou infirmer la prédiction selon laquelle un bord de fuite mince en acier occasionnerait une augmentation importante des contraintes au bord de fuite. Enfin, les résultats serviront comme base de comparaison lorsque le matériau du bord de fuite sera remplacé par le matériau composite.

#### 3.3.1 Modélisation géométrique

La démarche de modélisation géométrique de la roue avec ABFM en acier inoxydable est relativement simple. Il s'agit de remplacer le bord de fuite des aubes de la roue de référence par le nouveau bord de fuite aminci.

Rappelons qu'une roue est constituée d'un plafond, d'une ceinture et d'aubes. Le plafond et la ceinture sont axisymétriques. Les aubes quant à elles sont équidistantes et toutes fixées de la même façon au plafond et à la ceinture. Sachant que le logiciel d'analyse numérique permet de simplifier une pièce possédant une répétition circulaire, il est possible de modéliser qu'une section de la roue. La roue possédant 17 aubes, qu'un dix-septième de la roue a été modélisé. Cela permettra de faciliter la modélisation et l'analyse numérique de la roue et allégera grandement les modèles.

Au lieu de modifier l'aube de référence en l'amincissant, il est plus simple de remplacer l'aube de la roue de référence par l'aube du nouveau tracé qui a été présenté à la Figure 3.4 (a). Il s'agissait donc de retirer l'aube du modèle de roue de référence, puis de positionner la nouvelle aube exactement au même endroit que l'aube de référence. Une roue possède toujours des congés de raccordement à la jonction de l'aube et du plafond et à la jonction de l'aube et de la ceinture. Ces congés de raccordement ont pour rôle de diminuer les contraintes dans les jonctions. Pour le modèle de roue avec ABFM en acier, les congés de raccordement

modélisés sont les mêmes que ceux que possédait la roue de référence, sauf pour les portions situées près du bord de fuite. En effet, puisqu'ici la géométrie de l'aube près du bord de fuite diffère de celle de la roue de référence, des congés différents ont été conférés à ces endroits. Le rayon du congé de raccordement en ceinture possède une valeur constante de 19,05 mm. Le congé de raccordement en plafond possède un rayon variable selon la position le long de la jonction (*Voir ANNEXE II, p. 173*). La Figure 3.5 présente la géométrie du modèle de roue avec ABFM en acier.

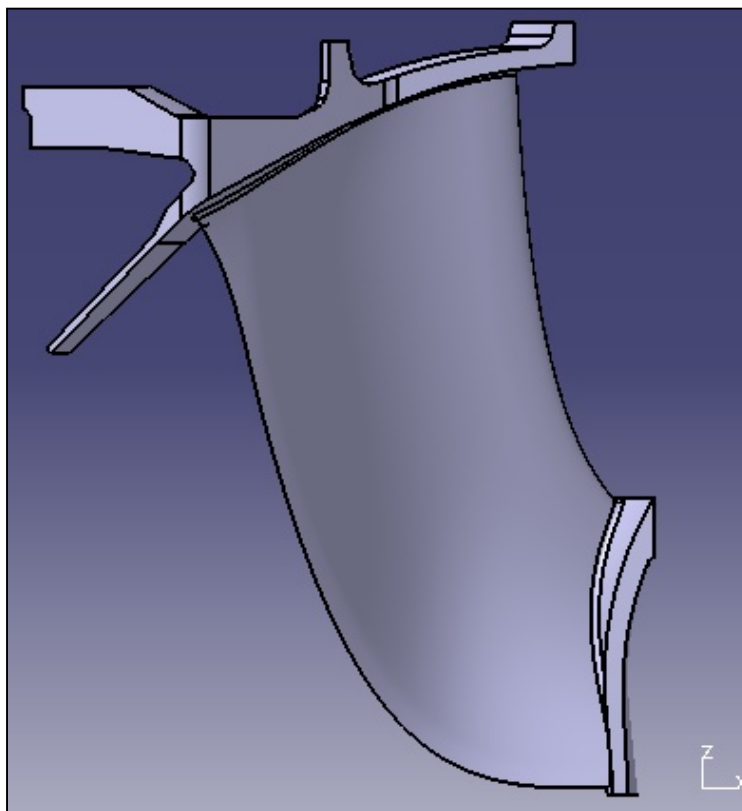


Figure 3.5 Côté intrados de la géométrie de la section de roue avec ABFM en acier

La Figure 3.6 illustre la superposition de la géométrie des bords de fuite près du plafond de la roue de référence et de la roue avec ABFM en acier. On remarque à cette figure que l'ABFM ressort légèrement de l'enveloppe géométrique de l'aube de référence. Cette situation n'est pas problématique, puisque la matière de l'ABFM sortant de l'enveloppe de l'aube de référence sera plus tard entièrement constituée du matériau composite.

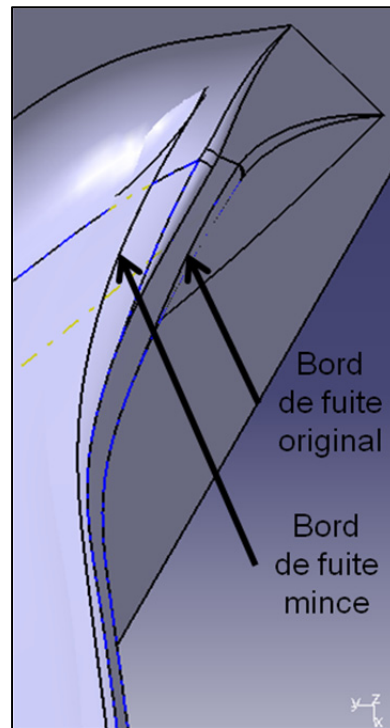


Figure 3.6 Superposition de la géométrie de la roue de référence et celle de la roue avec ABFM en acier à la jonction du plafond

### 3.3.2 Définition du matériau

Les propriétés de l'acier inoxydable définies dans le logiciel sont énumérées au Tableau 3.2. Ces propriétés ont été fournies par GE.

Tableau 3.2 Propriétés de l'acier inoxydable

Propriété	Valeur
Masse volumique	7,85 g/cm <sup>3</sup>
Module d'élasticité	200 GPa
Coefficient de Poisson	0,3
Limite d'élasticité	550 MPa
Résistance à la rupture	755 MPa



### 3.3.3 Conditions aux frontières

La roue sera analysée en conditions stationnaire. Cela permet d'en faire une analyse statique. Deux conditions aux frontières sont considérées pour ce modèle. Il y a d'abord la condition de symétrie cyclique qui prend en compte la répétition circulaire de la section de roue. Cette condition lie le déplacement et la rotation de certaines surfaces du plafond et de la ceinture (*Voir ANNEXE IV, p. 179*). Ensuite, il y a une condition de support fixe à la surface du plateau d'accouplement tel qu'illustré à la Figure 3.7. C'est à cet endroit que la roue est fixée à l'arbre. Cette condition bloque tous les degrés de liberté de cette surface.

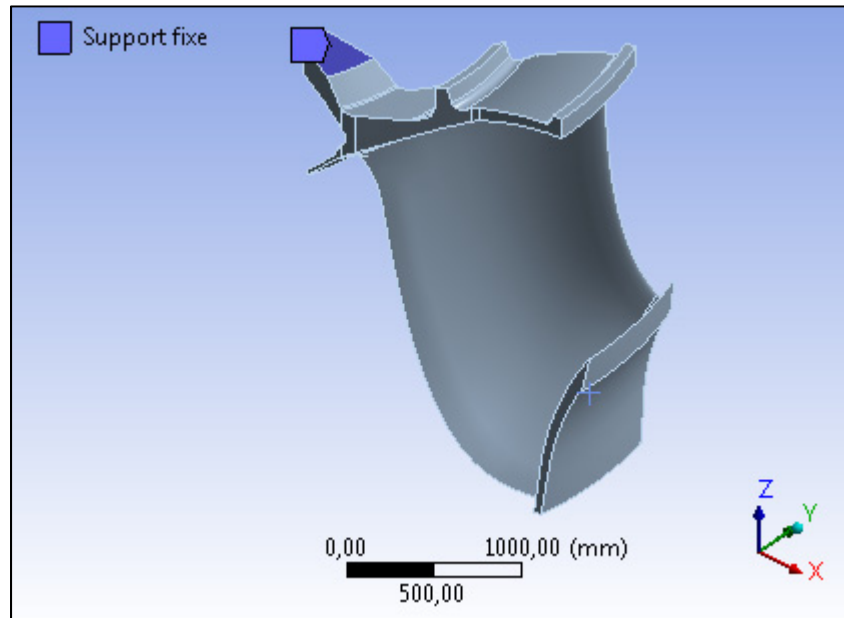


Figure 3.7 Condition de support fixe au plateau d'accouplement du modèle

### 3.3.4 Conditions de chargement

Deux conditions d'opération doivent être analysées, soit les conditions normales d'opération et les conditions d'emballement.

### 3.3.4.1 Conditions normales d'opération

Les conditions normales d'opération correspondent au cas où la machine opère à sa puissance de conception, soit la puissance maximale. Lorsque le CTMhd a fait l'analyse hydraulique du tracé d'aube, un champ de pression hydraulique a été généré sur les surfaces de la roue. Ce champ de pression correspond au chargement à la puissance de conception, soit le chargement en conditions normales d'opération. L'intégration de ce champ de pression dans le modèle numérique est détaillée en annexe (*Voir ANNEXE IV, p. 179*). La Figure 3.8 illustre le côté intrados de l'aube du modèle avec les points de pression importés en noir ainsi que la distribution du champ de pression.

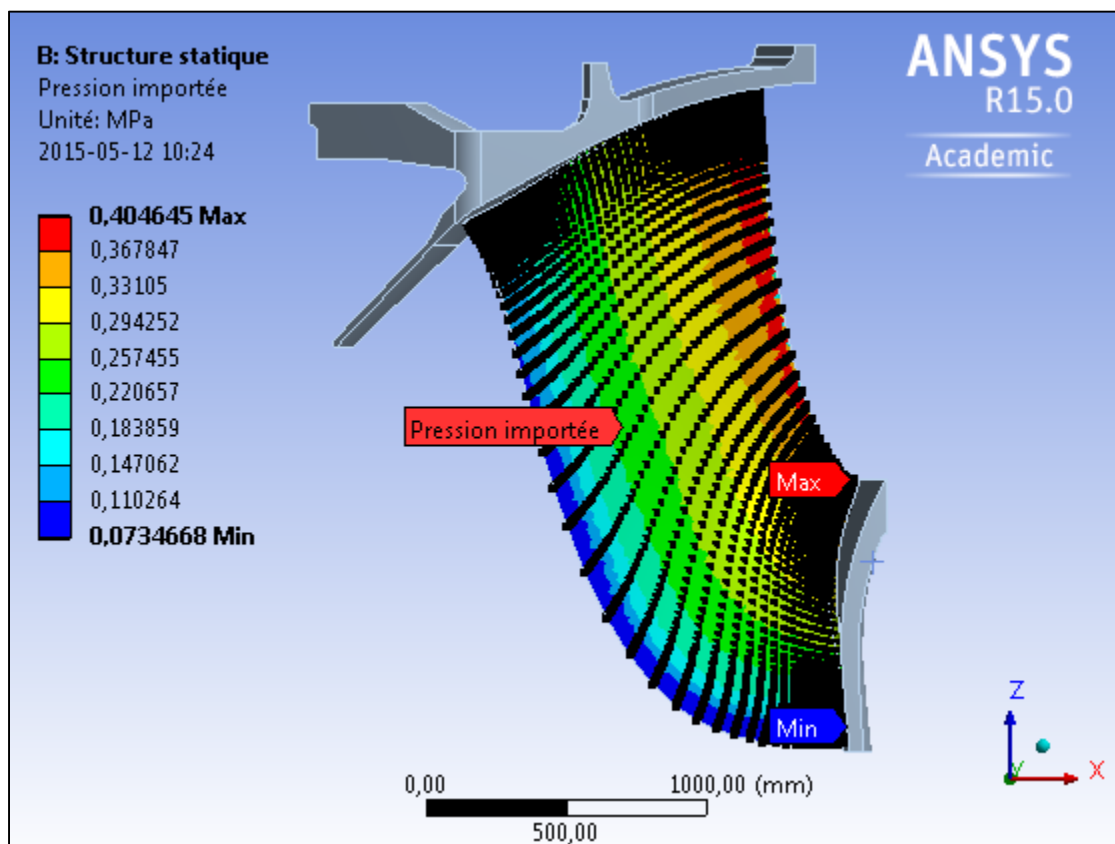


Figure 3.8 Distribution du champ de pression sur l'intrados de l'aube du modèle

Le champ de pression permet d'effectuer une première vérification du modèle. De fait, le champ de pression crée une force résultante sur la section de roue. Il est possible de convertir

cette force en un couple par rapport à l'axe de rotation. Ce couple a une valeur de  $10,59 \times 10^6$  Nm ce qui est 1,8% plus élevé que le couple obtenu à l'aide de l'analyse par mécanique des fluides numérique présenté au Tableau 3.1. Cette différence est relativement faible et suggère que ce modèle numérique est valide. L'intensité du champ de pression de l'aube du modèle est tout de même corrigée d'un facteur 0,982 afin d'obtenir exactement le même couple qu'obtenu à l'aide de la mécanique des fluides numérique.

Le champ de pression constitue la condition de chargement la plus importante, mais d'autres conditions de chargement sont quand même considérées. Ainsi, la vitesse de rotation de 100 tr/min est ajoutée au modèle. Bien qu'il s'agisse du modèle statique, le logiciel prend en compte la vitesse de rotation qui cause des efforts inertiels qui sont transmis aux aubes. L'accélération gravitationnelle est également considérée.

GE vise un facteur de sécurité minimum de 3 par rapport à la déformation plastique et de 5 par rapport à la rupture dans ces conditions d'opérations. Connaissant la valeur des propriétés mécaniques de l'acier inoxydable, la contrainte maximale dans ce matériau doit être inférieure ou égale à 151 MPa pour satisfaire les facteurs de sécurité en conditions normales d'opération.

### **3.3.4.2 Conditions d'emballlement**

En conditions normales, la roue tourne toujours à une vitesse constante, puisque le couple moteur de la turbine est égal au couple résistif de l'alternateur. Cependant, certains événements peuvent provoquer une déconnexion de l'alternateur du réseau électrique. Si tel est le cas, le couple résistif de l'alternateur devient nul et l'on assiste à l'accélération de la rotation de la roue. Dans une telle situation, le débit d'eau qui est contrôlé par les aubes directrices est coupé dans les secondes qui suivent. Cependant, le délai de cette fermeture provoque inévitablement une augmentation de la vitesse de rotation de la roue. Les forces inertielles provoquées par cette vitesse de rotation importante peuvent induire d'importantes contraintes dans la roue, d'où la pertinence d'analyser ce deuxième cas de chargement. La

vitesse d'emballlement est évaluée par la mécanique des fluides numérique. Il s'agit de la vitesse de rotation maximale que la roue peut atteindre au débit maximum. Cette vitesse n'a pas été évaluée pour la roue à ABFM. On suppose que la vitesse d'emballlement est sensiblement la même que dans le cas de référence, soit une vitesse d'emballlement de 184 tr/min. C'est donc cette dernière valeur de vitesse qui est utilisée pour le modèle en conditions d'emballlement.

Le couple moteur étant nul en emballlement stationnaire, la force résultante sur les aubes est également nulle. On néglige donc le champ de pression sur la roue dans ce cas. L'accélération gravitationnelle demeure prise en compte. Enfin, en conditions d'emballlement, GE recherche un facteur de sécurité minimum de 1,5 par rapport à la déformation plastique.

### **3.3.5 Analyse des résultats**

La contrainte von Mises maximale de la roue était l'objet de l'analyse. Pour chacun des deux cas de chargement, une analyse de convergence de la contrainte von Mises maximale a été réalisée. Les analyses de convergence ont été réalisées manuellement en raffinant le maillage. Le critère de convergence utilisé était une variation absolue inférieure à 1% pour deux itérations consécutives. Entre chaque itération, le nombre d'éléments était augmenté d'un facteur minimum de 2 localement à la position de la contrainte maximale. L'analyse de convergence des deux cas d'analyse est présentée en annexe (*Voir ANNEXE V*, p. 183).

Un total de 51 115 éléments a été requis pour obtenir une convergence de la contrainte maximale dans le cas de conditions normales d'opération, tandis que seulement 7627 éléments ont été nécessaires en conditions d'emballlement. La Figure 3.9 présente le maillage du modèle avec les conditions normales d'opération. Pour ce maillage, la densité d'éléments est volontairement beaucoup plus importante à la jonction du bord de fuite de l'aube et du plafond puisque c'est à cet endroit que l'on retrouve la contrainte la plus élevée.

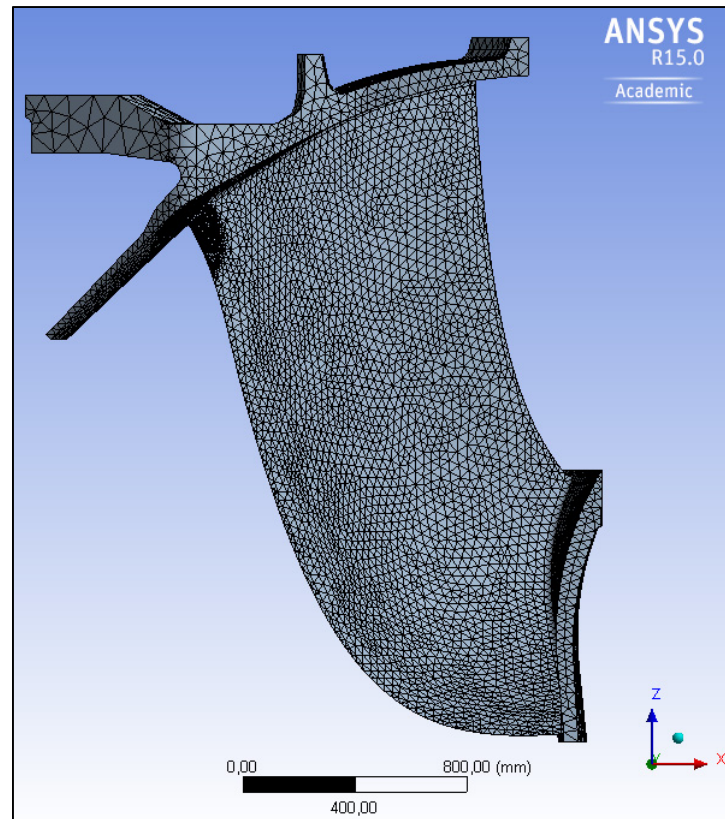


Figure 3.9 Maillage du côté intrados du modèle de roue à ABFM en acier en conditions normales d'opération

La Figure 3.10 présente la distribution de la contrainte von Mises dans la roue en conditions normales d'opération. La contrainte von Mises maximale a été évaluée à 391 MPa. Comme supposé, la contrainte maximale est beaucoup plus élevée que dans le cas de référence. En effet, une contrainte maximale de 149 MPa a été évaluée pour la roue de référence et elle se situe au même endroit que la roue à ABFM en acier (Pellerin, 2009, p. 5). La différence entre les deux résultats provient probablement du fait qu'il y a trois ordres de grandeur entre l'épaisseur du bord de fuite mince et le bord de fuite original, ce qui fait grimper l'amplitude de contraintes à cet endroit. Cette contrainte maximale de 391 MPa ne satisfait pas les facteurs de sécurité recherchés. En conditions d'emballement, la contrainte maximale est de 120 MPa. Cette valeur satisfait le facteur de sécurité minimum.

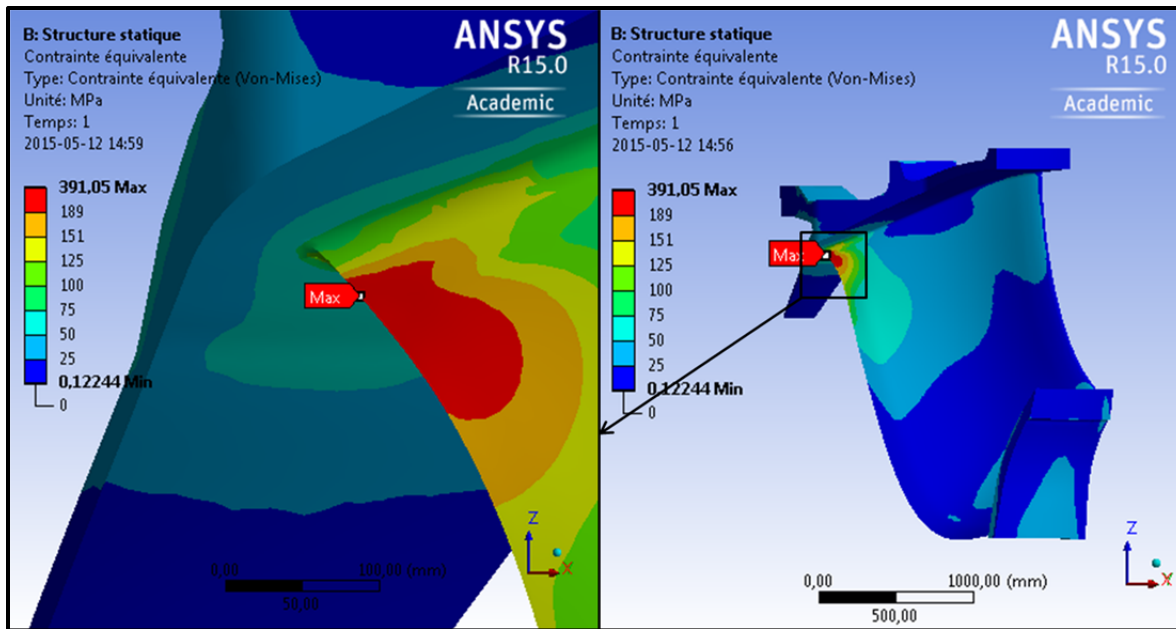


Figure 3.10 Distribution de la contrainte von Mises du côté intrados du modèle de roue à ABFM en acier en conditions normales d'opération

### 3.3.6 Validation de la méthode d'analyse numérique

La méthode d'analyse numérique présentée dans les dernières pages a été validée en effectuant la simulation numérique de la roue de référence. Rappelons que la roue de référence correspond à la roue qui a été conçue par GE pour la centrale Chief Joseph. Ainsi, GE avait déjà effectué l'analyse mécanique de cette roue en 2009. La simulation numérique a donc été refaite dans le cadre de ce projet à l'aide de la même méthode de modélisation et d'analyse que dans le cas de l'ABFM en acier. Cette analyse a été réalisée avec la géométrie de l'aube originale et le champ de pression original. Les résultats sont convaincants. En effet, la Figure 3.11 présente la contrainte von Mises à la jonction du bord de fuite de l'aube et du plafond de la roue de référence en conditions d'opération normales selon la méthode d'analyse de GE et celle utilisée dans le cadre de ce projet. On constate que les deux méthodes présentent une distribution de contraintes von Mises très semblables. La contrainte maximale est de 150 MPa et 149 MPa pour le modèle de ce projet et le modèle de GE respectivement pour une différence inférieure à 1%. Ces contraintes maximales se situent au même endroit soit à la jonction du bord de fuite et du plafond, du côté intrados. En condition

d'emballlement, les deux méthodes d'analyse mènent aux mêmes résultats de contrainte maximale. De fait, dans les deux cas, une contrainte von Mises maximale de 103 MPa est calculée à la jonction du bord de fuite de l'aube et de la ceinture. Ces résultats suggèrent que la méthode d'analyse utilisée pour ce projet est valide.

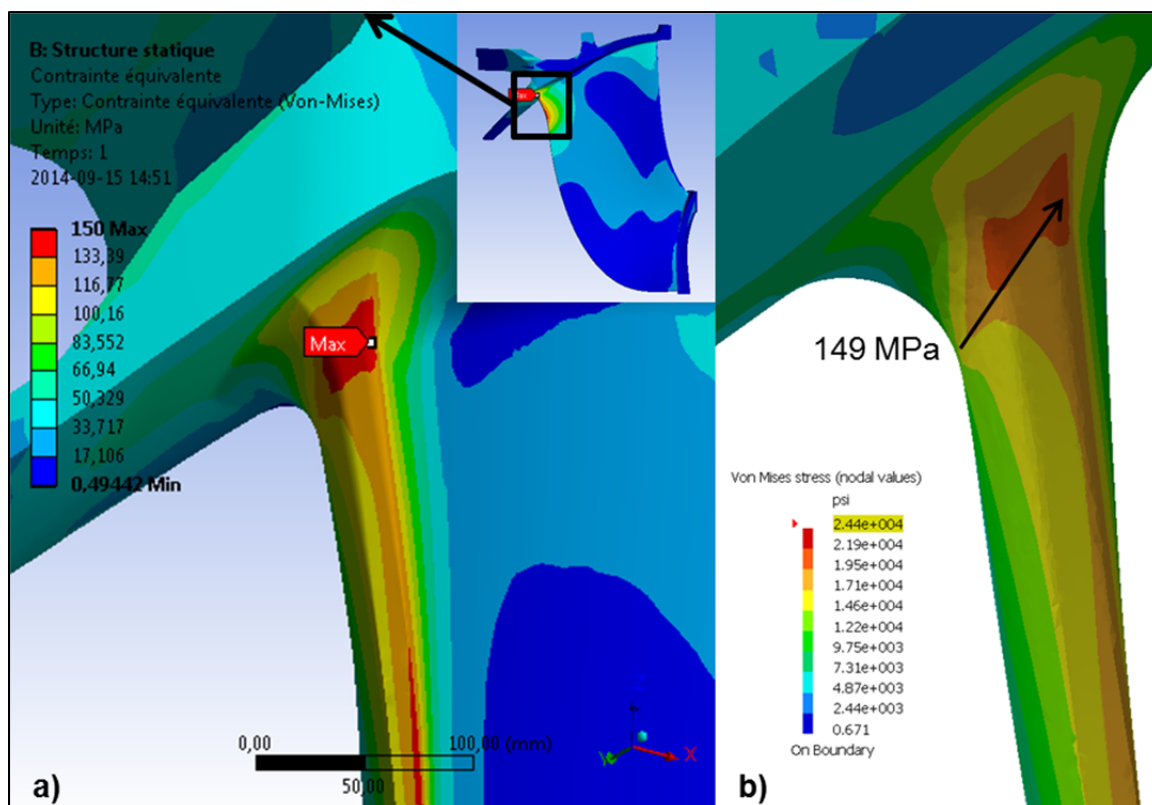


Figure 3.11 Contrainte von Mises à la jonction du bord de fuite de l'aube et du plafond de la roue de référence en conditions d'opération normales a) Analyse réalisée selon la méthode utilisée lors de ce projet b) Analyse mécanique de GE tirée de Pellerin (2009, p. 11)

### 3.4 Conception et analyse numérique de la roue avec aube sans bord de fuite

Avant d'effectuer l'analyse du modèle complet avec aube à bord de fuite en matériau composite, il s'est avéré important d'optimiser la configuration géométrique du joint entre l'acier et le matériau composite. Sachant que l'acier possède un module d'élasticité beaucoup plus élevé que la coque et le cœur d'époxy, la portion d'acier supportera une grande majorité

des efforts mécaniques près du bord de fuite de l'aube. Ainsi, la présence de la coque et du cœur sera négligée dans cette analyse afin d'analyser seulement la portion d'acier.

### 3.4.1 Modélisation géométrique de roues avec aube sans bord de fuite

Quatre géométries différentes de roue avec aube sans bord de fuite ont été dessinées dans le but d'être analysées. Ces quatre géométries partagent beaucoup de similitudes. En fait, c'est surtout la géométrie aux deux extrémités de l'acier près du bord de fuite qui varie. La Figure 3.12 présente la jonction du bord de fuite de l'aube et du plafond selon trois des quatre géométries dessinée.

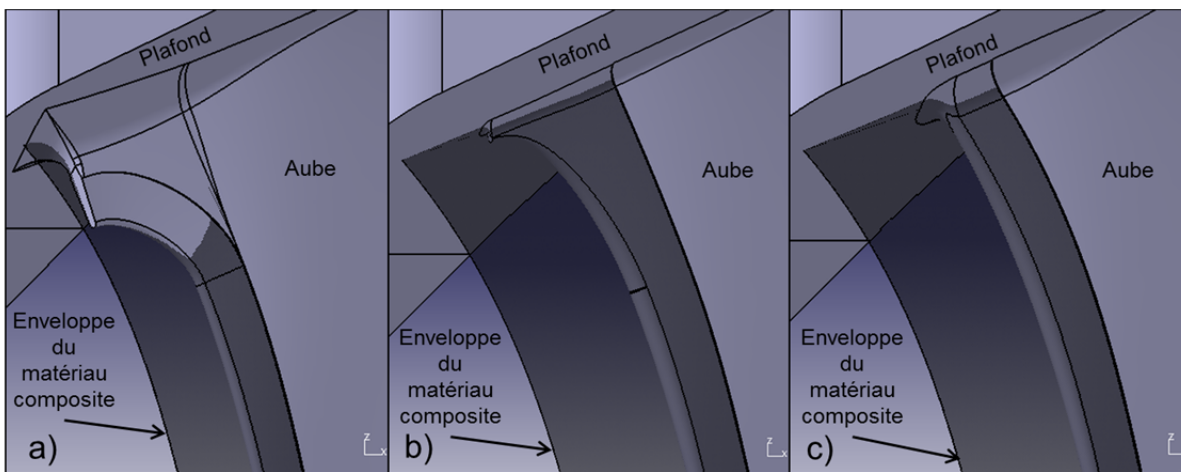


Figure 3.12 Jonction du bord de fuite de l'aube et du plafond du côté intrados de trois géométries différentes de la portion d'acier de roue avec aube sans bord de fuite avec la géométrie théorique de l'enveloppe du matériau composite, soit la géométrie 1 (a) la géométrie 2 (b) et la géométrie 3 (c)

La quatrième géométrie dessinée correspond à une variante de la géométrie 2 possédant une distance plus faible entre le joint de la coque et le bord de fuite. Chacune des quatre géométries a été dessinée à partir de la géométrie de l'aube à bord de fuite mince. Toutes les géométries possèdent un épaulement de l'acier d'une hauteur de 2 mm pour accueillir une future coque de 2 mm d'épais. Ces épaulements se situent tous à une distance de 50 mm par rapport à l'extrémité d'acier la plus près du bord de fuite sauf près des jonctions du plafond



et de la ceinture. Toutes les géométries demeurent à l'intérieur de l'enveloppe géométrique de l'aube à bord de fuite mince à l'exception de la géométrie 1. Cette dernière géométrie a été dessinée dans l'objectif de simplifier la géométrie de la coque en matériau composite.

### 3.4.2 Analyse numérique

Les quatre géométries développées ont été soumises à une analyse numérique. La méthode d'analyse numérique utilisée pour ces géométries est exactement comme celle du modèle de la roue à ABMF en acier. C'est-à-dire que les mêmes conditions aux frontières et les mêmes conditions de chargement ont été considérées. De fait, le même champ de pression a été utilisé même si ce champ de pression était appliqué sur une surface plus petite dans le cas des géométries sans bord de fuite. L'analyse de convergence ainsi que le nombre d'éléments des quatre modèles en conditions normales d'opération sont présentés en annexe (*Voir ANNEXE XVIII, p. 239*).

La Figure 3.13 présente la distribution de la contrainte von Mises des modèles de roue sans bord de fuite selon trois différentes géométries. La portion en rouge des distributions de contrainte de cette figure correspond à la zone ne satisfaisant pas les facteurs de sécurité minimum. Le Tableau 3.3 montre la contrainte von Mises maximale en conditions d'opération normales et le retrait de matière à partir du bord de fuite original selon les modèles de roues analysés jusqu'ici.

D'après le Tableau 3.3, toutes les géométries de roue à aubes sans bord de fuite possèdent une contrainte von Mises maximale plus faible que la roue à aubes à bord de fuite mince en acier. La géométrie 2.2 est celle qui possède la plus faible contrainte maximale. C'est donc cette géométrie qui a été retenue. La contrainte maximale de cette solution demeure élevée. En effet, avec une contrainte maximale de 210 MPa, le facteur de sécurité par rapport à la rupture est de 3,6, ce qui est beaucoup plus faible que le facteur de sécurité minimum recherché de 5. Par contre, il n'est pas réaliste d'atteindre un facteur de sécurité de 5 dans cette situation. En effet, la géométrie de la roue de référence de ce projet avait déjà été

optimisée par GE pour atteindre un facteur de sécurité de 5,0. Comme il a été expliqué plus tôt, les caractéristiques hydrauliques ont été modifiées par rapport aux conditions de référence. De fait, le couple de la roue a augmenté de 22%. Puisque les contraintes dans une roue sont pratiquement proportionnelles au couple, une telle augmentation de couple a fait augmenter la valeur des contraintes d'environ 22%. De plus, la géométrie de l'aube a été modifiée en retirant de la matière au bord de fuite. Cela fait en sorte qu'une géométrie possédant moins de matière de la roue de référence doit supporter une charge supérieure à celle de la roue de référence. Quoiqu'il en soit, même si la solution ne satisfait pas le facteur de sécurité par rapport à la rupture, cette solution demeure acceptable pour la suite de ce projet.

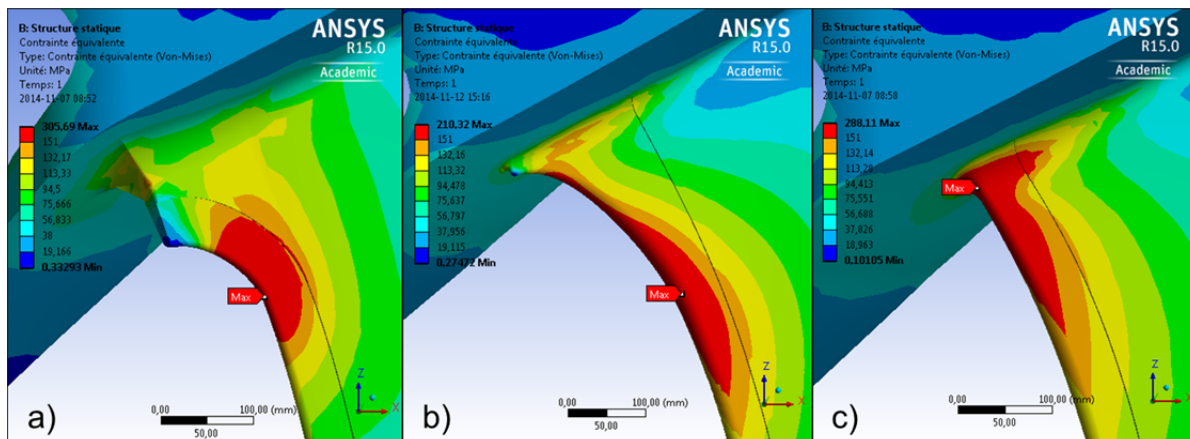


Figure 3.13 Distribution de la contrainte von Mises du côté intrados des modèles de roue sans bord de fuite en conditions normales d'opération à la jonction du bord de fuite et du plafond selon trois géométries, soit la géométrie 1 (a) la géométrie 2 (b) et la géométrie 3 (c)

Les contraintes dans la roue en conditions d'emballement se sont avérées moins intenses que celles en conditions normales d'opération. Les conditions d'emballement ne seront donc pas analysées dans les prochains modèles numériques.

Tableau 3.3 Caractéristiques des modèles de roue analysés

<b>Modèle de roue</b>	<b>Contrainte maximale [MPa]</b>	<b>Retrait de matière à partir du bord de fuite original [cm]</b>
Roue de référence	150	-
Avec bord de fuite mince en acier	391	-
Roue sans bord de fuite (géométrie 1)	306	10
Roue sans bord de fuite (géométrie 2.1)	221	15
Roue sans bord de fuite (géométrie 2.2)	210	25
Roue sans bord de fuite (géométrie 3)	288	15

### 3.5 Analyse numérique de la roue à ABFM en matériau composite

La portion en acier de l'aube étant maintenant conçue, il reste à ajouter la portion en matériau composite et à en faire l'analyse.

#### 3.5.1 Modélisation géométrique

Il s'agissait donc d'effectuer la modélisation géométrique de la coque et du cœur d'époxy. La Figure 3.14 et la Figure 3.15 présentent la géométrie du modèle de roue à bord de fuite mince en matériau composite.

Pour ce qui est de la coque, le module d'analyse de matériaux composites (ACP) requiert une géométrie surfacique. C'est pour cette raison que l'enveloppe seule de la coque a été dessinée. La coque possède théoriquement une épaisseur de 2 mm. La Figure 3.15 montre que la coque est superposée au congé de raccordement de l'acier.

Aucune couche d'adhésif n'a été modélisée puisque quatre ordres de grandeur séparent la taille de l'aube et l'épaisseur théorique de la couche d'adhésif. Cette différence d'échelle rend l'analyse d'une telle couche d'adhésif pratiquement irréalisable.

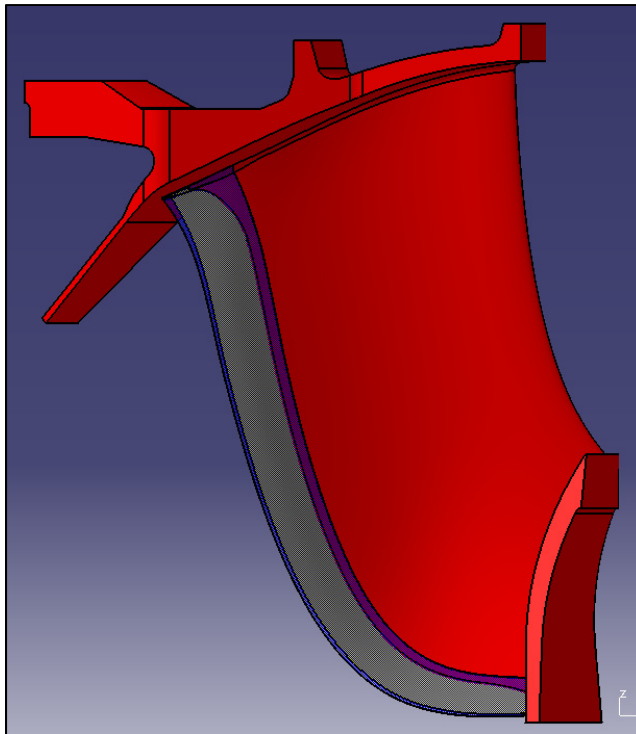


Figure 3.14 Côté intrados du modèle géométrique de roue à bord de fuite mince en matériau composite avec l'enveloppe de la coque transparente

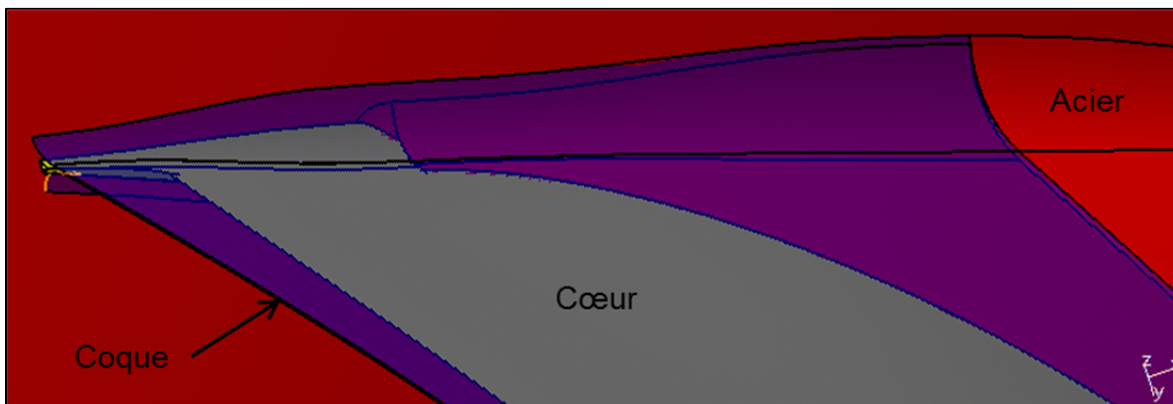


Figure 3.15 Modèle géométrique de roue à bord de fuite mince en matériau composite du côté intrados à la jonction du bord de fuite de l'aube et du plafond avec l'enveloppe de la coque transparente

### 3.5.2 Modélisation du cœur d'époxy

Au moment de cette étape de la modélisation, les essais de caractérisation des époxys de coulée n'avaient pas encore été réalisés. Il était prévu d'utiliser l'époxy H à ce moment. Le Tableau 3.4 montre les propriétés mécaniques qui ont été utilisées pour la modélisation du cœur d'époxy du modèle.

Tableau 3.4 Propriétés du coeur d'époxy fait d'époxy H du modèle de roue à ABFM en matériau composite

Propriété	Valeur	Source
Résistance en traction	29,6 MPa	Fiche technique
Résistance en compression	86,9 MPa	Fiche technique
Module d'élasticité	2,69 GPa	Fiche technique (module en flexion)
Coefficient de Poisson	0,41	(Ngô, 2013, p. 25)
Taux d'expansion hygroscopique	0,19%	Taux d'expansion hygroscopique transversal du matériau composite retenu

La valeur du module d'élasticité en traction n'était pas donnée dans la fiche technique de cet époxy. La valeur du module d'élasticité en flexion a donc été utilisée pour la valeur du module d'élasticité. Le coefficient de Poisson de ce matériau était également inconnu. La valeur sélectionnée correspond au coefficient de Poisson d'un époxy à faible résistance. Le taux d'expansion hygroscopique de ce matériau était également inconnu à ce moment. Le taux d'expansion hygroscopique transversal du matériau composite retenu a donc été utilisé. Les éléments de cette pièce sont solides et isotropes, comme pour l'acier d'ailleurs.

### 3.5.3 Modélisation de la coque

La coque a été modélisée à l'aide du module ACP d'ANSYS. À ce moment de la modélisation, les propriétés du matériau composite retenu étaient inconnues. Le Tableau 3.5 présente la valeur des propriétés mécaniques qui ont été utilisées dans le modèle ainsi que la source pour chaque valeur. Toutes les propriétés correspondent à des valeurs pour un matériau sec. Les justifications de la source des valeurs sont détaillées en annexe (*Voir ANNEXE XIX, p. 241*).

Tableau 3.5 Propriétés du matériau composite

Propriété	Symbole	Valeur	Source
Résistance longitudinale en traction	$S_L^{(+)}$	1730 MPa	Matériau composite D
Résistance transversale en traction	$S_T^{(+)}$	38,9 MPa	Essais préliminaires secs
Résistance en cisaillement	$S_{LT}$	57,8 MPa	Matériau composite D
Résistance longitudinale en compression	$S_L^{(-)}$	1730 MPa	$S_L^{(-)} \approx S_L^{(+)}$
Résistance transversale en compression	$S_T^{(-)}$	120 MPa	$S_T^{(-)} \approx S_m^{(-)}$
Module d'élasticité longitudinal	$E_1$	133 GPa	Matériau composite D
Module d'élasticité transversal	$E_2, E_3$	9,0 GPa	Essais préliminaires*
Coefficient de Poisson en plan	$\nu_{12}, \nu_{13}$	0,302	Matériau composite D
Coefficient de Poisson hors plan	$\nu_{23}$	0,45	Hyer et White (2009)
Module de cisaillement en plan	$G_{12}, G_{13}$	3,8 GPa	Matériau composite D*
Module de cisaillement hors plan	$G_{23}$	3,1 GPa	Calulé
Taux d'expansion hygroscopique longitudinal	$\beta_1$	0,00%	Mesuré (Voir section 2.5)
Taux d'expansion hygroscopique transversal	$\beta_2$	0,19%	Mesuré (Voir section 2.5)

\* Avec correction

Chaque couche du modèle de la coque est constituée d'éléments distincts aux autres couches. Tous les éléments sont solides et orthotropes. Deux empilements différents ont été analysés. Le premier empilement correspond à l'empilement quasi isotrope à six couches introduit au Chapitre 2 sans voiles. L'épaisseur de cette coque est de 2 mm; soit 0,33 mm par couche. Le deuxième empilement est composé des six couches du premier empilement additionné de deux couches de même orientation. Seuls les résultats du premier empilement seront présentés dans ce chapitre; les résultats de la coque à huit couches se trouvent en annexe (Voir ANNEXE XIX, p. 241).

### 3.5.4 Conditions du modèle

Les mêmes conditions aux frontières et conditions de chargement que le modèle de roue à ABFM en acier ont été utilisées. Les trois sections de l'aube, soit la coque, le cœur et la portion d'acier, sont liées entre elles à leurs surfaces de contact par contact « lié totalement ». Le retrait thermique du cœur a été négligé. Les propriétés mécaniques de l'acier sont les

mêmes qu'utilisées pour la modélisation de l'aube à bord de fuite mince en acier inoxydable uniquement.

Deux scénarios d'humidité ont été analysés. Le premier scénario correspondait au cas où le cœur et la coque sont secs. Le second scénario correspondait au cas où le cœur et la coque sont à l'équilibre à l'humidité après immersion en eau. L'expansion hygroscopique provoquée par l'humidité a été intégrée au modèle par l'intermédiaire d'une dilatation thermique équivalente. Par exemple, pour le cœur, un coefficient de dilatation thermique linéaire de  $0,0019^{\circ}\text{C}^{-1}$  a été considéré et combiné à une augmentation de  $1^{\circ}\text{C}$  de la pièce afin d'obtenir une expansion de 0,19%.

### **3.5.5 Analyse des résultats**

Chaque section de l'aube a été analysée pour en évaluer son facteur de sécurité par rapport à la rupture. Ce facteur de sécurité a été évalué à l'aide de la contrainte von Mises pour l'acier et le cœur. Pour la coque, plusieurs critères ont été évalués soit Tsai-Hill, Tsai-Wu, Hashi, etc. Aucune des trois sections de l'aube n'a atteint une convergence de résultats. La coque a atteint le maximum d'éléments que le module ACP pouvait supporter avant que les résultats ne convergent. Une singularité était localisée dans le cœur où se rencontrent les trois sections de l'aube. Ces deux singularités faisaient diverger les contraintes maximales dans le cœur. La portion en acier possédait également une singularité. Deux nœuds du plafond de la roue ayant visiblement un problème de connexion par la condition de symétrie cyclique ont causé l'apparition de cette singularité. Néanmoins, cette singularité n'a pas empêché de récupérer la contrainte maximale dans la zone d'intérêt de l'acier. Quand l'analyse de convergence a été interrompue, la coque, le cœur et la portion d'acier possédaient respectivement 52 765, 57 424 et 88 885 éléments pour un total de 199 074 éléments. Le Tableau 3.6 présente le facteur de sécurité des différentes portions de la roue à ABFM en matériau composite à la fin de l'analyse de convergence en conditions de matériaux secs et humides.

Tableau 3.6 Facteur de sécurité des trois sections de la roue à ABFM en matériau composite en conditions de matériaux secs et humides

Section de la roue	Critère de rupture	Facteur de sécurité [-]		Variation [%]
		Matériaux secs	Matériaux humides	
Acier	von Mises	3,7	3,6	-5%
Cœur	von Mises	0,96	0,37	-158%
Coque	Tsai-Hill	1,5	2,3	+57%

Rappelons que le facteur de sécurité du modèle de roue avec aube sans bord de fuite était de 3,6. L'hypothèse que la présence du bord de fuite en matériau composite influence peu les contraintes dans l'acier est donc vérifiée. De plus, le fait de considérer les matériaux secs ou humides influence également peu la contrainte maximale dans l'acier. La Figure 3.16 présente la distribution des contraintes dans l'acier inoxydable de trois différents modèles.

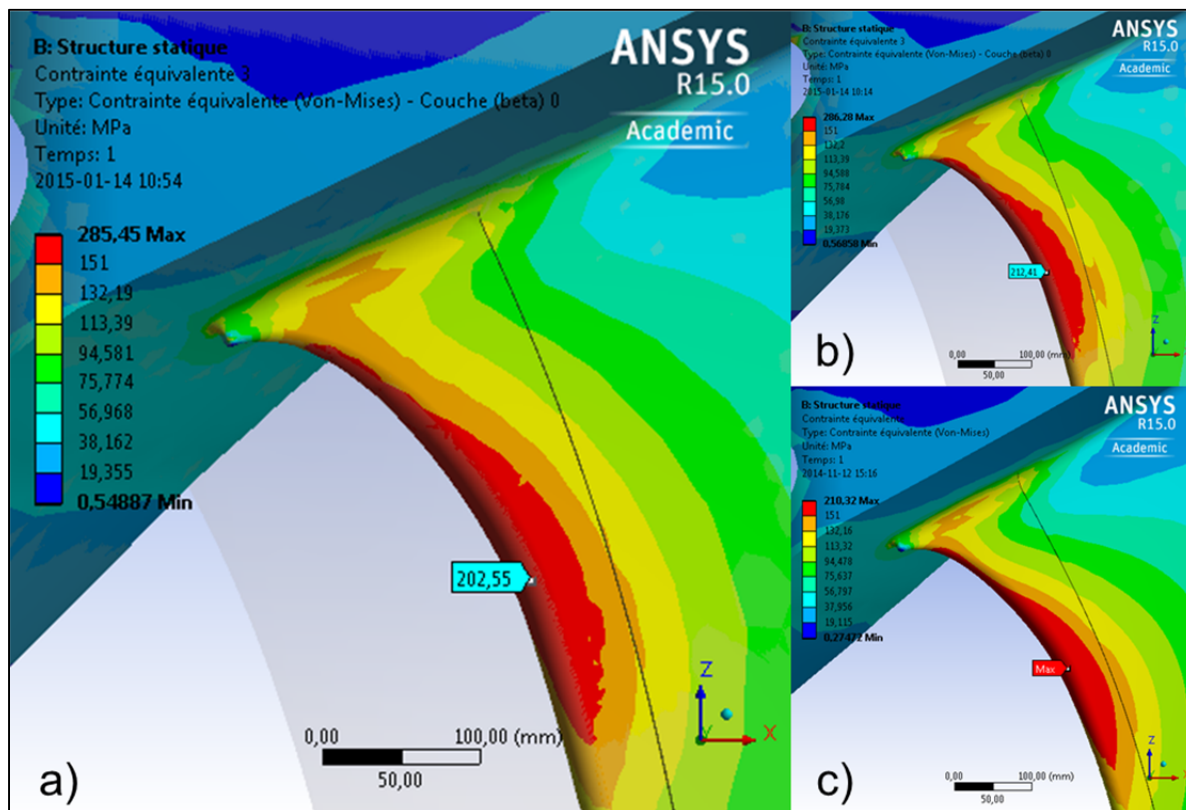


Figure 3.16 Distribution de contrainte von Mises du côté intrados de la portion d'acier de la roue avec aube à bord de fuite en matériau composite avec matériaux secs (a), avec matériaux humides (b) et résultats du modèle de roue sans bord de fuite (c)



En ce qui concerne les résultats pour le cœur d'époxy, les facteurs de sécurité sont très faibles. Ces faibles résultats s'expliquent par la présence des singularités qui font grimper la contrainte maximale dans le cœur. La Figure 3.17 présente la distribution de la contrainte dans le cœur du bord de fuite de l'aube. On observe à cette figure que les contraintes dans le cœur explosent en s'approchant de l'acier. Ceci est causé par la discontinuité d'élasticité de la matière à la jonction entre le cœur, la coque et la portion d'acier en ce point.

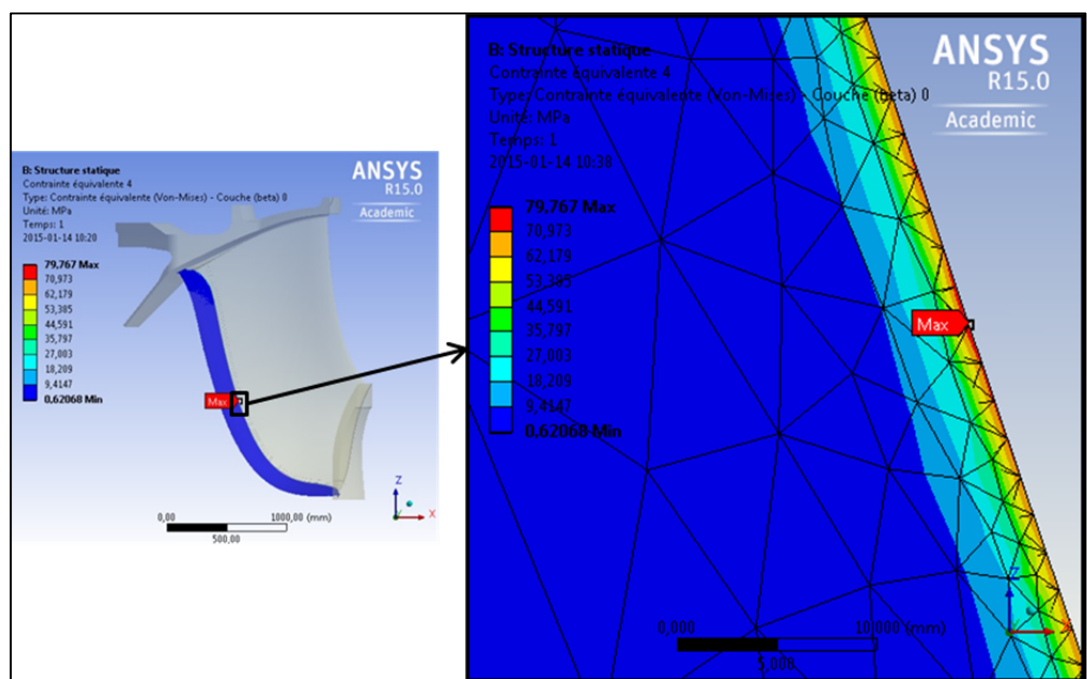


Figure 3.17 Distribution de contrainte von Mises du côté intrados du cœur du bord de fuite de l'aube dans le cas avec les matériaux humides

Le critère utilisé pour évaluer le facteur de sécurité dans le cœur est possiblement trop restrictif. Le critère utilisé est celui de la contrainte von Mises qui est comparé à la résistance en traction du matériau du cœur. Par contre, la résistance en compression de ce matériau est près de trois fois plus élevée que celle en traction. L'utilisation du critère de Mohr-Coulomb serait plus appropriée pour évaluer le facteur de sécurité dans le cœur. En effet, ce critère est souvent utilisé dans le cas où la résistance en compression d'un matériau est plus élevée que sa résistance en traction; soit une situation que l'on rencontre fréquemment chez les matériaux fragiles. Malheureusement, ce critère n'est pas compatible avec le modèle étudié

ici à cause de la présence du sous-modèle de coque qui a été construit à l'aide du module ACP. De fait, ce module bloque quelques fonctionnalités d'ANSYS Workbench, dont la fonction qui permet d'évaluer le facteur de sécurité par le critère de Mohr-Coulomb.

Pour ce qui a trait aux résultats de la coque, les résultats sont légèrement plus encourageants, mais encore faibles. Le facteur de sécurité dans le cas avec les matériaux secs est de 1,5 et la zone critique est localisée dans la couche de surface du côté extradors, au bord de fuite et près du plafond, tel qu'illustré à la Figure 3.18. Notons que c'est le facteur d'utilisation, soit l'inverse du facteur de sécurité, qui est représenté à cette figure. Le critère de rupture le plus critique pour chaque élément est également identifié sur cette figure. Ainsi, le critère de Tsai-Hill, identifié « th », est le critère le plus critique dans la zone possédant le plus faible facteur de sécurité. Certains éléments situés dans les congés de raccordement en plafond et en ceinture possédaient un facteur de sécurité plus faible que ceux affichés au Tableau 3.6, mais il s'agissait probablement de singularité. De fait, ces éléments étaient collés à d'autres éléments possédant un facteur de sécurité souvent supérieur à une valeur de 2.

Les résultats indiquent une augmentation du facteur de sécurité dans la coque en ajoutant l'expansion hygroscopique des matériaux humides. Cela pourrait s'expliquer par la présence d'importantes déformations en tension dans le sens perpendiculaire aux fibres dans le cas avec la coque sèche. L'ajout de l'expansion hygroscopique de la coque humide viendrait relâcher une partie de cette tension du matériau.

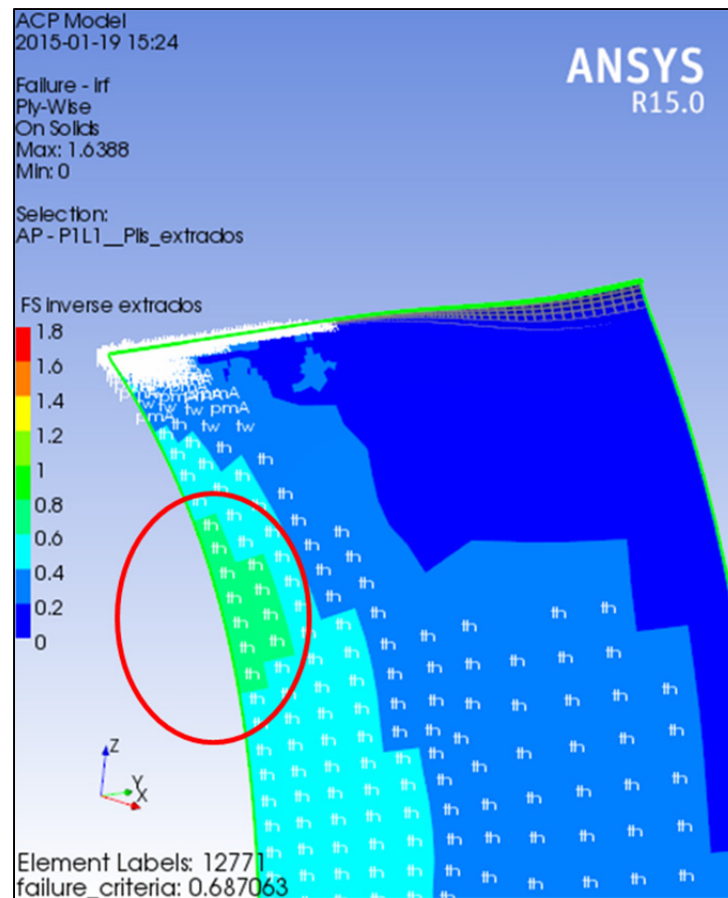


Figure 3.18 Facteur d'utilisation de la couche de surface du côté extrados de la coque près du plafond en conditions de matériaux secs

### 3.6 Analyse numérique du bord de fuite de l'aube à coque quasi isotrope

L'aube conçue a été soumise à une seconde analyse numérique dans laquelle une petite portion de l'aube a été analysée. Ce modèle se rapprochait beaucoup d'une analyse bidimensionnelle. De fait, la géométrie était une extrusion d'une section d'une portion de l'aube, près du bord de fuite.

Plusieurs arguments justifient cette seconde analyse. D'abord, l'analyse de la roue complète présentait des failles. En effet, les résultats de ce modèle n'ont pas atteint une convergence. Les résultats du cœur d'époxy étaient très peu concluants. Enfin, aucune couche d'adhésif

n'a été modélisée. Ce second modèle avait le potentiel d'éviter l'ensemble de ces inconvénients.

Dans un autre ordre d'idée, la géométrie de ce second modèle est pratiquement la même que celle des préprototypes qui seront présentés au prochain chapitre. Le modèle de bord de fuite allait également être utilisé pour prédire la rupture de ces préprototypes lors de leur essai mécanique.

### **3.6.1 Modélisation géométrique du bord de fuite**

La géométrie du modèle correspond à une courte extrusion de 38 mm d'une géométrie bidimensionnelle du bord de fuite de l'aube. Lors du tracé d'une aube, l'aube est séparée en un nombre fini de filets; une sorte de tranche d'aube. Chaque filet possède originalement une géométrie bidimensionnelle puis est modifié pour le tracé tridimensionnel de l'aube. C'est donc la géométrie bidimensionnelle d'un de ces filets qui allait être utilisé pour faire la conception géométrique du modèle de bord de fuite. Le filet qui a été sélectionné correspond au filet le plus près de la zone de sollicitation mécanique maximale de l'acier et de la coque du modèle de roue complète avec l'ABFM en matériau composite. Ce filet se retrouve environ au sixième de l'aube par rapport à la jonction du plafond et est identifié en annexe (*Voir ANNEXE XX, p. 245*). Ce filet a été tronqué pour n'en analyser qu'une portion incluant le bord de fuite. La Figure 3.19 présente la géométrie du modèle de bord de fuite d'aube.

Les propriétés des matériaux de ce modèle étaient les mêmes que celles du modèle de roue complète. De plus, la coque possédait le même empilement de six couches que le modèle de roue complète. La référence de l'orientation de l'empilement correspond à l'axe X du système de coordonnées à l'encastrement de la Figure 3.19. Ce modèle comprenait deux couches d'adhésif soit une de chaque côté du joint de collage. Ces couches d'adhésif possédaient une épaisseur de 0,15 mm. Les propriétés de l'adhésif retenu, soit l'adhésif Z, ont été utilisées pour définir les propriétés de l'adhésif du modèle dressées au Tableau 3.7.

Le module d'élasticité et le coefficient de Poisson de l'adhésif étaient inconnus. La valeur de ces propriétés a été définie comme étant celle d'un époxy à haute résistance.

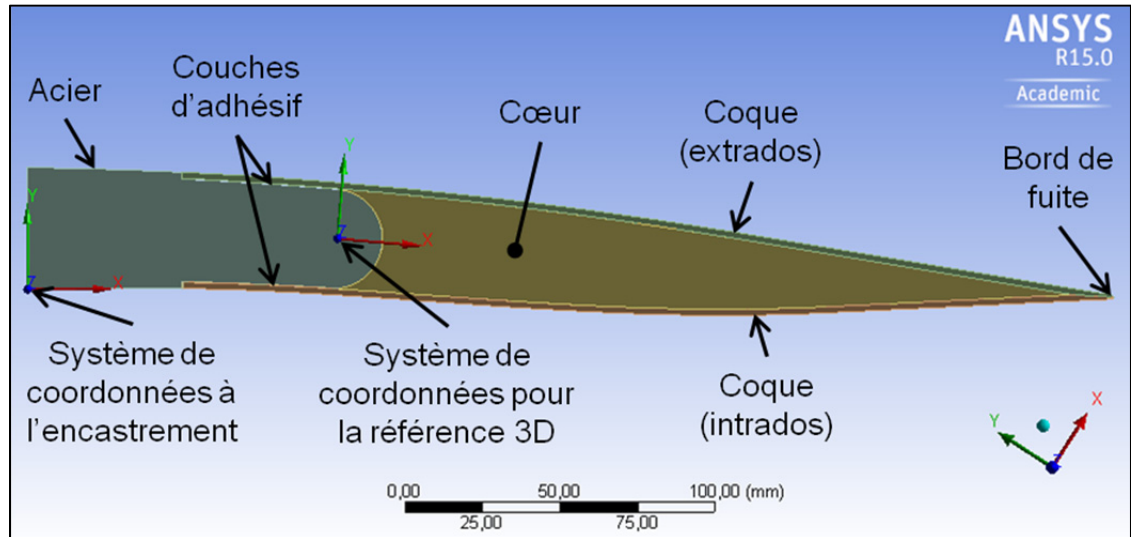


Figure 3.19 Géométrie du modèle de bord de fuite d'aube en matériau composite

Tableau 3.7 Propriétés mécaniques de l'adhésif

Propriété	Valeur	Source
Résistance en cisaillement à sec	26,4 MPa	Mesuré (Voir section 2.10)
Résistance en cisaillement humide	15,3 MPa	
Module d'élasticité	3,45 GPa	(Ngô, 2013, p. 25)
Coefficient de Poisson	0,35	

### 3.6.2 Conditions de chargement et conditions aux frontières

Le champ de pression hydraulique a été appliqué sur les surfaces intrados et extrados du modèle. Cependant, ce champ de pression n'était pas suffisant pour représenter tous les efforts réels dans la pièce. En considérant seulement ce champ de pression, le facteur de sécurité des sections de la pièce était très élevé. Cela s'explique par le fait que les efforts mécaniques dans cette portion de l'aube sont provoqués par la flexion de l'aube complète; le champ de pression hydraulique local n'est responsable que d'une petite fraction des contraintes mécaniques.

Afin d'obtenir des efforts mécaniques similaires entre le modèle du bord de fuite de l'aube et le modèle de roue complète, une condition aux frontières supplémentaire a été imposée au modèle du bord de fuite de l'aube. L'objectif était d'obtenir un état de contraintes similaire entre les deux modèles. Pour ce faire, un point de référence a été identifié sur le modèle du bord de fuite de l'aube identifié « Système de coordonnées pour la référence 3D » à la Figure 3.19. Une sonde de contrainte a été insérée dans le modèle de roue complète à la position correspondante à celle du point de référence du modèle de bord de fuite d'aube (*Voir ANNEXE XX, p. 245*). Cette sonde de contrainte a permis d'évaluer l'état de contraintes dans l'acier dans l'orientation correspondant à celle du modèle du bord de fuite d'aube. Cette sonde a permis d'identifier une orientation de contrainte très anisotrope. En effet, la contrainte selon l'axe Z était au moins dix fois supérieure aux autres contraintes normales et contraintes de cisaillement.

Une condition aux frontières supplémentaire a donc été ajoutée afin d'obtenir la même contrainte selon l'axe Z au point de référence du modèle de bord de fuite. La Figure 3.20 présente les conditions de chargement et les conditions aux frontières du modèle du bord de fuite de l'aube. À cette figure, l'arrête « A » est fixe; c'est-à-dire que tous ses degrés de liberté sont bloqués. Les surfaces en bleu sont des supports sans frottement. Chacune de ces surfaces est donc libre de glisser et pivoter sur le plan défini par sa surface. Les surfaces en jaune possèdent une condition de déplacement imposé. Ce déplacement de 0,0233 mm selon l'axe Z positif permet de simuler la déformation de l'aube complète. Ce déplacement provoque une déformation de 0,0613% selon l'axe Z. Le Tableau 3.8 résume les degrés de liberté du modèle du bord de fuite de l'aube par rapport au système de coordonnées à l'encastrement identifié à la Figure 3.19.

Le Tableau 3.9 montre l'état de contraintes des points d'analyse correspondant dans l'acier de trois différents modèles numériques. Ce tableau montre que l'état de contraintes est effectivement très directionnel dans le cas de la roue complète avec une contrainte fortement orientée dans l'axe Z. La troisième colonne présente l'état de contraintes pour un modèle du bord de fuite de l'aube en négligeant la déformation d'aubage « Dz ». Les contraintes dans

l'acier sont très faibles dans ce cas, ce qui n'est pas représentatif de la réalité. Enfin, la dernière colonne montre l'état de contraintes dans l'acier en considérant une déformation selon l'axe Z « Dz » simulant la déformation causée par la flexion de l'aube. La contrainte normale selon l'axe Z est presque identique à celle du modèle de la roue complète. La déformation imposée selon l'axe Z a donc été conservée pour effectuer l'analyse de ce modèle de bord de fuite.

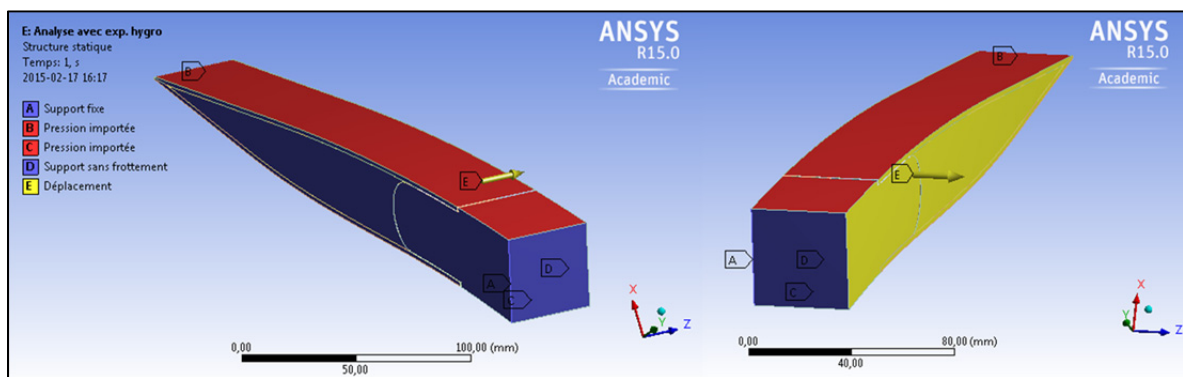


Figure 3.20 Conditions de chargement et conditions aux frontières du modèle du bord de fuite de l'aube vue du côté plafond (gauche) et vue du côté ceinture (droite)

Tableau 3.8 Degrés de liberté des éléments de géométrie du modèle du bord de fuite de l'aube par rapport au système de coordonnées à l'encastrement où « L » signifie « Libre »

Élément de géométrie	Déplacement [mm]			Rotation [°]		
	X	Y	Z	X	Y	Z
Arrête « A »	0	0	0	0	0	0
Les surfaces en bleu parallèles au plan XY	L	L	0	0	0	L
Les surfaces en bleu sur le plan YZ	0	L	L	L	0	0
Surfaces en jaune	L	L	0,0233	0	0	L

L'expansion hygroscopique a également été considérée dans ce modèle numérique pour la coque et le cœur. L'expansion hygroscopique des deux couches d'adhésif a été négligée puisque son taux d'expansion hygroscopique était inconnu.

Tableau 3.9 État de contraintes des points d'analyse correspondants dans l'acier de trois modèles numériques

Type de contrainte	Valeur de la contrainte selon le modèle analysé [MPa]		
	Roue complète	Bord de fuite avec $Dz = 0 \text{ mm}$	Bord de fuite avec $Dz = 0,0233 \text{ mm}$
$\sigma_x$	-2,5	0,9	-0,5
$\sigma_y$	11,4	1,6	1,3
$\sigma_z$	122,6	3,7	122,9
$\tau_{xy}$	-1,0	1,2	1,2
$\tau_{yz}$	-0,2	-0,1	0,0
$\tau_{xz}$	9,5	1,0	0,0

### 3.6.3 Analyse des résultats

La convergence a été atteinte pour toutes les sections du modèle numérique. Le modèle convergé possédait 301 944 éléments. Chaque section de l'aube a été analysée pour en évaluer son facteur de sécurité par rapport à la rupture. Ce facteur de sécurité a encore été évalué à l'aide de la contrainte von Mises pour le cœur. Les mêmes critères de rupture ont également été utilisés pour la coque. Les contraintes de cisaillement ont été analysées dans les deux couches d'adhésif. Comme dans le cas de l'analyse numérique des joints collés présentée au début de chapitre, la contrainte de cisaillement n'a été analysée qu'à la mi-épaisseur des couches d'adhésif. La portion en acier n'a pas été analysée puisque les modèles précédents ont permis d'obtenir des résultats concluants pour cette section d'aube. Le Tableau 3.10 présente le facteur de sécurité de trois parties du modèle du bord de fuite de l'aube.

Dans chacune des parties du bord de fuite de l'aube, on note une diminution du facteur de sécurité dans le cas avec les matériaux humides par rapport à celui avec les matériaux secs. La présence de la couche d'adhésif a eu un rôle important dans ce modèle. En effet, l'adhésif et le cœur possédant une élasticité similaire, la transition de matière entre le cœur et l'adhésif a empêché une discontinuité d'élasticité dans la zone de rencontre du cœur, de la coque et de la portion d'acier. La singularité qui se trouvait à cet endroit dans le modèle de roue complète



a donc disparue dans ce modèle de bord de fuite. De là, l'augmentation des facteurs de sécurité dans le cœur de ce modèle. La Figure 3.21 montre la distribution de la contrainte von Mises dans le cœur d'époxy du modèle analysé.

Tableau 3.10 Facteurs de sécurité des différentes parties du modèle du bord de fuite d'aube en conditions de matériaux secs et humides

Section de l'aube	Facteur de sécurité		Variation [%]
	Matériaux secs	Matériaux humides	
Coque	6,2	5,3	-14%
Cœur	5,9	2,1	-65%
Adhésif	13,7	2,5	-82%

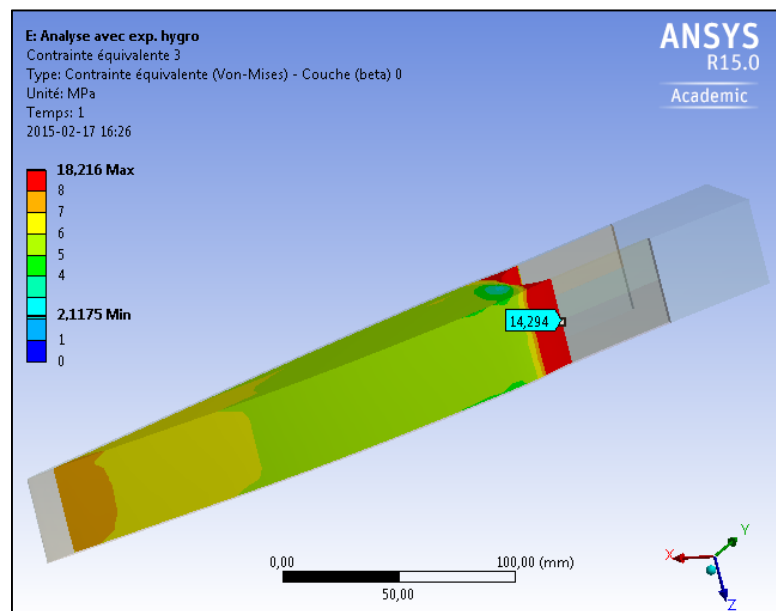


Figure 3.21 Distribution de la contrainte von Mises du côté intrados du cœur d'époxy du modèle de bord de fuite d'aube en conditions de matériaux humides

La distribution de contraintes de la figure précédente est très similaire à celle du cœur d'époxy du modèle de roue complète à la position du filet correspondant (*Voir ANNEXE XX*, p. 245). Cela suggère qu'il y a effectivement une bonne similitude entre les deux

modèles. La distribution de contraintes de la dernière figure montre encore une augmentation de la contrainte en s'approchant de la zone de rencontre du cœur, de la coque et de la portion d'acier.

La chute de 65% du facteur de sécurité du cœur entre les deux conditions d'humidité est entièrement attribuable à l'expansion hygroscopique qu'ont connue les matériaux. Cette chute drastique révèle l'impact important de l'expansion hygroscopique sur les contraintes mécaniques dans la pièce. Rappelons qu'une valeur hypothétique de 0,19% a été attribuée comme taux d'expansion hygroscopique du matériau du cœur d'époxy. Cependant, une valeur dix-huit fois plus élevée a été mesurée pour ce matériau lors d'un essai présenté au chapitre précédent. Bien que le taux d'expansion hygroscopique de ce matériau fût beaucoup plus élevé que les autres, une valeur de 0,19% demeure deux fois plus basse que le plus faible taux d'expansion hygroscopique mesuré parmi les cinq époxys de coulée testés.

Le facteur de sécurité des deux couches d'adhésif dans les conditions à sec est très satisfaisant. Cependant, ce facteur de sécurité chute drastiquement de 82% en condition de matériaux humides. Deux différences entre les modèles expliquent cet affaiblissement. D'abord, la résistance en cisaillement de l'adhésif est 42% plus faible en condition humide. L'expansion hygroscopique de la coque est responsable du reste de la diminution du facteur de sécurité. La Figure 3.22 montre la distribution de contraintes de cisaillement à la mi-épaisseur de la couche d'adhésif la plus sollicitée du joint collé du modèle. Cette figure montre que le différentiel d'expansion hygroscopique est très important entre l'acier et le matériau composite dans la zone d'épaulement. C'est ce différentiel qui semble être responsable de la forte contrainte de cisaillement maximale dans l'adhésif près de la surface extradados de la pièce.

La distribution de contraintes dans l'adhésif montre également qu'environ 90% de la surface de collage des deux couches d'adhésif est soumise à une contrainte de cisaillement inférieure à 2 MPa. Ces grandes zones de faible contrainte de cisaillement ont donc le potentiel de limiter le fluage du joint en entier.

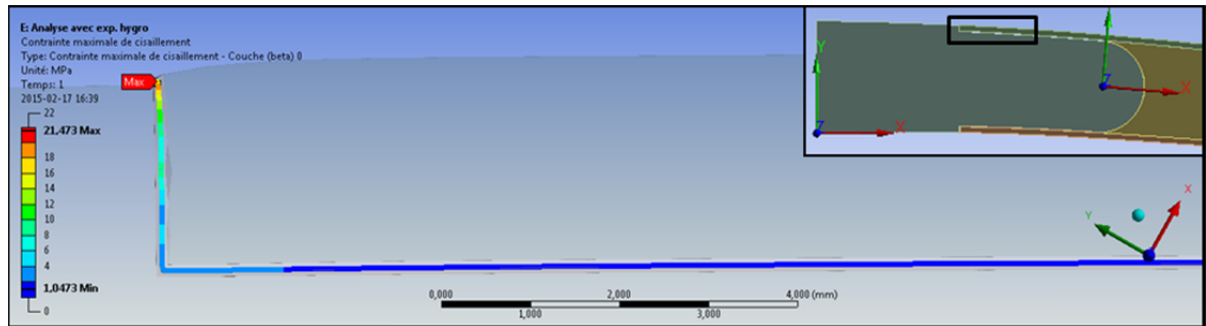


Figure 3.22 Distribution de la contrainte de cisaillement à la mi-épaisseur de la couche d'adhésif du côté extrados du joint collé du modèle du bord de fuite de l'aube près de l'épaulement en condition de matériaux humides

Les facteurs de sécurité dans la coque sont élevés. En fait, les facteurs de sécurité de la coque de ce modèle sont plus élevés que ceux du modèle de roue complète. Cela peut s'expliquer par le fait que le filet sélectionné pour la modélisation du bord de fuite ne se situe pas exactement dans la zone de facteur de sécurité minimal du modèle de roue complète. En effet, ce filet se situe un peu à côté où les facteurs de sécurité sont plus élevés. Cela fait en sorte que la zone la plus sollicitée mécaniquement de ce modèle de bord de fuite ne se situe plus près du bord de fuite comme ce qui a été trouvé dans le modèle d'aube complète, mais se situe à l'épaulement de l'acier. La Figure 3.23 illustre la distribution du facteur d'utilisation de la couche le plus critique de la coque du modèle analysé.

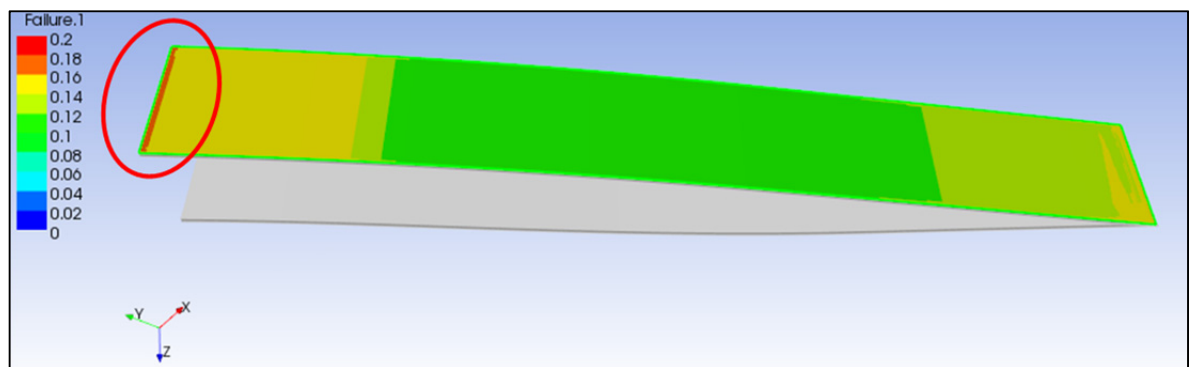


Figure 3.23 Distribution du facteur d'utilisation de la troisième couche de l'extrados de la coque du modèle du bord de fuite de l'aube en condition de matériaux humides avec la zone de facteur de sécurité minimum identifiée

La différence entre les facteurs de sécurité de la coque entre les conditions de matériaux secs et humides s'explique probablement par la même raison que celui de l'adhésif, c'est-à-dire que le différentiel d'expansion hygroscopique à la jonction de la coque et l'acier dans la zone d'épaulement induit d'importantes contraintes en condition de matériaux humides.

Ce modèle a également permis de mesurer la flèche de la pièce sous le chargement mécanique. Cette flèche a été évaluée à 0,34 mm en considérant les conditions aux frontières utilisées. Cela suggère que la déformation du bord de fuite est très faible et que le comportement hydraulique de l'aube ne devrait pas s'éloigner des prédictions théoriques. La déformation du bord de fuite devrait être encore plus faible dans le cas de l'aube complète puisque la courbure tridimensionnelle du bord de fuite devrait tendre à rigidifier davantage la pièce.

### **3.7 Analyse numérique du bord de fuite de l'aube à coque isotrope**

La caractérisation des matériaux a révélé une importante différence entre certaines valeurs utilisées pour la modélisation du bord de fuite de l'aube et les valeurs mesurées expérimentalement. Cela a justifié la modification du modèle du bord de fuite.

#### **3.7.1 Description du modèle**

Ce nouveau modèle possédait exactement la même géométrie que celui du modèle précédent. De plus, les conditions de chargement et les conditions aux frontières étaient également les mêmes. Ce ne sont que les matériaux qui ont été modifiés. Il a été soulevé plus tôt dans ce chapitre que le module ACP d'ANSYS utilisé pour modéliser la coque en matériau composite bloquait certaines fonctions d'ANSYS Workbench. Une de ces fonctions est l'analyse du critère de rupture de Mohr-Coulomb. Comme il a déjà été expliqué, ce critère prend en compte des valeurs différentes de résistance en traction et en compression d'un matériau pour évaluer le facteur de sécurité. Afin de pouvoir utiliser ce critère de rupture pour évaluer le facteur de sécurité du cœur, la coque a été convertie d'un matériau quasi isotrope à un matériau entièrement isotrope. Cela permettait d'éviter d'utiliser le module

ACP. Le calcul des propriétés mécaniques du matériau composite isotrope équivalent est présenté en annexe (*Voir* ANNEXE XXI, p. 249). Le Tableau 3.11 présente les propriétés élastiques isotropes équivalentes du stratifié de la coque en matériau composite du modèle numérique.

Tableau 3.11 Propriétés élastiques isotropes équivalentes du stratifié de la coque

Propriété	Symbole	Valeur
Module d'élasticité	E	50,6 GPa
Coefficient de Poisson	$\nu$	0,320

Les propriétés du cœur d'époxy ont également été modifiées. L'époxy H utilisé pour le modèle précédent a été remplacé par l'époxy de coulée retenu soit l'époxy L. Les valeurs des propriétés du cœur du modèle ont donc été redéfinies avec les nouvelles valeurs présentées au Tableau 3.12. Les propriétés du cœur d'époxy du modèle à coque quasi isotrope présenté à la section précédente sont retranscrites dans ce tableau afin de comparer les valeurs. Les matériaux de l'acier et de l'adhésif restent inchangés

Tableau 3.12 Propriétés du cœur d'époxy de trois différents modèles numériques du bord de fuite de l'aube

Propriété	Valeur selon le modèle			Source des valeurs pour les modèles à coque isotrope
	Coque quasi isotrope	Coque isotrope		
		Matériaux secs	Matériaux humides	
Module d'élasticité [GPa]	2,69	9,17	4,93	Mesurées (Voir section 2.8)
Résistance en traction [MPa]	29,6	59,2	33,8	
Résistance en compression [MPa]	86,9	120	68,7	Fiche technique*
Taux d'expansion hygroscopique [%]	0,19%	-	0,65%	Mesurée (Voir section 2.7)
Coefficient de Poisson [-]	0,41			(Ngô, 2013, p. 25)

\* Valeur tirée de la fiche technique de la résine A pour le cas à sec et avec une correction en supposant une diminution équivalant à celle de la résistance en traction (-42,9%) pour le cas humide

### 3.7.2 Analyse numérique

Comme pour le modèle précédent, la portion d'acier de l'aube n'a pas été analysée. En considérant la coque comme étant isotrope, cela complique l'évaluation de son intégrité mécanique. D'un autre côté, les deux derniers modèles numériques ont permis d'obtenir des résultats concluants pour la coque, cette portion d'aube ne sera donc pas analysée dans ce modèle. Le Tableau 3.13 présente les facteurs de sécurité du cœur et des couches d'adhésif de ce modèle.

Tableau 3.13 Facteurs de sécurité du cœur et des couches d'adhésif du modèle du bord de fuite d'aube avec coque isotrope en conditions de matériaux secs et humides

Portion de l'aube	Facteur de sécurité [-]		Variation [%]
	Matériaux secs	Matériaux humides	
Cœur	8,1	0,79	-90%
Adhésifs	39	2,0	-95%

Les facteurs de sécurité avec les matériaux secs sont beaucoup plus élevés que ceux obtenus à l'aide du modèle du bord de fuite à coque quasi isotrope. Pour le cœur d'époxy, cela s'explique par une résistance mécanique beaucoup plus élevée de l'époxy du cœur de ce modèle. De plus, le critère de Mohr-Coulomb est moins sévère que le critère de la contrainte von Mises, ce qui a probablement également fait augmenter le facteur de sécurité du cœur.

Le cœur est également plus de trois fois plus rigide dans le cas du modèle à coque isotrope. Cela a rigidifié la pièce et diminué la déformation de la pièce. Ceci aurait donc diminué les contraintes de cisaillement dans les couches d'adhésif.

Les facteurs de sécurité dans le cas avec les matériaux humides sont très faibles, encore plus faibles que ceux obtenus avec le modèle de bord de fuite à coque quasi isotrope. Cela s'explique par une expansion hygroscopique beaucoup plus importante dans ce nouveau modèle. Le modèle précédent avait révélé une grande sensibilité des résultats à l'expansion hygroscopique. Le taux d'expansion hygroscopique du cœur étant plus de trois fois plus

élevé dans ce nouveau modèle que dans le modèle précédent, il était prévisible de voir les contraintes mécaniques grimper et les facteurs de sécurité chuter. L'expansion hygroscopique est telle que si l'on fait l'exercice de retirer tous les chargements mécaniques et déformations imposées du modèle numérique, le facteur de sécurité du cœur demeure inférieur à 1 à cause de cette expansion uniquement. La Figure 3.24 présente la déformation du modèle avec les matériaux humides.

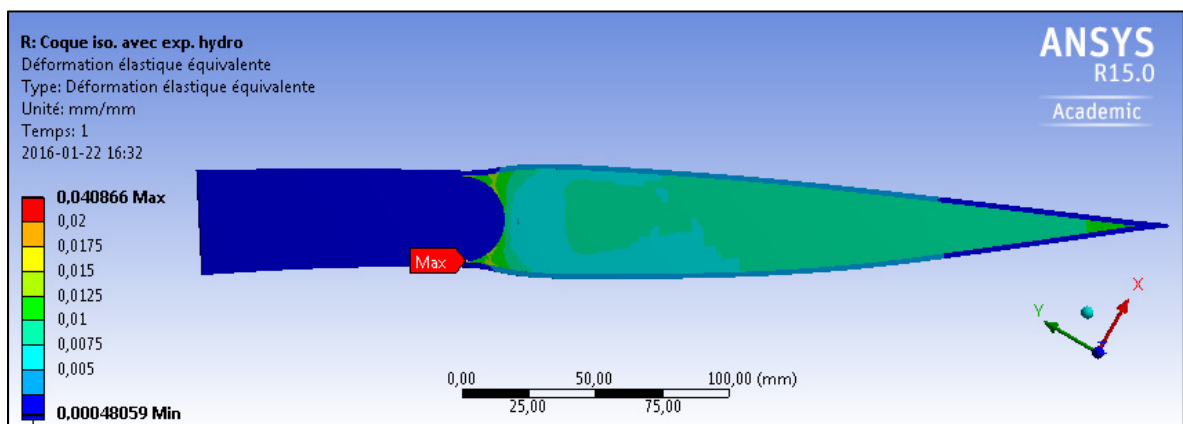


Figure 3.24 Déformation du modèle à coque isotrope en condition de matériaux humides avec un facteur 20 sur l'échelle de déformation

Certes, le facteur de sécurité dans le cœur est très bas à cause de l'expansion hygroscopique selon la simulation numérique en conditions de matériaux humides. Par contre, ces résultats ne prennent pas en compte deux importants facteurs, soit le comportement mécanique non linéaire de l'époxy ainsi que le fluage du matériau. En premier lieu, afin d'alléger les modèles, tous les matériaux ont été considérés comme parfaitement linéaires. En réalité, le cœur d'époxy possède un comportement non linéaire comme le montre la courbe de l'époxy L humide à la Figure 2.7 du chapitre précédent. Cela fait en sorte que le modèle surestime l'élasticité du matériau à de fortes contraintes et provoque ainsi une amplification des contraintes mécaniques. Par exemple, le modèle considère que la déformation à la rupture en traction est de 0,69% quand, en réalité, une valeur moyenne de 1,01% a été mesurée expérimentalement. En second lieu, malgré la bonne résistance au fluage de l'époxy pour un polymère selon Ratna (2009) et Mosallam (2011), ce phénomène demeure présent

chez ce matériau. Le phénomène de diffusion d'humidité est très lent à l'échelle de la pièce. En effet, le temps d'absorption d'eau d'une plaque de polymère est proportionnel à son épaisseur à la puissance deux (Ngô, 2013, p. 114). Le cœur d'époxy de ce modèle étant 21 fois plus épais que les éprouvettes utilisées pour caractériser l'absorption d'eau, plus de 160 ans d'immersion devraient être nécessaires pour que le cœur d'époxy atteigne l'équilibre en humidité. À cette échelle de temps, pendant que le cœur d'époxy connaît une expansion hygroscopique, il devrait se produire parallèlement une relaxation des contraintes dans l'époxy. Ces deux facteurs portent à conclure que le cœur d'époxy devrait résister au chargement en réalité.

Notons qu'aucune expansion hygroscopique n'a été considérée pour la coque puisque cette propriété est fortement anisotrope. En réalité, la coque connaît une expansion hygroscopique dans le sens de l'épaisseur ce qui induit des contraintes de cisaillement supplémentaires à l'épaulement. Ces contraintes supplémentaires sont donc absentes de ce modèle, notamment dans les couches d'adhésif.

### **3.8 Analyse numérique du bord de fuite de l'aube avec un chargement ponctuel**

Une dernière analyse numérique a été réalisée pour représenter l'essai mécanique des préprototypes. L'objectif était double. Le premier objectif était de déterminer le chargement ponctuel représentant le mieux le chargement des deux modèles de bord de fuite précédent. Le deuxième objectif était de comparer les résultats mécaniques de l'essai des préprototypes qui seront présentés au prochain chapitre aux prédictions numériques de ce modèle.

#### **3.8.1 Évaluation d'un chargement ponctuel équivalent**

Ce modèle à chargement ponctuel est très semblable au modèle précédent. La géométrie et les matériaux demeurent inchangés. Seules les conditions aux frontières et les conditions de chargement ont été changées. Ces conditions ont été remplacées par des conditions représentant le mieux l'essai mécanique qui allait être réalisé. Cet essai était un essai de



flexion où la portion d'acier du préprototype est boulonnée au banc d'essai et une charge ponctuelle est appliquée sur le côté intrados de la pièce, près du bord de fuite.

Une force ponctuelle placée à 250 mm de l'épaulement d'acier; soit à 5 cm du bord de fuite, représentait le mieux le chargement réel. À cette position, un chargement de 369,2 N réparti sur une ligne couvrant la largeur de la pièce permet d'obtenir un facteur de sécurité de 8,1 dans le cœur d'époxy, soit la même valeur que celle obtenue avec le modèle précédent avec les matériaux secs. Le facteur de sécurité dans les couches d'adhésif est de 21 avec ce chargement. Cependant, cette valeur est beaucoup plus faible que celle obtenue à l'aide du modèle précédent. La Figure 3.25 illustre la condition aux frontières et le chargement ponctuel équivalent du modèle. La condition aux frontières est définie comme un blocage de tous les degrés de liberté de la surface d'acier du côté extrados de la pièce.

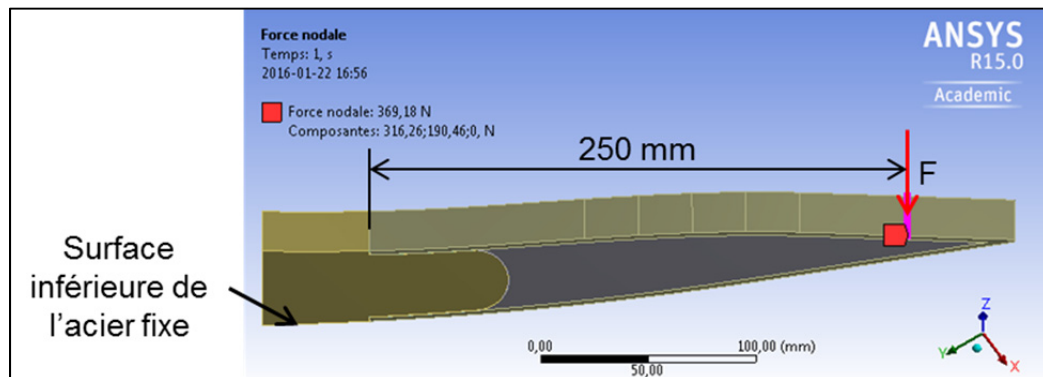


Figure 3.25 Condition aux frontières et chargement ponctuel équivalent du modèle à chargement ponctuel

### 3.8.2 Évaluation de la charge à la rupture du modèle

Il est maintenant possible de faire varier l'intensité du chargement ponctuel du modèle jusqu'à la rupture théorique du modèle. Le Tableau 3.14 présente la force théorique à la rupture du modèle en conditions de matériaux secs et humides ainsi que le déplacement correspondant du point d'application de la force.

Tableau 3.14 Force théorique et déplacement théorique du point d'application du chargement à la rupture du modèle à chargement ponctuel avec les matériaux secs et humides

Portion de l'aube	Force à la rupture [kN]		Déplacement à la rupture [mm]	
	Matériaux secs	Matériaux humides	Matériaux secs	Matériaux humides
Coeur	3,0	0,0	3,6	0,0
Adhésifs	7,6	3,6	9,0	4,9

Les valeurs de forces à la rupture seront comparées aux résultats expérimentaux du prochain chapitre. Les valeurs de déplacement à la rupture permettront de déterminer une vitesse de déplacement de la machine d'essai au prochain chapitre.

### 3.9 Recommandation

La longueur de la pièce en composite dans le sens de l'écoulement d'eau devrait être réduite afin de minimiser les efforts mécaniques dans le joint collé. Une longueur de 30 cm a été nécessaire dans le cas de ce projet afin de minimiser la contrainte mécanique maximale dans l'acier. Cependant, une longueur de coque de 10 ou 15 cm dans le sens de l'écoulement aurait été préférable pour simplifier la mise en forme de la pièce.

## **CHAPITRE 4**

### **FABRICATION ET ESSAI DES PRÉPROTOTYPES**

Ce chapitre porte sur la fabrication et l'essai mécanique de petits prototypes. Ces prototypes nommés « préprototypes » possèdent pratiquement la même géométrie que les modèles numériques de bord de fuite présentés au chapitre précédent.

#### **4.1 Conception des préprototypes**

La conception des préprototypes a été réalisée à partir de la géométrie du modèle numérique du bord de fuite présenté au chapitre précédent. Une largeur des pièces de 38 mm a été conservée pour effectuer la fabrication. La géométrie a tout de même été légèrement adaptée aux fins de fabrication. En effet, les deux faces de contact entre l'acier et la coque possèdent originalement une légère courbure provenant de la courbure de l'aube. Ces faces courbes ont été remplacées par des faces planes afin de réduire les coûts de fabrication. De plus, deux trous ont été ajoutés à la portion en acier afin de pouvoir fixer les préprototypes au banc d'essai lors des essais mécaniques.

#### **4.2 Fabrication des préprototypes**

Un total de quatre préprototypes ont été fabriqués. Les prochaines lignes couvrent les étapes de fabrication de la portion d'acier et de la coque, le collage de la coque à la portion d'acier et la coulée du cœur d'époxy des prototypes.

##### **4.2.1 Fabrication de la portion en acier**

La portion d'acier des préprototypes a été fabriquée à partir de pièces rebutées de GE faites du même acier inoxydable de l'aube de Chief Joseph. Les surfaces de collage de la pièce ont été grenaillées avec du verre concassé. La fabrication de ces pièces d'acier a été effectuée par le même atelier d'usinage que pour les plaquettes d'acier du Chapitre 2, soit CNC Tracy. Un

dessin technique de la pièce a été fourni à cette entreprise (*Voir* APPENDICE A, p. 257). La Figure 4.1 présente la portion d'acier d'un préprototype après sa fabrication.



Figure 4.1 Portion d'acier d'un préprototype

#### **4.2.2 Fabrication de la coque en matériau composite**

La méthode d'infusion présentée au Chapitre 2 a été utilisée pour la fabrication de la coque des préprototypes. Cela allait permettre d'obtenir le même taux de fibre pour les coques que pour les éprouvettes de caractérisation. Ainsi, cela allait permettre de conserver les mêmes propriétés mécaniques pour le matériau composite dans les deux situations.

##### **4.2.2.1 Fabrication du moule pour préprototypes**

Afin d'obtenir un bon fini de surface sur les surfaces extérieures des coques, un moule femelle a été utilisé plutôt qu'un moule mâle. Le moule a été conçu en deux pièces principales, soit une pièce intrados et une pièce extrados. Le moule a été fabriqué de sorte qu'une pièce infusée possède une largeur de 100 mm. Il était donc possible de découper deux coques à partir d'une seule pièce infusée. Le moule a été fabriqué en aluminium par l'atelier d'usinage CNC Tracy. Des dessins techniques du moule ont été fournis (*Voir* APPENDICE B, p. 259). La Figure 4.2 montre le moule après sa fabrication. Un support à renforts a également été fabriqué afin de réaliser l'assemblage des couches du stratifié.



Figure 4.2 Moule des coques des préprototypes

#### 4.2.2.2 Mise en forme de la coque en matériau composite

L'empilement de la coque comprenait deux voiles de fibre de carbone de chaque côté extérieur de la coque. Ces voiles étaient absents des modèles numériques, mais sachant qu'ils possèdent une très faible épaisseur de 0,06 mm, leur présence devrait avoir peu d'influence sur la résistance des préprototypes. De plus, deux morceaux de voile étaient ajoutés au bord de fuite et ont été tous deux rabattus sur les côtés intrados et extrados de la pièce. Le but de cet ajout était d'améliorer l'intégrité mécanique du bord de fuite. Le moule a été conçu pour que l'épaisseur au bord de fuite soit de 1,1 mm. Les douze couches de fibre unidirectionnelle ne pouvaient donc pas toutes se rendre jusqu'au bord de fuite des coques. Ainsi, seules trois couches de fibre unidirectionnelle se rendaient jusqu'au bord de fuite, les autres arrêtaient successivement jusqu'à une distance de 10,0 mm du bord de fuite. De plus, une autre modification devait être apportée à l'empilement. La configuration du moule impliquait que les membranes d'infusion seraient situées du côté intérieur de la pièce. Étant donné que ces membranes doivent être retirées après la mise en forme, ces membranes ne pouvaient pas se rendre à une épaisseur nulle, soit à 10 mm du bord de fuite. C'est pourquoi une partie du volume initialement occupé par le cœur a été remplacée par du matériau composite. Un total de 25 couches de fibre unidirectionnelle de taille différente ont été requises pour remplir le volume au centre de la pièce. Toutes ces couches possédaient une orientation de 90° par rapport à la corde de la pièce. Ainsi, la fibre ajoutée permettait d'éloigner les membranes d'infusion à une distance de 43 mm du bord de fuite et permettait aux membranes de suivre un rayon de courbure intérieur plus raisonnable de 3 mm. Un schéma de la disposition des

matériaux près du bord de fuite des préprototypes est présenté en annexe (*Voir ANNEXE X, p. 207*). Toutes les étapes du montage du matériel pour la mise en forme des coques sont détaillées en annexe (*Voir ANNEXE X, p. 207*)

L'infusion devait être effectuée longitudinalement selon la direction de la corde de l'aube. Cela avait pour but de tester la direction d'infusion qui serait utilisée pour la mise en forme d'une coque complète d'aube. Plusieurs sens d'infusion ont ensuite été testés afin d'obtenir des pièces de qualité acceptable. Il a d'abord été tenté de faire entrer la résine par le bord de fuite. Malheureusement, la faible ouverture de 1 mm à cette entrée contraignait trop l'infusion. Le sens d'infusion retenu est présenté à la Figure 4.3.

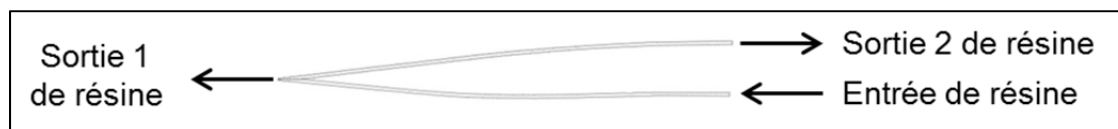


Figure 4.3 Sens d'infusion utilisé pour la mise en forme des pièces infusées

Quatre pièces ont été infusées à l'aide de la résine A. Une seule de ces pièces était d'une qualité acceptable. Deux coques ont pu être fabriquées à partir de cette pièce infusée. Ces coques contenaient toutefois quelques défauts superficiels où la fibre n'était pas complètement imprégnée. La viscosité élevée de la résine A était sûrement responsable de ce problème. La résine a donc été changée afin d'obtenir une pièce d'une meilleure qualité. La résine B a été choisie pour effectuer la mise en forme d'une autre pièce infusée. Cette résine époxy était la deuxième résine de matériau composite la plus performante selon les résultats obtenus au Chapitre 2. Cette résine possède une viscosité de 600 à 800 mPa·s comparativement à 900 à 1100 mPa·s pour la résine A. Le moule a également été chauffé sur une plaque chauffante de sorte que la température de l'air à l'intérieur du moule soit maintenue à environ 28°C. Malgré que cette augmentation de température puisse accélérer la catalyse de l'époxy, il était tenté de diminuer davantage la viscosité de la résine. La qualité de la pièce résultante était effectivement meilleure. Ainsi, les deux dernières coques, présentées à la Figure 4.4, ont été fabriquées à partir de cette pièce infusée.

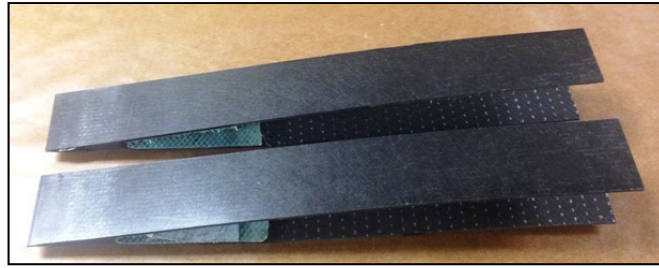


Figure 4.4 Coques faites d'époxy B pendant l'arrachage des membranes d'infusion

### 4.2.3 Assemblage de la coque à la portion en acier

Les coques et les portions d'acier étant maintenant fabriquées, la prochaine étape consistait à les coller ensemble.

#### 4.2.3.1 Préparation des surfaces de collage

En vue de l'assemblage par collage, les surfaces de collage des coques et des portions d'acier ont été traitées. Les portions d'acier avaient déjà été traitées au verre concassé. Les surfaces de collage des coques ont été ponçées au papier abrasif possédant un grain 120. Ensuite, toutes les surfaces de collage ont été nettoyées soigneusement à l'acétone à l'aide de tissus propre et non pelucheux. Pour chacun des préprototypes, le dernier nettoyage à l'acétone a été effectué au maximum une heure avant le collage. Toutes les surfaces extérieures des pièces ont été protégées à l'aide de ruban *Flash*.

#### 4.2.3.2 Collage

Un gabarit de positionnement muni d'entretoises a été fabriqué afin de positionner la coque par rapport à la portion d'acier des préprototypes. Deux serre-joints ont été adaptés de ceux utilisés pour le collage des éprouvettes de joint collé du Chapitre 2. Pour chacun des préprototypes, l'adhésif Z a été appliqué sur les surfaces de collage de la coque et de la portion d'acier. Ensuite, le préprototype était placé dans le gabarit de positionnement. Les deux serre-joints ont été assemblés sur le joint pour appliquer une pression sur le joint de

collage. Une cale d'acier séparait les serre-joints de chaque côté du joint de collage pour assurer une distribution uniforme de pression. Un couple de 3 oz·po a été appliqué aux boulons des serre-joints à l'aide d'un tournevis dynamométrique. Ce couple a été évalué simplement par règle de proportionnalité par rapport à la surface de collage. La Figure 4.5 présente un préprototype en cours de collage.

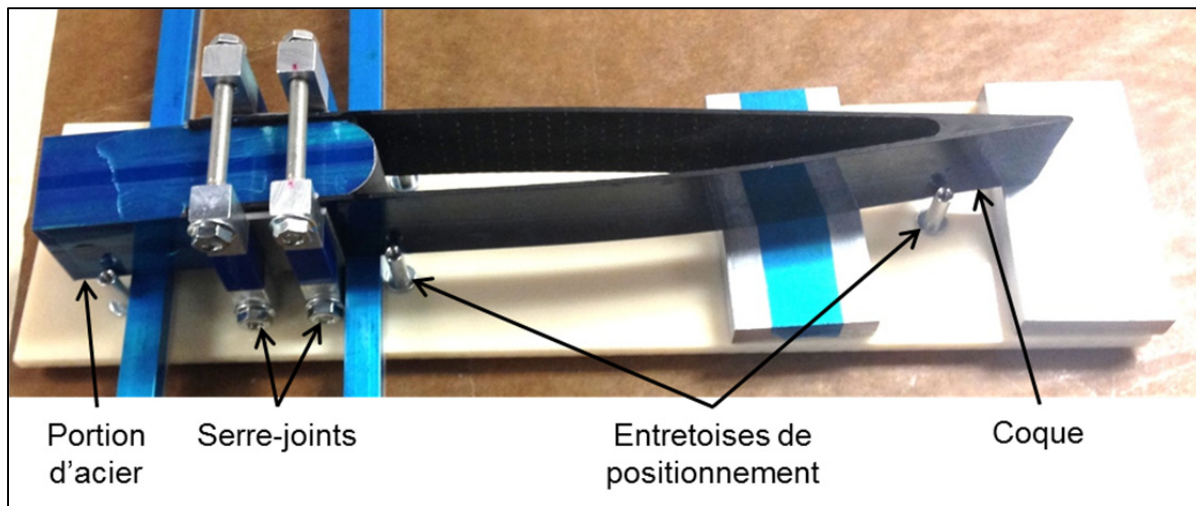


Figure 4.5 Assemblage de la coque et de la portion d'acier d'un préprototype

#### 4.2.4 Coulée du cœur de résine époxy

Après le collage, l'assemblage collé du préprototype était déposé sur un moule plat. La base extérieure du préprototype était scellée à l'aide de calfeutrant semi-permanent ZIP Seal N'Peal. Ensuite, une quantité de résine L était mélangée puis débullée dans une chambre à vide pendant 10 minutes. Le mélange a été ensuite coulé dans la cavité au centre du préprototype comme le montre la Figure 4.6.

Enfin, après que le cœur d'époxy ait durci, le préprototype était ébavuré à la meule puis au papier abrasif. La Figure 4.7 présente les quatre préprototypes après la fabrication. L'épaisseur au bord de fuite des préprototypes varie entre 1 mm et 2 mm.





Figure 4.6 Coulée  
du coeur  
d'époxy L



Figure 4.7 Les quatre préprototypes après la fabrication

### 4.3 Essai des préprototypes

Deux des préprototypes fabriqués ont été soumis à un essai mécanique destructif. Ces deux pièces étaient les deux dont la coque était faite d'époxy A. Le test consistait en un essai

mécanique non normalisé en flexion. Les deux essais ont été filmés. Un des deux préprototypes a subi un conditionnement avant l'essai mécanique. Ce préprototype a été immergé pendant 90 jours dans une eau déminéralisée à 25°C. L'autre préprototype n'a pas subi de conditionnement.

### 4.3.1 Banc d'essai

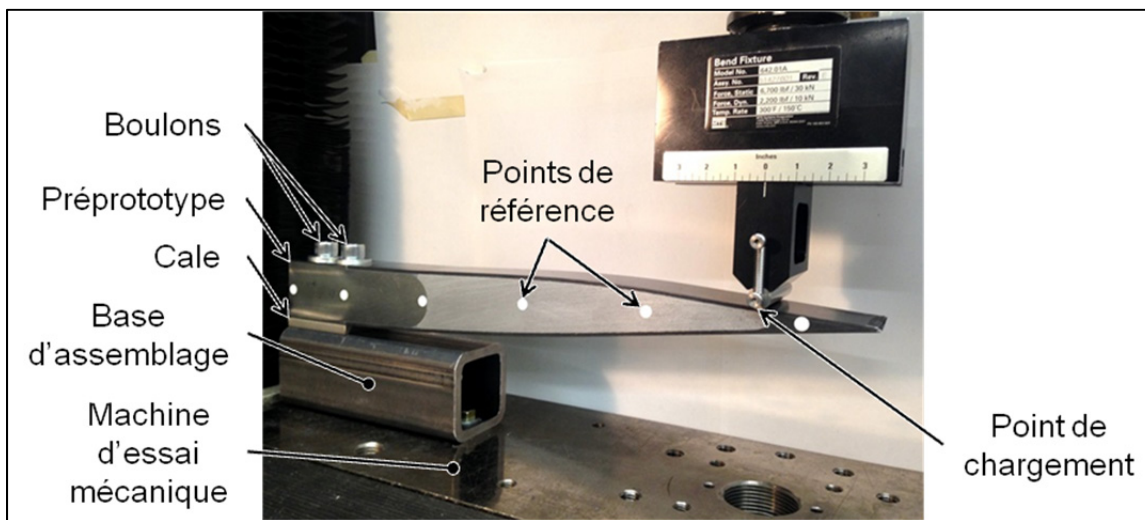


Figure 4.8 Banc d'essai des préprototypes

Chaque préprototype a été testé à l'aide de la machine MTS Alliance de l'ÉTS équipée d'une cellule de charge de 200 kN. Le préprototype était fixé à la machine par l'intermédiaire d'une base d'assemblage tel qu'illustré à la Figure 4.8. Cette base d'assemblage était un bout de poutre à section carrée d'acier de 2 po par 2 po avec une épaisseur de paroi de ¼ po. Cette base d'assemblage était vissée à la machine d'essai. Le préprototype était ensuite boulonné à cette base d'assemblage. Une cale d'acier de ¼ po d'épais séparait le préprototype de la base d'assemblage. Cette cale avait pour but d'éviter une interférence entre la coque du préprototype et la base d'assemblage lors de l'essai mécanique. Des points de référence ont été ajoutés aux préprototypes afin de faciliter l'analyse vidéo des essais. L'extrémité de la portion en acier des préprototypes se trouvait à une distance de 301 mm du point de

chargement pour que le chargement soit équivalent à celui des modèles numériques à chargement ponctuel du chapitre précédent.

#### 4.3.2 Essai de flexion

Le préprototype humide a été séché avec du papier et testé moins d'une heure après sa sortie de l'eau. Cette durée n'était pas suffisante pour provoquer une diminution significative de la quantité d'humidité contenue dans la pièce. Une vitesse de déplacement de 3 mm/min au point de chargement a été utilisée. La Figure 4.9 montre la superposition des images du préprototype sec au début et à la force maximale lors de l'essai.

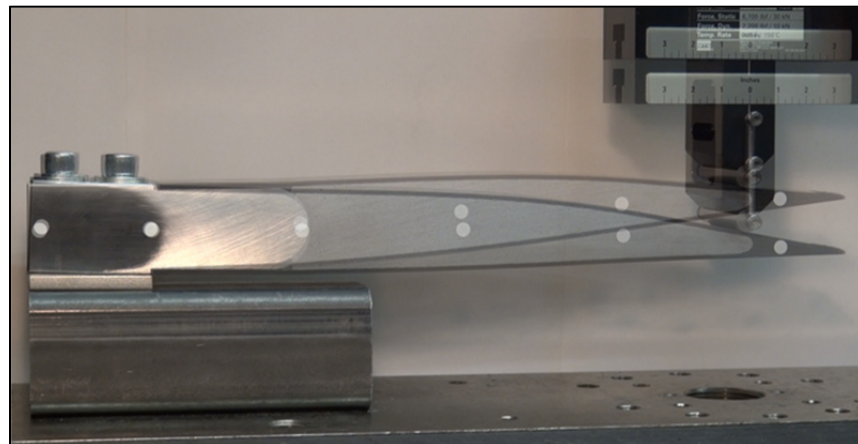


Figure 4.9 Superposition des images du préprototype sec au début et à la force maximale lors de l'essai de flexion

#### 4.4 Analyse des résultats

D'abord, les déplacements à la rupture étaient beaucoup plus élevés que prévu. C'est la déformation de l'assemblage boulonné des préprototypes qui est responsable de cette importante déformation. Il est effectivement possible d'observer à la Figure 4.9 une légère rotation de la portion en acier du préprototype. Des mesures de l'orientation des points de référence des préprototypes ont permis de corriger la valeur du déplacement du point de chargement. La Figure 4.10 présente la force en fonction du déplacement réel du point de

chargement des préprototypes lors des essais de flexion ainsi que les courbes tirées des modèles numériques en conditions de matériaux secs et humides. La portion en pointillé des courbes des modèles numériques correspond au cas où le cœur a théoriquement atteint la rupture, mais pas l'adhésif. Dans cette portion de courbe, le cœur connaît toujours une déformation linéaire même si ce n'est probablement pas le cas en réalité.

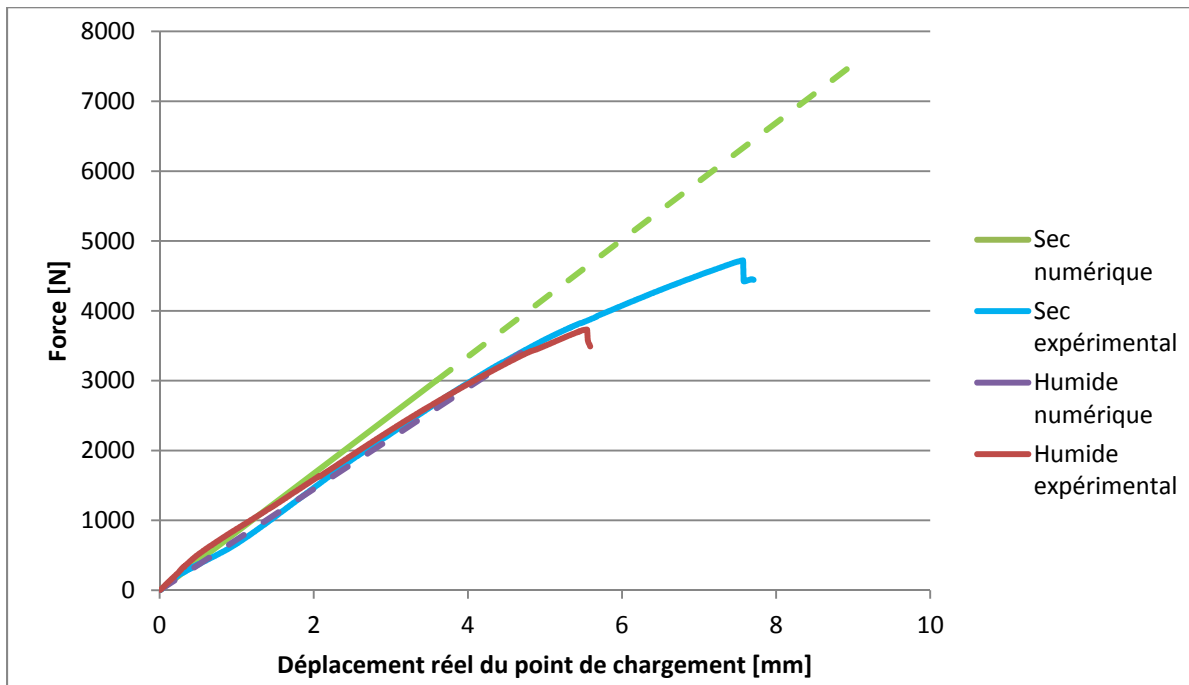


Figure 4.10 Force en fonction du déplacement du point de chargement des préprototypes en flexion et des modèles numériques en conditions de matériaux secs et humides

Le Tableau 4.1 résume les résultats expérimentaux obtenus lors de l'essai des préprototypes. Pour chaque préprototype, la correction de la valeur du déplacement a été effectuée en mesurant l'orientation des points de référence de la pièce d'acier à l'aide du logiciel ImageJ. Ces mesures ont permis d'évaluer un angle de rotation des préprototypes. Cet angle était de  $2,3^\circ$  et  $1,7^\circ$  pour les préprototypes sec et humide respectivement. Cette valeur d'angle a ensuite été utilisée pour évaluer par trigonométrie le déplacement du point de chargement provoqué par cette rotation. La valeur de déplacement réel correspond simplement à la différence entre le déplacement mesuré et le déplacement de rotation. Le déplacement réel au chargement maximum était respectivement de 7,57 mm et 5,53 mm pour les pièces sèche et

humide. Un ratio de déplacement réel a été évalué en divisant le déplacement réel par le déplacement mesuré. Ce ratio est ensuite utilisé pour corriger toutes les autres valeurs de déplacement mesurées lors de l'essai mécanique.

Tableau 4.1 Résultats des essais expérimentaux des préprototypes

Caractéristiques	Préprototype		Variation [%]
	Sec	Humide	
Conditionnement en eau [j]	0	90,0	-
Durée de l'essai [sec]	385,4	274,2	-
Force maximale [kN]	4,72	3,73	-21,0%
Facteur de sécurité [-]	12,8	10,1	-
Déplacement réel [mm]	7,57	5,53	-27,0%

La force à la rupture était respectivement de 4,72 kN et 3,73 kN pour les préprototypes sec et humide. La valeur de ces forces est beaucoup plus élevée que celle du chargement ponctuel équivalent au chargement réel de 0,369 kN évalué au chapitre précédent. Le facteur de sécurité expérimental est donc de 12,8 pour le préprototype sec et 10,1 pour celui qui a été immergé pendant 90 jours.

Il a été montré au Chapitre 2 que les matériaux avec lesquels le cœur et la couche d'adhésif des préprototypes sont faits ont connu respectivement une diminution de résistance de 43% et 42 % après une exposition prolongée à l'eau. Il était donc prévu obtenir une force à la rupture environ 40 % plus faible pour le préprototype humide par rapport à celui sec. Pourtant, une valeur de 21% a été observée. Cela s'explique par le fait que les éprouvettes de caractérisation de résistance mécanique des matériaux du cœur et de l'adhésif sélectionnés étaient à l'équilibre en humidité contrairement au préprototype. En effet, une immersion beaucoup plus longue aurait été requise pour obtenir l'équilibre en humidité du préprototype.

La Figure 4.10 montre une grande ressemblance entre la courbe expérimentale des deux préprototypes. Pourtant, les modèles numériques prédisaient une diminution de la rigidité de la pièce à cause de l'humidité. Ceci est probablement encore attribuable au fait que le préprototype humide n'était pas à l'équilibre en humidité. En effet, peut-être qu'une très

faible quantité d'humidité est parvenue à se rendre au centre du cœur d'époxy de ce préprototype. Cela aurait fait en sorte d'empêcher un changement de rigidité perceptible de la pièce. Dans ce cas, les deux courbes expérimentales auraient dû être superposées sur la courbe obtenue numériquement en conditions de matériaux secs, ce qui n'est pas le cas. Le Tableau 4.2 présente plus en détail une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux de force et de déplacement à la rupture des préprototypes. Le déplacement numérique à la rupture correspond au déplacement numérique à une force égale à celle de la rupture du préprototype. Pour le préprototype sec, le déplacement expérimental à la rupture est donc 34% plus élevé que le déplacement évalué numériquement. C'est probablement le comportement non linéaire du cœur d'époxy des préprototypes qui a provoqué la diminution de rigidité observée expérimentalement et augmenté le déplacement à la rupture. Un endommagement progressif des préprototypes pourrait également être responsable de cette non linéarité.

Tableau 4.2 Résultats des modèles numériques (Num.) et des essais expérimentaux des préprototypes (Exp.) de force et de déplacement à la rupture

Caractéristiques	Condition sèche			Condition humide		
	Num.	Exp.	Erreur [%]	Num.	Exp.	Erreur [%]
Force à la rupture [kN]	3,00	4,72	57,3%	3,55*	3,73	5,0%
Déplacement à la rupture [mm]	5,64	7,57	34,2%	5,15	5,53	7,4%

\*Force à la rupture de l'adhésif (force à la rupture du cœur négligée)

Selon son modèle numérique, avec une charge de 3,00 kN, le cœur d'époxy du préprototype sec devait atteindre un état de contrainte provoquant sa rupture dans la zone de contrainte maximale du cœur. Pourtant une charge de 4,72 kN a été requise pour provoquer la rupture de cette pièce. Ce chargement est 57% plus élevé que la valeur prédite par l'analyse du cœur du modèle numérique. Par contre, pour qu'il y ait une rupture complète du préprototype, les couches d'adhésif doivent également céder. Donc, toujours selon le modèle numérique, une charge de 7,57 kN était nécessaire pour provoquer la rupture des couches d'adhésif. Toutefois, cette hypothèse supposait une déformation linéaire du cœur d'époxy même après avoir dépassé la limite de rupture. En fin de compte, il était prévu que le préprototype sec connaisse la rupture avec un chargement se situant entre 3,00 kN et 7,57 kN. Avec une force

à la rupture de 4,72 kN, le préprototype sec a cédé à l'intérieur de la fourchette de chargement prédite.

Pour ce qui est du préprototype humide, comme sa durée d'immersion n'était pas suffisante pour atteindre l'équilibre en humidité, il y avait nécessairement une distribution non uniforme d'humidité dans la pièce. Ces conditions d'humidité font que ce préprototype correspondait à un cas se situant entre le modèle en conditions de matériaux humides et le modèle en conditions de matériaux secs. Selon le modèle numérique avec les conditions humides, à une charge de 0,0 kN, la pièce devait déjà avoir connu une rupture causée par l'expansion hygroscopique de ses matériaux. Donc, c'est plutôt la force numérique à la rupture de l'adhésif qui a été utilisée aux fins de comparaison avec les résultats expérimentaux. En fait, la force expérimentale à la rupture de la pièce s'approche beaucoup cette valeur obtenue à l'aide du modèle numérique. En effet, une valeur de 3,73 kN a été obtenue expérimentalement ce qui n'est que 5,0% plus élevé que le chargement à la rupture de l'adhésif du modèle numérique.

Les faciès de rupture des préprototypes étaient caractérisés par une rupture principalement adhésive. En effet, pour chacune des surfaces des joints, ce type de rupture couvrait au minimum 85% de la surface, comme le montre le Tableau 4.3. La distribution de proportion du type de rupture du côté intrados des deux joints ressemble à la proportion obtenue lors des essais des éprouvettes de joint collé constituées des mêmes matériaux. La Figure 4.11 montre le faciès de rupture du côté intrados de portion d'acier des deux préprototypes. La présence de délamination de matériau composite sur ces faces suggère que le joint s'est approché de sa résistance maximale de ce côté. Par contre, aucune délamination de matériau composite ne se retrouve sur les faciès de rupture du côté extrados des portions d'acier. La proportion de rupture cohésive est également plus faible de ce côté. Cette différence de mode de rupture est peut-être causée par la dynamique de la rupture du joint. En effet, si le côté intrados du joint cède en premier, le mouvement de la pièce aurait comme effet de « peler » la coque du côté extrados. Malheureusement, l'analyse des images vidéo n'a pas permis d'observer la propagation de fissures lors de la rupture des préprototypes.

Tableau 4.3 Proportion approximative des types de rupture des trois parties des faciès de rupture du joint des préprototypes

Type de rupture	Préprototype sec			Préprototype humide		
	Intrados	Extrados	Coeur	Intrados	Extrados	Coeur
Adhésive	85%	90%	90%	90%	95%	90%
Cohésive	5%	10%	10%	5%	5%	10%
Délamination	10%	0%	0%	5%	0%	0%

Le mode de rupture à l'interface du cœur est sensiblement le même que celui du côté extrados des préprototypes. La présence d'une petite proportion de rupture adhésive suggère que le cœur possède une certaine adhésion à la portion d'acier des préprototypes.

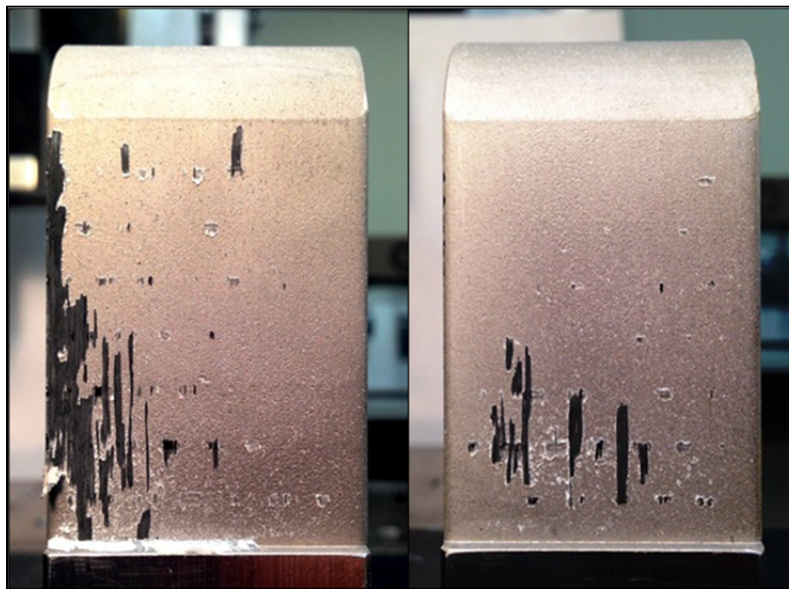


Figure 4.11 Faciès de rupture du côté intrados de portion d'acier du préprototype sec (gauche) et humide (droite)

## 4.5 Recommandations

Le quatrième préprototype n'a pas subi d'essai mécanique. Cette pièce était toujours immergée dans un récipient d'eau déminéralisée au moment d'écrire ces lignes. Il serait intéressant d'effectuer un essai de flexion de cette pièce après un vieillissement de quelques années. Ce préprototype a été immergé le 8 février 2016 à 15h00.



Si de nouveaux prototypes venaient à être immergées, il serait important de mesurer la masse de ces prototypes avant et après l'immersion afin d'évaluer la quantité d'humidité contenue dans ces pièces.



## CHAPITRE 5

### FABRICATION DU PROTOTYPE

Ce chapitre porte sur la fabrication d'un prototype à échelle réelle de l'aube qui a été conçu au Chapitre 3. Le but de cette fabrication est d'évaluer la fabricabilité d'un tel concept. Aucun essai destructif ou non destructif n'est prévu pour ce prototype.

L'aube à bord de fuite mince est constituée de trois portions, soit la portion d'acier, la coque en matériau composite et le cœur en époxy, comme illustré à la Figure 5.1. Ce chapitre présente chaque étape de fabrication des différentes portions de l'aube afin d'aboutir au prototype complet.

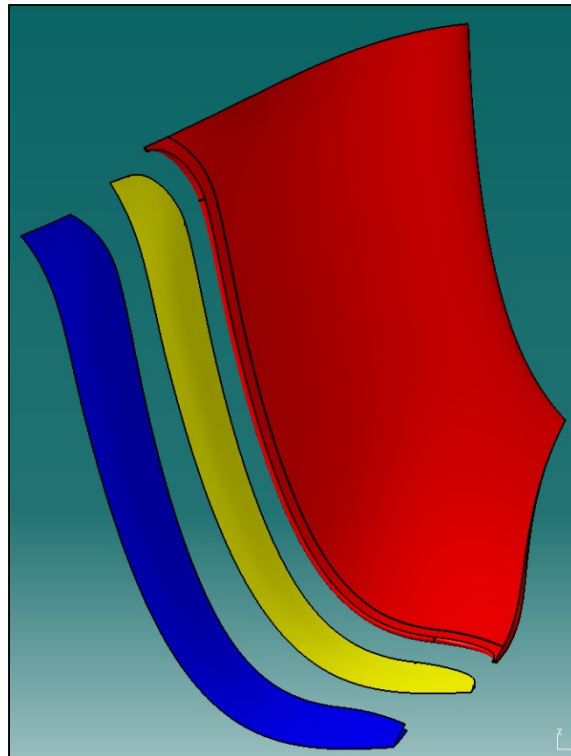


Figure 5.1 Vue explosée de la géométrie du prototype avec la coque en matériau composite en bleu, le cœur d'époxy en jaune et la portion d'acier en rouge

## **5.1 Fabrication de la portion en acier**

La fabrication de la portion en acier du prototype s'est déroulée à l'atelier d'usinage de GE à Sorel-Tracy. Comme mentionné plus tôt, l'aube à bord de fuite mince a été conçue à partir d'une aube qui a été rebutée par GE. À travers les étapes de conception, cette aube a été adaptée et un certain volume de matière a été retiré au bord de fuite des modèles numériques. L'aube physique devait donc être adaptée à cette nouvelle géométrie.

### **5.1.1 Analyse dimensionnelle de l'aube originale**

Avant de retirer de la matière sur l'aube, une analyse dimensionnelle de l'aube originale a été effectuée. Le but de cette étape est de vérifier si la géométrie réelle de l'aube originale correspond bien à la géométrie théorique utilisée pour la conception numérique.

Un appareil de mesure tridimensionnelle au laser Leica Absolute Tracker AT901 a été utilisé pour effectuer les mesures de position de surface de l'aube. Le programme PEF conçu par GE a été utilisé pour effectuer l'analyse dimensionnelle. Le programme a évalué un écart moyen entre les points de mesure et la surface théorique de 25,74 mm. L'écart moyen entre les points de surface mesurés et la surface théorique de l'aube est de 0,34 mm. L'écart maximum était de 1,95 mm entre les points de surfaces réelles et la surface théorique. Cet écart maximum est situé du côté extrados de l'aube. La Figure 5.2 montre la distribution de l'écart entre la surface théorique de l'aube et les points de mesure de l'aube. Notons qu'une distance de 25,4 mm sépare la surface physique de l'aube du point de mesure de la sonde du laser ce qui explique l'échelle de cette figure.

Il est possible d'observer à la Figure 5.2 que l'écart maximum est situé près du bord de fuite. Cela n'a aucun impact sur la géométrie finale du prototype usiné, car cette portion de l'aube d'acier sera retirée. Le reste des écarts est considéré comme étant acceptable. Ainsi, la géométrie de départ de l'aube réelle ne posait aucun problème à l'usinage du prototype.

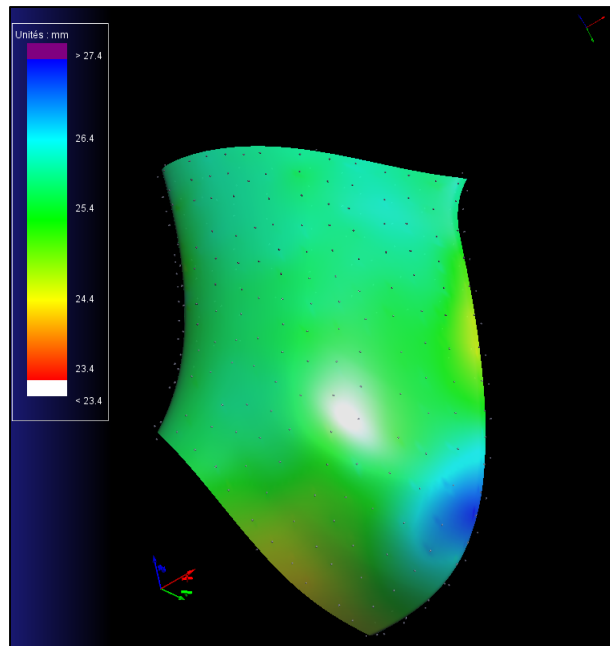


Figure 5.2 Distribution de l'écart entre la géométrie théorique et les points de mesure de l'aube côté extrados

### 5.1.2 Découpe du bord de fuite de l'aube

Sachant que 25 cm de matière devaient être retirés depuis le bord de fuite original de l'aube, il a été choisi d'effectuer une découpe grossière avant l'usinage. Le but de cette opération était de raccourcir le temps d'usinage. Le bord de fuite de l'aube originale a donc été retranché à la torche au plasma. La Figure 5.3 montre l'aube originale au cours de l'opération de découpe.

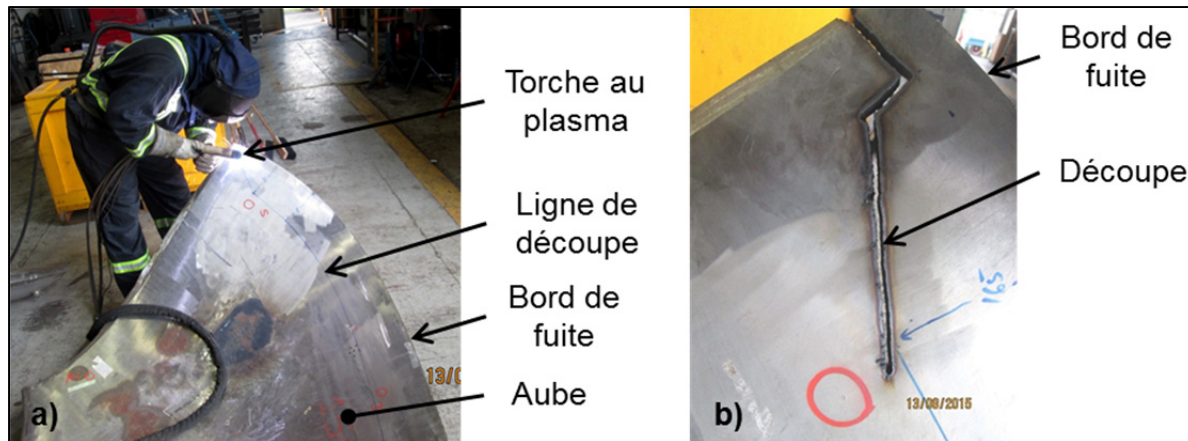


Figure 5.3 Côté intrados de l'aube en cours de découpe avec une vue d'ensemble (a) et avec un grossissement près de l'attache ceinture (b)

### 5.1.3 Adaptation de la géométrie aux contraintes de fabrications

Naturellement, certaines réalités physiques doivent être considérées en passant du modèle théorique à un prototype réel. Ces réalités ont demandé une adaptation de la géométrie du prototype.

#### 5.1.3.1 Adaptation à l'absence de congés de raccordement

Puisque le prototype consiste seulement en une aube seule sans le reste de la roue. Il est nécessaire d'adapter la géométrie du prototype en considérant l'absence de congés de raccordement à la jonction du plafond et de la ceinture de la roue. En effet, des préparations de soudure sous forme de chanfreins sont présentes à ces endroits sur l'aube réelle. Les dimensions de ces chanfreins n'étaient pas disponibles, donc leur présence a tout simplement été ignorée. Cela ne cause aucun problème pour l'usinage, car l'outil de coupe usinera dans le vide à ces endroits.

#### 5.1.3.2 Adaptation aux contraintes d'usinage

Deux options ont été envisagées pour le montage d'usinage, c'est-à-dire le support à aube lors de l'usinage. La première option comptait sur l'utilisation de deux montages d'usinage.

Soit un montage pour l'usinage du côté intrados de l'aube et un deuxième montage pour l'usinage du côté extrados. Le montage pour le côté intrados était réalisé à l'aide du lit d'usinage du projet Chief Joseph SMS. Les aubes de ce projet étaient très semblables à celle du projet d'ABFM, qu'une légère adaptation était nécessaire. Par contre, un nouveau montage devait être fabriqué pour l'usinage du côté extrados de l'aube, ce qui s'avérait dispendieux. La deuxième option reposait sur l'utilisation d'un seul montage d'usinage pour usiner les deux côtés de l'aube. Le lit d'usinage intrados du projet Chief Joseph SMS était également utilisé avec cette option. Cependant, cette option requérait l'adaptation de la géométrie de la pièce d'acier du prototype. En effet, cette approche imposait l'usinage de la face extrados du joint avec le profil d'une fraise. Du fait que la fraise ne faisait qu'environ 10 cm de long, il n'était pas possible d'usiner la pièce telle que conçue. De fait, les portions les plus larges des faces du joint faisaient jusqu'à 22 cm. Cette deuxième option de montage a été choisie afin de minimiser les coûts de fabrication. Ainsi, la géométrie du joint du prototype a dû être adaptée en fonction de la contrainte d'usinage. La Figure 5.4 montre la modification effectuée à l'épaulement côté intrados.

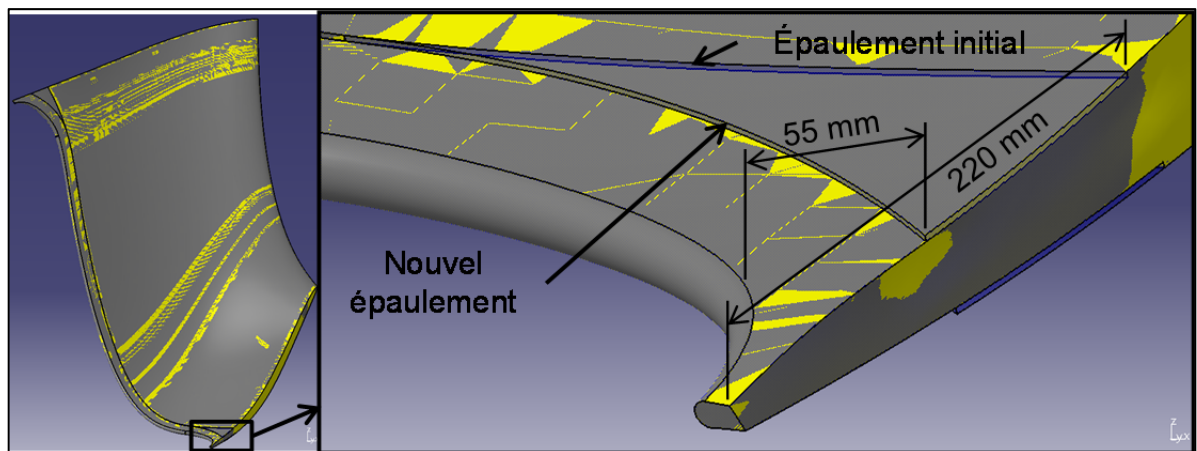


Figure 5.4 Superposition des modèles d'aube avec épaulement initial (jaune) et avec le nouvel épaulement (bleu transparent)

#### 5.1.4 Usinage de l'aube

L'atelier d'usinage de GE s'est chargé d'effectuer la programmation de la machine-outil. La machine utilisée était une fraiseuse Waldrich à cinq axes

##### 5.1.4.1 Usinage à la géométrie théorique

L'usinage du côté intrados de l'aube a été fait par fraisage en bout à l'aide d'une fraise de 4 po avec pastilles de carbure. La vitesse de rotation de l'outil variait entre environ 400 et 500 tr/min et la vitesse d'avance était ajustée lors de l'usinage. La Figure 5.5 présente l'aube en cours d'usinage du côté intrados. L'usinage du côté extrados a été réalisé par fraisage de profil avec un outil de coupe de 3 po de diamètre avec pastilles de carbure également. Avec cet outil, la vitesse de rotation était de 534 tr/min et la vitesse d'avance était de 250 mm/min.

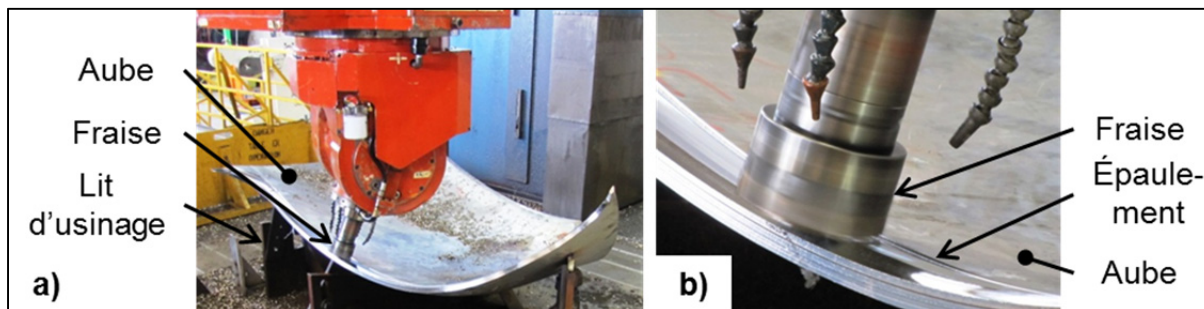


Figure 5.5 Côté intrados de l'aube d'acier en cours d'usinage avec une vue d'ensemble (a) et avec un grossissement de la fraise (b)

##### 5.1.4.2 Usinage d'adaptation à la déformation de l'aube

Après l'usinage à la géométrie théorique, il était visé d'obtenir une hauteur d'épaule-ment de 2 mm. En fait, la hauteur de l'épaule-ment était très variable du côté intrados comme du côté extrados. En effet, certaines portions de l'aube étaient dépourvues d'épaule-ment tel que montré à la Figure 5.6.



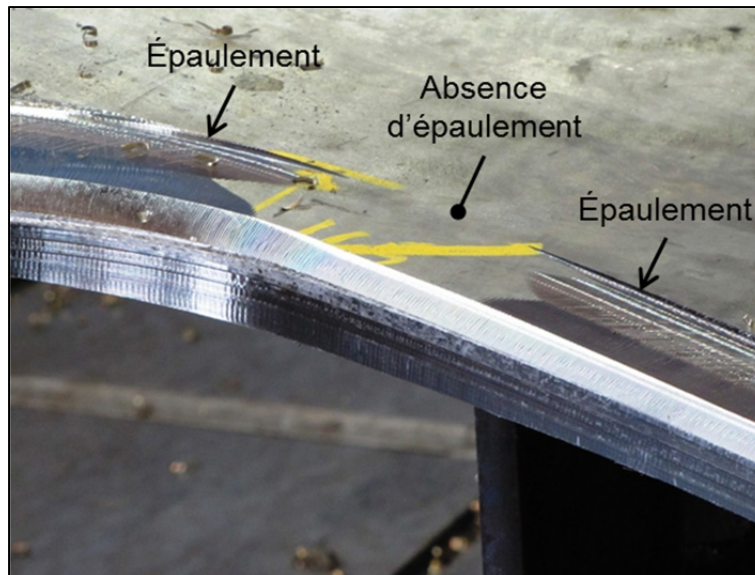


Figure 5.6 Épaulement intrados après l'usinage à la géométrie théorique près de l'attache plafond

Pourtant, l'analyse dimensionnelle de l'aube ne prédisait pas de tels problèmes de géométrie. L'aube s'est donc vraisemblablement déformée entre l'analyse dimensionnelle et l'usinage. L'aube étant soudée au lit d'usinage, il est possible que ces soudures aient induit des dilations et des retraits thermiques ayant déformé l'aube. De plus, ces déformations pourraient être expliquées par le changement d'orientation de l'aube. Le simple fait de passer d'une orientation verticale sur le support d'analyse dimensionnelle à une orientation horizontale sur le lit d'usinage peut causer l'aube à se déformer sous son propre poids.

Afin de corriger rapidement ces problèmes, il a été choisi d'enlever de la matière supplémentaire tout simplement en décalant des paramètres d'usinage. Pour le côté intrados, la fraise a été décalée d'un total de 2,5 mm dans le sens de l'axe de rotation de la fraise. Pour le côté extrados, puisque l'usinage se faisait avec le profil de l'outil, il n'était pas possible de décaler l'outil par rapport à l'axe de l'outil de coupe. Dans ce cas, la fraise a été décalée d'un total de 3 mm dans l'axe Z positif de la machine-outil.

Deux conséquences ont découlé de ces corrections. Premièrement, la hauteur de l'épaulement variait maintenant entre 2 et 5 mm. Deuxièmement, la portion d'acier à la jonction du

composite se trouvait maintenant plus mince que ce qui avait été conçu. L'épaisseur de l'acier à la jonction de la coque est très importante puisqu'il est essentiel de conserver une compatibilité géométrique entre la pièce d'acier et la coque en vue de l'assemblage. L'épaisseur de l'acier au joint a donc été mesurée afin d'évaluer la différence d'épaisseur entre les valeurs théoriques et réelles. La Figure 5.7 présente les courbes de l'épaisseur théorique et mesurée au pied de l'épaulement de la pièce d'acier, du plafond jusqu'à la ceinture. La différence entre les courbes théorique et mesurée est très importante à certains endroits. L'élément le plus important à retenir de la Figure 5.7 est la faible différence entre les valeurs théoriques et mesurées des points situés aux positions  $5/8$  et au  $3/4$ . Ces points se trouvent aux endroits de l'aube possédant la forte courbure tridimensionnelle. Cette tridimensionnalité de courbure confère localement une rigidité accrue de la coque. À l'extérieur de cette zone, la coque possède une certaine souplesse qui devait lui permettre d'épouser convenablement la pièce d'acier lors de l'assemblage. Ainsi, l'assemblage de la coque à la portion d'acier ne semblait pas compromis par ce problème.

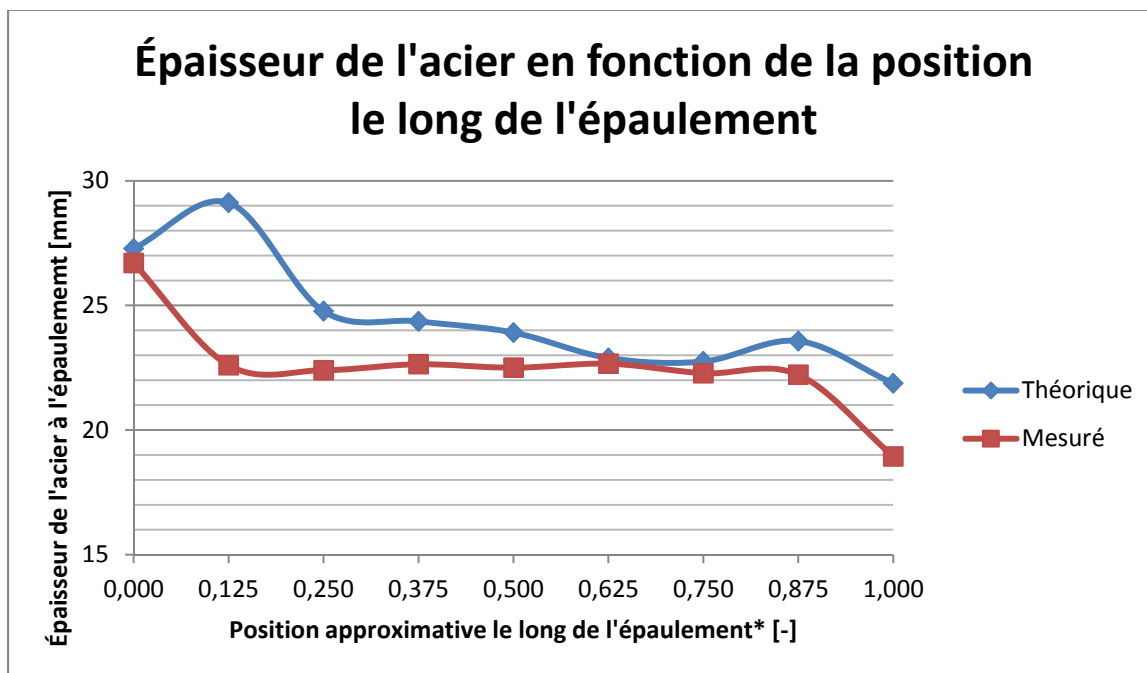


Figure 5.7 Graphique des courbes d'épaisseur théorique et mesurée de l'acier en fonction de la position le long de l'épaulement (\* 0 correspond à l'extrémité plafond et 1 à l'extrémité ceinture)

Il est à noter qu'il a été choisi de ne pas grenailler la portion du joint de l'acier. Le grenaillage a été choisi afin d'améliorer la résistance du joint collé. En effet, une augmentation de 7% de la résistance mécanique a été observée. Cependant, cette augmentation ne justifiait pas de faire recours au grenaillage pour la fabrication du prototype. Comme ce prototype avait comme objectif d'évaluer la fabricabilité et non la résistance, il a été choisi de conserver un fini usiné pour le collage pour réduire les coûts.

### **5.1.5 Meulage de l'aube**

La dernière étape de fabrication de la portion d'acier consistait à effectuer une finition au meulage. Cette étape comprenait l'abaissement de la hauteur maximale de l'épaule. Comme cette hauteur variait de 2 à 5 mm, cette hauteur a été uniformisée par meulage. Ainsi, la hauteur maximale de l'épaule des côtés intrados et extrados ont été réduits à 2,6 et 3,4 mm respectivement.

## **5.2 Fabrication de la coque en matériau composite**

La fabrication de la coque en matériau composite représentait un important défi technique. Afin de mener à bien la réalisation de cette tâche, il a été choisi d'avoir recours à l'expertise du fabricant de pièces en matériaux composites CNC Composites Inc. qui est spécialisé dans la fabrication sur-mesure. Cette entreprise qui se situe à Saint-Charles-sur-Richelieu a déjà collaboré à quelques reprises avec GE à Sorel-Tracy. L'entente avec CNC Composites impliquait que cette entreprise se charge de fournir de la main-d'œuvre, du soutien technique et le matériel pour la fabrication du moule. De plus, CNC Composites a consenti à fournir à GE un poste de travail et de l'espace de travail en atelier sur ses lieux de travail à Saint-Charles-sur-Richelieu.

### **5.2.1 Adaptation de la géométrie à celle de la portion en acier**

Puisque l'épaule a été déplacé sur la portion d'acier de l'aube, il a été nécessaire d'adapter la géométrie de la coque en conséquence. De plus, comme mentionné plus tôt, le

prototype ne possédait pas de congés de raccordement. Cette différence a également été considérée.

### 5.2.2 Sélection de la méthode de mise en forme

Ayant utilisé la méthode d'infusion pour la mise en forme des éprouvettes de matériau composite et des préprototypes, cette méthode a d'abord été envisagée afin de mettre en forme la coque du prototype. Désirant toujours utiliser un moule femelle afin d'obtenir un excellent fini de surface pour la coque, l'infusion s'avérait finalement être une option laborieuse et dispendieuse. CNC Composites a plutôt suggéré d'utiliser la méthode du moulage pressé. Dans le cas de ce projet, cette méthode reposait sur l'utilisation d'un moule composé de trois pièces. La Figure 5.8 illustre le montage qui a été utilisé pour le moulage. Le moule est composé d'une portion femelle constituée de deux pièces et une portion mâle. Les trois pièces du moule sont boulonnées et serrées les unes contre les autres afin de faire évacuer l'excédent de résine.

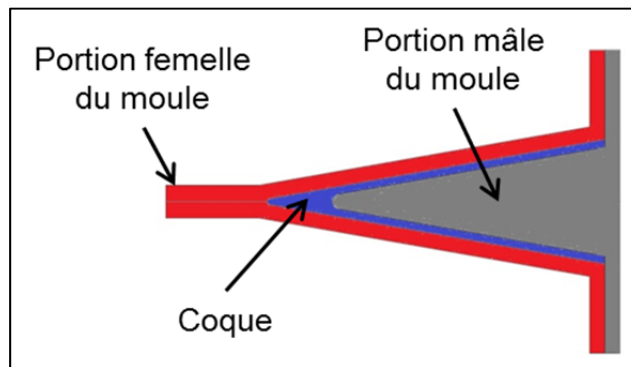


Figure 5.8 Schéma en coupe du moulage de la coque du prototype

### 5.2.3 Fabrication du moule

La fabrication du moule a impliqué trois principales étapes de fabrication. La première étape consistait à fabriquer un moule modèle. Ce modèle constituait une copie de la surface extérieure de la coque. La seconde étape reposait sur le moulage des deux pièces de la

portion femelle du moule à l'aide du moule modèle. La troisième étape consistait à fabriquer la portion mâle du moule en réduisant la taille du moule modèle. Toutes les étapes de fabrication du moule sont détaillées en annexe (*Voir* ANNEXE VIII, p. 193). La Figure 5.9 et la Figure 5.10 montrent respectivement la pièce extrados du moule femelle et la portion mâle du moule.



Figure 5.9 Pièce extrados du moule femelle après polissage

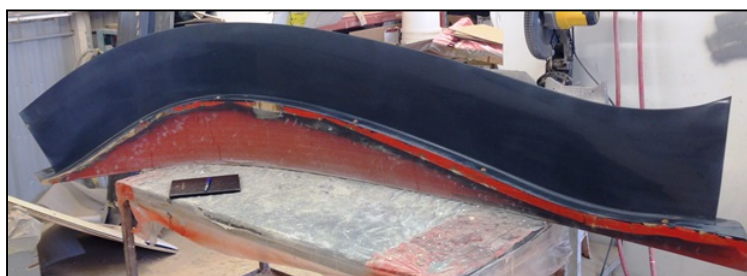


Figure 5.10 Côté intrados de la portion mâle du moule

#### **5.2.4 Mise en forme de la coque en matériau composite**

Un total de deux coques ont été fabriquées; une première coque pour fabriquer le prototype et une deuxième coque pour remplacer la première en cas de bris. Les lignes qui suivent présentent la mise en forme de la deuxième coque, puisque certaines étapes de mise en forme ont été améliorées entre la première et la deuxième coque. Les mêmes matériaux ont été utilisés que dans le cas de la coque des préprototypes.

##### **5.2.4.1 Traitement de surface du moule**

Les mêmes produits de traitement pour le démoulage ont été utilisés pour la mise en forme de la coque que pour la mise en forme de la portion femelle du moule. Quatre couches d'agent de scellement ont été appliquées sur les pièces du moule. Ensuite, cinq couches de cire de démoulage ont été appliquées sur la portion femelle du moule. Seulement trois cires ont été appliquées sur la portion mâle du moule.

##### **5.2.4.2 Découpe de renfort**

La géométrie bidimensionnelle des couches déployées de surface de la coque a été générée à l'aide du module ACP du logiciel ANSYS. Deux gabarits de découpe ont été usinés à la fraiseuse à trois axes à partir de ces géométries, soit un pour le côté intrados et un autre pour le côté extrados. Sachant que les couches de fibre unidirectionnelle possèdent trois orientations différentes dans la séquence de laminage, ces orientations ont été identifiées sur les gabarits de découpe, soit 0°, 60° et -60°. Pour chaque côté de la coque, on compte deux voiles et six épaisseurs de renfort de fibre unidirectionnelle.

##### **5.2.4.3 Laminage de la peau**

La mise en forme de la peau consistait à laminier les deux voiles de fibre de carbone sur les deux pièces de la portion femelle du moule. La résine était appliquée à l'aide d'un rouleau à peinture et les bulles étaient retirées à l'aide de rouleaux débulleurs. La courbure

tridimensionnelle des surfaces des moules causait une distorsion notable des voiles. Cependant, en travaillant patiemment les zones affectées par la distorsion à l'aide des rouleaux débulleurs, il était possible de faire épouser les voiles à la surface du moule. Trois personnes ont été requises pour effectuer cette tâche. La Figure 5.11 présente la peau après le laminage sur la pièce extrados du moule. Environ 0,5 L de résine a été utilisé pour la mise en forme de la peau.



Figure 5.11 Peau de la coque après son laminage sur la pièce extrados du moule femelle

#### 5.2.4.4 Mise en forme de la coque par moulage pressé

Trois heures se sont volontairement écoulées entre la mise en forme de la peau et le laminage des autres couches de la coque. Après cette durée, la résine était sèche au touché, mais toujours collante. Ce délai volontaire avait deux avantages. Premièrement, cela permettait d'éviter que les voiles se déplacent lors du reste du laminage et lors du pressage. Deuxièmement, cela permettait d'éviter que les bulles pouvant se trouver entre les couches ne migrent vers la surface extérieure de la coque lors du pressage du moule. Cela permettait donc d'éviter des porosités de surface.



La première étape de mise en forme de la coque par moulage pressé consistait à laminier quatre des six couches de fibre unidirectionnelle sur la pièce intrados du moule, soit les couches d'orientation  $0^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $-60^\circ$  et  $-60^\circ$  en ordre de laminage. La seconde étape consistait à effectuer le même laminage sur la pièce extrados du moule. Pour ces deux premières étapes, chacune des couches possédait un décalage précis par rapport à la position du bord de fuite. De fait, la première couche du côté intrados était coïncidant au bord de fuite tandis que le quatrième était situé à 5 mm du bord de fuite. Ce décalage des couches permettait d'éviter d'obtenir une surépaisseur de la coque au bord de fuite. Les valeurs de décalage sont les mêmes que celles des préprototypes. La Figure 5.12 montre la deuxième étape en cours de laminage.

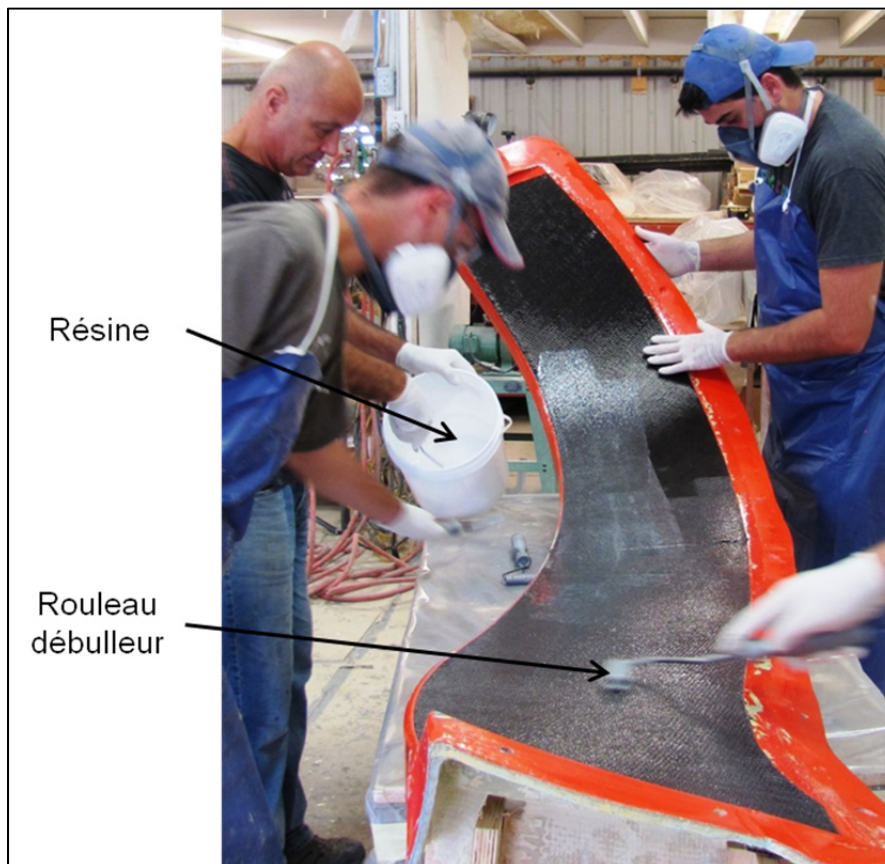


Figure 5.12 Laminage des quatre couches sur la pièce extrados du moule femelle



La troisième étape consistait à compléter le laminage sur la portion mâle du moule. L'empilement près du bord de fuite a été légèrement modifié par rapport à ce qui a été utilisé pour les préprototypes. En effet, afin de renforcer la pièce près du bord de fuite, deux bandes de fibre de carbone tissé de 4 po ont été insérées dans l'empilement au lieu d'utiliser deux bandes de voiles. Les deux bandes de tissus étaient rabattues des côtés intrados et extrados pour créer un lien mécanique entre les deux côtés de la coque. Les deux bandes étaient décalées de 1 po une par rapport à l'autre. Le laminage de ces bandes a été effectué en même temps que celui des quatre couches de fibre unidirectionnelle restantes. La Figure 5.13 montre la première bande en cours de laminage.



Figure 5.13 Laminage de la première bande (bande 1) sur la portion mâle du moule

Pour chaque côté du moule, une couche de fibre à  $0^\circ$  a été laminée suivie d'une couche à  $60^\circ$ . Afin d'éviter d'obtenir une surépaisseur de la coque à cause de la présence des bandes de tissus, les deux couches de fibre unidirectionnelle se situant contre la portion mâle du moule ont été retranchées. De cette façon, les couches de fibre unidirectionnelle arrêtaient où les bandes de tissus débutaient.

L'assemblage des trois pièces du moule suivi du pressage constituait la quatrième étape de mise en forme. Cette étape a été réalisée avec une certaine minutie pour éviter que les

couches ne se déplacent au cours de l'assemblage. La Figure 5.14 présente l'assemblage de la pièce intrados et de la portion mâle du moule.



Figure 5.14 Assemblage de la pièce intrados et la portion mâle du moule

Le vide présent près du bord de fuite a ensuite été rempli avec de la résine fortement chargée en silice fumée Cab-O-Sil. Cette charge a permis de conférer une consistance pâteuse à l'époxy. Puis, la pièce extrados a été assemblée au reste du moule. Enfin, le moule a été serré et pressé à l'aide de boulons d'assemblage et de plus d'une trentaine de serre-joints de toutes les tailles.

Quatre personnes se sont affairé à cette mise en forme afin d'accomplir la tâche en moins de 50 minutes. Grossièrement, pendant le laminage, deux personnes s'occupaient de placer les renforts sur le moule, une autre personne se chargeait de mélanger et d'appliquer la résine, et la dernière personne débullait le laminage à l'aide d'un rouleau débulleur.

La résine utilisée pour laminer les couches était chargée de silice fumée afin d'augmenter la viscosité de la résine et éviter que la pièce ne se draine du moule avant que la résine durcisse. Environ 6 L de résine ont été utilisés pour la mise en forme de la coque incluant la peau.

#### 5.2.4.5 Ébavurage et découpe de la coque

La coque a d'abord été démoulée. Ensuite, le bord de fuite a été ébavuré manuellement au papier abrasif puis poli manuellement. Le module ACP du logiciel ANSYS a été utilisé de nouveau pour créer la géométrie bidimensionnelle des deux côtés déployés de la coque. Deux gabarits de découpe ont été imprimés sur du Mylar à partir de ces géométries à échelle 1:1. La géométrie du gabarit de découpe du côté intrados a été validée en testant le gabarit sur la portion d'acier du prototype. À cause de la forte rigidité du Mylar, les gabarits n'étaient pas en mesure de suivre la courbe tridimensionnelle des surfaces de la coque. Les gabarits ont donc été découpés pour n'en garder que des bandes de 3 à 10 cm de large de la ligne de découpe. Les gabarits ont ensuite été positionnés et collés à la coque à l'aide de ruban à masquer. Ensuite, les lignes de découpe ont été marquées à l'aide d'une pointe à tracer d'acier tel que présenté à la Figure 5.15.

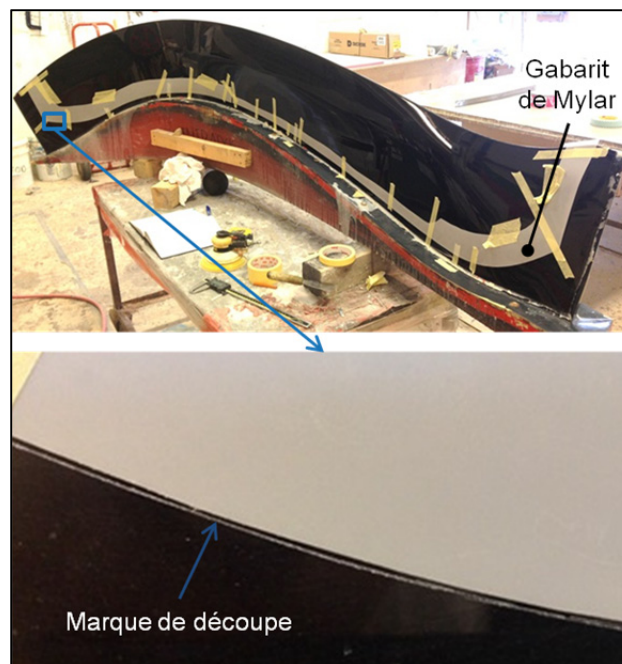


Figure 5.15 Positionnement et collage du Mylar sur le côté intrados de la coque (haut).  
Grossissement du marquage de découpe (bas).

La coque a ensuite été découpée à l'aide d'une meule de découpe au diamant. Les deux coques fabriquées possèdent une rugosité de surface moyenne de  $0,022\ \mu\text{m}$ . L'épaisseur moyenne au bord de fuite est respectivement de 3,3 mm et 3,1 mm pour les coques 1 et 2. La Figure 5.16 présente les deux coques.



Figure 5.16 Côté intrados des coques 1 (à gauche) et 2 (à droite)

### 5.2.5 Recommandations

Plusieurs problèmes sont survenus lors de la fabrication des coques. Par exemple, l'épaisseur des coques était de 33% à 97% plus épaisses que ce qui avait été obtenu par infusion lors de la mise en forme des coques des préprototypes. La plupart des erreurs commises lors de la fabrication de la première coque n'ont pas été reproduites lors de la fabrication de la deuxième coque. Afin d'alléger le contenu de ce chapitre, toutes les recommandations relatives à la fabrication de la coque en matériau composite ont été glissées en annexe (*Voir ANNEXE XIII, p. 219*)

### **5.3 Assemblage de la coque à la portion en acier de l'aube**

L'assemblage de la coque s'est déroulé dans la section R et D de l'entrepôt du bâtiment 49 de GE à Sorel-Tracy. Cette tâche a été réalisée selon la « Procédure d'assemblage et de remplissage du prototype d'aube » (*Voir ANNEXE IX, p. 201*). Quelques étapes de cette procédure ont été changées en cours de chemin.

#### **5.3.1 Préparation des surfaces de collage**

La coque 2 a été sélectionnée pour effectuer l'assemblage, car elle possédait moins de défauts. Après l'étape de découpe de la coque, les surfaces à coller de la coque ont été poncées au papier abrasif de grain 120. Ensuite, les sections à coller ont été nettoyées soigneusement à l'acétone à l'aide de chiffons propres non pelucheux.

Au sujet de la section d'acier, elle a d'abord été dégraissée à l'atelier d'usinage de GE. Ensuite, elle a été nettoyée au complet à l'acétone. Les surfaces de collage de la section d'acier ont par la suite été nettoyées soigneusement à l'acétone. Pour ce nettoyage à l'acétone, une brosse de plastique a été utilisée puis des chiffons propres non pelucheux ont été utilisés. Le dernier nettoyage à l'acétone a été effectué une heure avant l'application de l'adhésif pour la portion d'acier comme pour la coque.

#### **5.3.2 Collage**

Deux méthodes d'assemblage par collage ont été envisagées. La première reposait sur la réutilisation des portions femelles du moule de coque. La coque était d'abord collée à la portion en acier, puis on installait les deux pièces de la portion femelle du moule sur cet assemblage. Les deux pièces du moule étaient ensuite boulonnées ensemble puis des serre-joints de 24 pouces étaient utilisés pour appliquer de la pression de serrage sur chaque côté du moule. Une deuxième méthode a ensuite été envisagée. Il s'agissait d'une méthode d'assemblage sous vide. Cette méthode a été testée en assemblant temporairement la coque 1 à la portion d'acier. Il s'agissait de recouvrir la coque et une portion de l'aube d'acier d'une

membrane étanche et d'y faire le vide. Cette méthode a été retenue pour plusieurs raisons. D'abord, cette méthode permettait d'assurer l'application d'une pression uniforme sur l'ensemble du joint de collage. De plus, l'utilisation d'une membrane d'étanchéité transparente permettait de vérifier un positionnement adéquat des deux pièces à l'épaulement. Enfin, la manipulation d'une fine membrane d'étanchéité s'avérait moins fastidieuse que la manipulation de lourdes pièces de moules.

#### **5.3.2.1 Préparation au collage**

Afin d'éviter que de l'adhésif n'entre en contact avec les surfaces extérieures de la coque et de la section d'acier, les pièces ont été protégées à l'aide d'un film de plastique et de ruban à masquer. Une bande de mastic d'étanchéité a été posée de chaque côté de la section d'acier à environ 5 cm de l'épaulement. Une gaine spiralée a été collée parallèlement au mastic d'étanchéité. Le but de cette gaine sera d'assurer une distribution uniforme de la dépression et d'accumuler l'excédent d'adhésif s'il y a lieu. Ensuite, une membrane d'étanchéité a été collée à la bande de mastic du côté extrados de la section d'acier.

#### **5.3.2.2 Collage sous vide**

L'adhésif a d'abord été appliqué sur les surfaces de collage des deux pièces à assembler à l'aide d'un pistolet à adhésif à deux composants muni d'un mélangeur statique. Puis, l'adhésif a été étendu sur les surfaces de collage à l'aide de pinceaux tel que montré à la Figure 5.17.

Ensuite, une première tentative d'assemblage de la coque à la section d'acier a été effectuée. L'absence de bavures d'adhésif à plusieurs endroits le long de l'épaulement suggérait qu'il était possible que la quantité de colle était insuffisante à ces endroits. Il a donc été décidé de retirer la coque et d'ajouter de l'adhésif.

Au final, une plus grande quantité de colle a été appliquée sur la pièce d'acier que sur la coque dans l'objectif de favoriser la production d'une bavure à l'épaulement plutôt que du



côté intérieur de la coque. De fait, contrairement à la bavure à l'épaulement, la bavure qui s'est créée du côté intérieur de la coque ne pouvait pas être retirée en raison de l'absence d'accès.

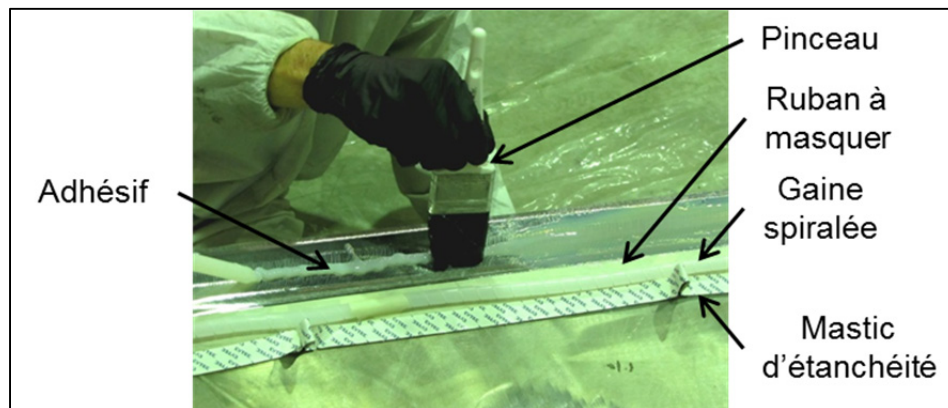


Figure 5.17 Application de l'adhésif sur le côté intrados du joint de la pièce d'acier

Les deux pièces ont ensuite été assemblées pour une dernière fois. La membrane d'étanchéité a été rabattue sur le côté intrados de l'aube et collée au mastic d'étanchéité. Une fois le volume scellé, le sac a été soumis à une dépression légère afin de positionner adéquatement la coque par rapport à la section d'acier. Lorsque le positionnement a été complété, la dépression a été augmentée.

L'application d'adhésif au pistolet s'est avérée être le goulot d'étranglement de l'opération. Le collage s'est déroulé à une température ambiante de 17°C. L'adhésif possédait probablement une viscosité plus élevée à cause de cette température plus froide. Cela aurait eu comme conséquence d'augmenter la résistance à l'écoulement dans le mélangeur statique et limiter le débit d'adhésif. Il a donc été décidé vers la fin du collage de couper le mélangeur statique aux trois quarts de sa longueur afin d'accélérer l'application d'adhésif.

À partir du début de l'application de l'adhésif, l'opération de collage a duré 55 minutes. L'adhésif possédant un temps de travail de 60 minutes, l'opération de collage est entrée à l'intérieur des délais de temps. Un total de trois personnes et demi ont été requises pour

effectuer cette opération. Sachant que la main d'œuvre était relativement peu qualifiée pour ce type de tâche, deux personnes adéquatement qualifiés pourraient probablement réaliser la tâche en moins d'une demi-heure.

Une quantité d'environ 320 ml d'adhésif a été utilisée pour ce collage. Malgré qu'une quantité supplémentaire d'adhésif ait été ajoutée au joint, il y avait toujours des endroits dépourvus de bavures à l'épaulement.

À cause de la faible température ambiante, les zones de collage ont été chauffées localement pour accélérer la catalyse de l'adhésif. Une unité de chauffage d'appoint permettant de tenir une température d'environ 30°C localement a été utilisée. Ce chauffage d'appoint a été utilisé quelques minutes après la mise sous vide pendant quatre heures. L'unité était déplacée chaque demi-heure pour assurer un chauffage uniforme du joint de collage.

#### **5.4 Injection du cœur d'époxy**

Deux méthodes ont été envisagées pour effectuer le remplissage de la coque. La première était de simplement couler la résine d'époxy par une des deux ouvertures aux extrémités de la coque. La deuxième méthode consistait à utiliser le système d'injection de résine à deux composants que GE possédait. Cette deuxième méthode a été retenue puisqu'un tel système serait probablement utilisé par GE dans le cas d'une fabrication à grande échelle. De là la pertinence d'essayer cette méthode. Toutes les étapes entourant la tâche d'injection du prototype ont été réalisées selon la « Procédure d'assemblage et de remplissage du prototype d'aube » (*Voir ANNEXE IX, p. 201*). Rappelons que quelques étapes de cette procédure ont été changées.

Le prototype a été placé à la verticale sur un support avec l'attache plafond orienté vers le bas, telle que serait l'orientation d'une aube soudée à une roue. L'injection s'est déroulée en deux étapes, une première étape où une faible quantité de résine a été injectée et une deuxième où le volume restant du cœur d'époxy a été complété. Le volume théorique du



cœur d'époxy était de 7,3 L. Une quantité correspondant à 14 L de résine a été préparée. La base de résine L constituée de base de résine A et de poudre d'aluminium a été préalablement mélangée à l'ÉTS. L'épaisseur maximale théorique du cœur d'époxy était d'environ 30 mm. Sachant qu'aucun retrait thermique n'a été mesuré sur les éprouvettes de coulée possédant une épaisseur de 5 cm, le cœur n'était pas sensé subir un retrait thermique significatif.

#### 5.4.1 Scellement des ouvertures

Afin d'effectuer l'injection, il était nécessaire de boucher les ouvertures aux deux extrémités de la coque et d'ajouter des raccords pour accueillir les tubes d'injection. Deux plaquettes en polycarbonate ont été utilisées pour boucher les extrémités.

L'injection allait se dérouler par l'extrémité plafond. Puisque deux étapes d'injection étaient prévues, deux raccords ont été installés sur la plaquette d'injection les raccords « A » et « B ». Un tube d'aluminium de 12 po a été joint au raccord « B ». La plaquette de sortie était munie d'un seul raccord. La Figure 5.18 montre les deux plaquettes de polycarbonate. Les plaquettes de polycarbonate ont été collées et scellées aux deux extrémités de la coque à l'aide de l'adhésif époxy Z.

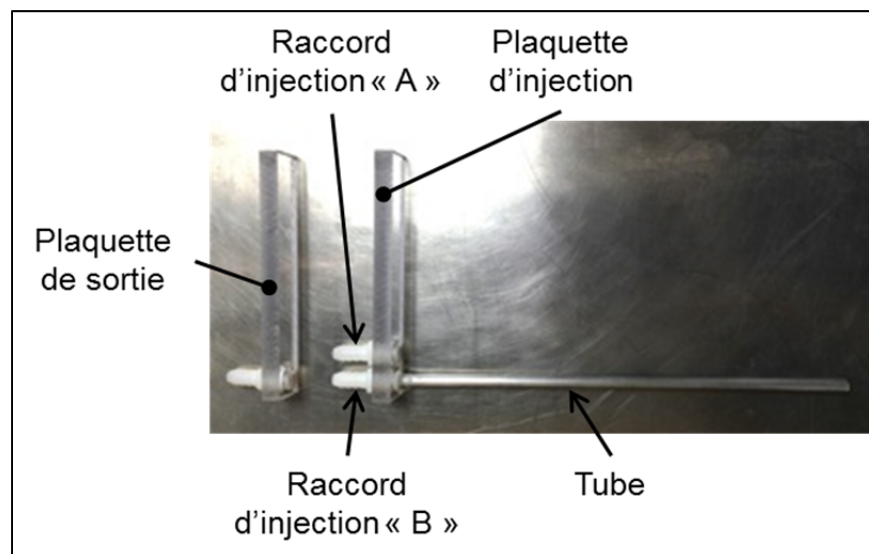


Figure 5.18 Plaquettes de polycarbonate

#### 5.4.2 Première étape d'injection

La première étape d'injection avait comme objectif de créer un bouchon d'époxy au bas de la cavité à remplir. Ce bouchon permettait d'éviter la rupture de la plaquette d'injection lors du remplissage complet de la cavité.

Avant d'effectuer l'injection, le ratio de la pompe d'injection a été ajusté. Afin de conserver le ratio de résine et de durcisseur spécifié dans la fiche technique de la résine, un ratio massique de 12,3 parts de durcisseur pour 100 parts de base de résine L doit être utilisé. Afin d'obtenir ce ratio, la pompe à durcisseur a été placée à environ 3,29 po de l'axe de rotation du vilebrequin du système. Cette dernière valeur a été interpolée à partir d'un tableau du guide d'utilisation du système d'injection. Un essai a permis de mesurer un ratio massique de 12,1 parts de durcisseur pour 100 parts de base de résine après cet ajustement. Cet ajustement a donc été conservé.

Afin d'éviter un mauvais ratio de base de résine et de durcisseur au début de l'injection, une certaine quantité de base de résine et de durcisseur a été évacuée par la tête d'injection jusqu'à ce qu'aucune bulle ne sorte. Ensuite, la tête d'injection a été connectée au reste du montage d'injection pour procéder à l'injection. À partir de la tête d'injection du système, la base de résine et le durcisseur étaient d'abord mélangés à travers un mélangeur statique. Ensuite, la résine traversait un robinet à bille puis un tube connecté au raccord d'injection « A ». Un total d'environ 0,34 L de résine a été injecté. La Figure 5.19 montre les différentes pièces du montage d'injection avant la première étape d'injection.

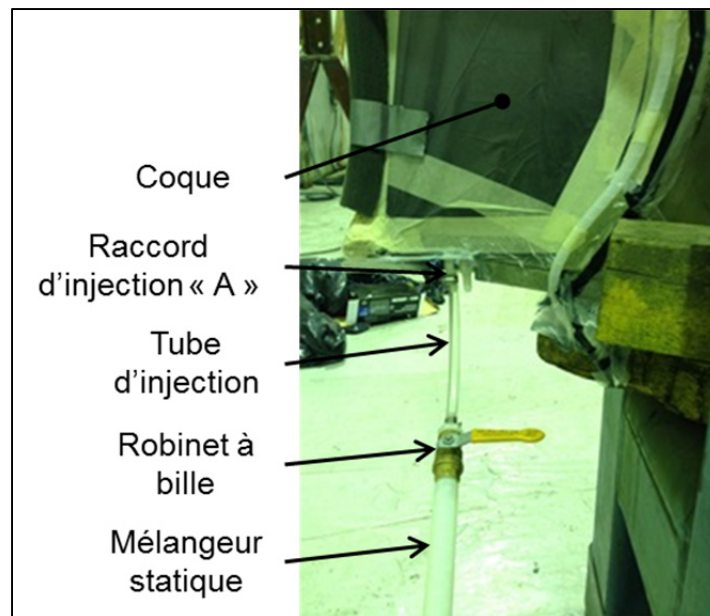


Figure 5.19 Montage d'injection avant la première étape d'injection

### 5.4.3 Deuxième étape d'injection

La deuxième étape consistait à remplir de résine le reste de la cavité de la coque par le raccord d'injection « B ». La présence du bouchon d'époxy au bas de la cavité n'empêchait en rien l'injection par le raccord « B » puisque ce raccord était muni d'une extension en tube à l'intérieur de la coque.

Avant d'effectuer cette deuxième étape, un test d'étanchéité de la cavité a permis confirmer l'absence de fuites. Une expansion importante du tube d'injection a été observée au début de l'injection. Malgré que ce tube possède une pression nominale maximale de 25 psi, ce tube n'était pas approprié pour cette tâche. Ce problème a forcé à ralentir considérablement le rythme d'injection. Ensuite, un second problème est survenu; le réservoir de base de résine a été complètement vidé avant la fin de l'injection. La résine a finalement atteint le tube de sortie de résine 35 minutes après le début de l'injection. Une quantité supplémentaire de résine a été injectée 10 minutes plus tard afin de combler l'espace occupé par des bulles d'air pouvant s'être accumulé au haut de la cavité. Le temps de travail de la résine a donc été

respecté. Aucune fuite de résine n'a été observée. Trois personnes ont participé à la tâche afin de mener à bien l'injection. La température ambiante était de 22°C lors de cette deuxième étape d'injection.

La température du prototype a été mesurée à partir du début de l'injection. La température a été mesurée à deux endroits. Le premier endroit était du côté intrados à une distance de 10 cm de l'épaule et 60 cm de l'extrémité plafond. La température à ce point était mesurée à la surface de la coque à l'aide d'un thermocouple isolé de l'air ambiant à l'aide de tissus. Le deuxième endroit de mesure était à la même position, mais du côté extrados. Un thermomètre infrarouge a été utilisé pour mesurer la température à cet endroit. La mesure à l'aide du thermocouple s'est avérée être beaucoup plus stable que la mesure infrarouge.

La Figure 5.20 présente le graphique de la température mesurée avec le thermocouple en fonction du temps lors du remplissage de la coque. La température maximale a été atteinte 3,5 heures après le début de l'injection et sa valeur était de 35,3°C. Cette température maximale demeure relativement faible sachant que l'épaisseur de résine à cet endroit est d'environ 2 cm.

Des mesures de température supplémentaires à l'aide du thermomètre infrarouge ont permis d'identifier l'endroit approximatif où la température est la plus élevée par rapport à l'épaule. Cet endroit se trouvait à environ 14 cm de l'épaule et la température y était plus élevée d'environ 1°C.

Un vide de moins de 100 ml s'est créé au haut de la cavité après la deuxième étape d'injection. Ce vide a probablement été créé par l'accumulation de bulles d'air présentes dans la résine et ayant migré vers le haut. Cette cavité a été remplie par coulée.

Pour finaliser le prototype, les plaquettes de polycarbonate ont été décollées de la pièce. Les deux extrémités ont ensuite été découpées à l'aide d'une scie à fer et d'une meuleuse. Enfin, les extrémités ont été ébavurées et poncées.

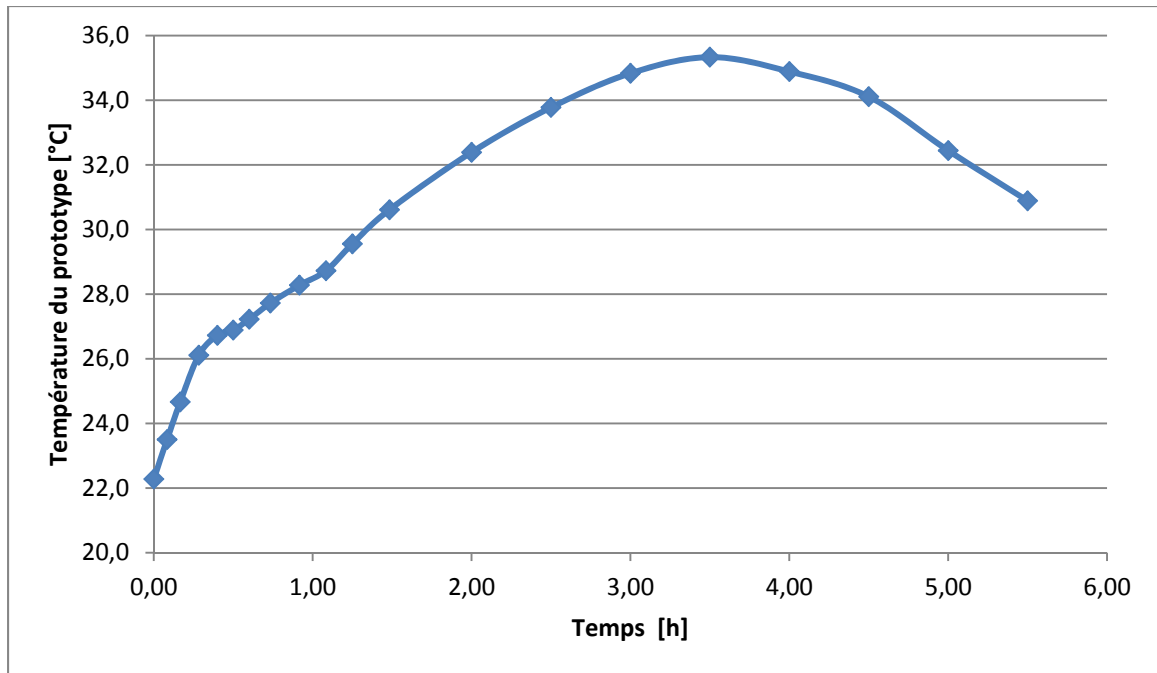


Figure 5.20 Graphique de la température du prototype en fonction du temps lors du remplissage de la coque

## 5.5 Résultat final

Cette section présente le résultat final du prototype. La Figure 5.21 et la Figure 5.22 présentent le prototype sous différents angles. Davantage de photos sont présentées en annexe (*Voir ANNEXE XIV*, p. 229). Notons que GE utilise le même prototype dans le cadre d'un autre projet de recherche et développement en cours. C'est ce projet qui est responsable de la rigole et de l'ouverture que l'on retrouve au centre de l'aube.

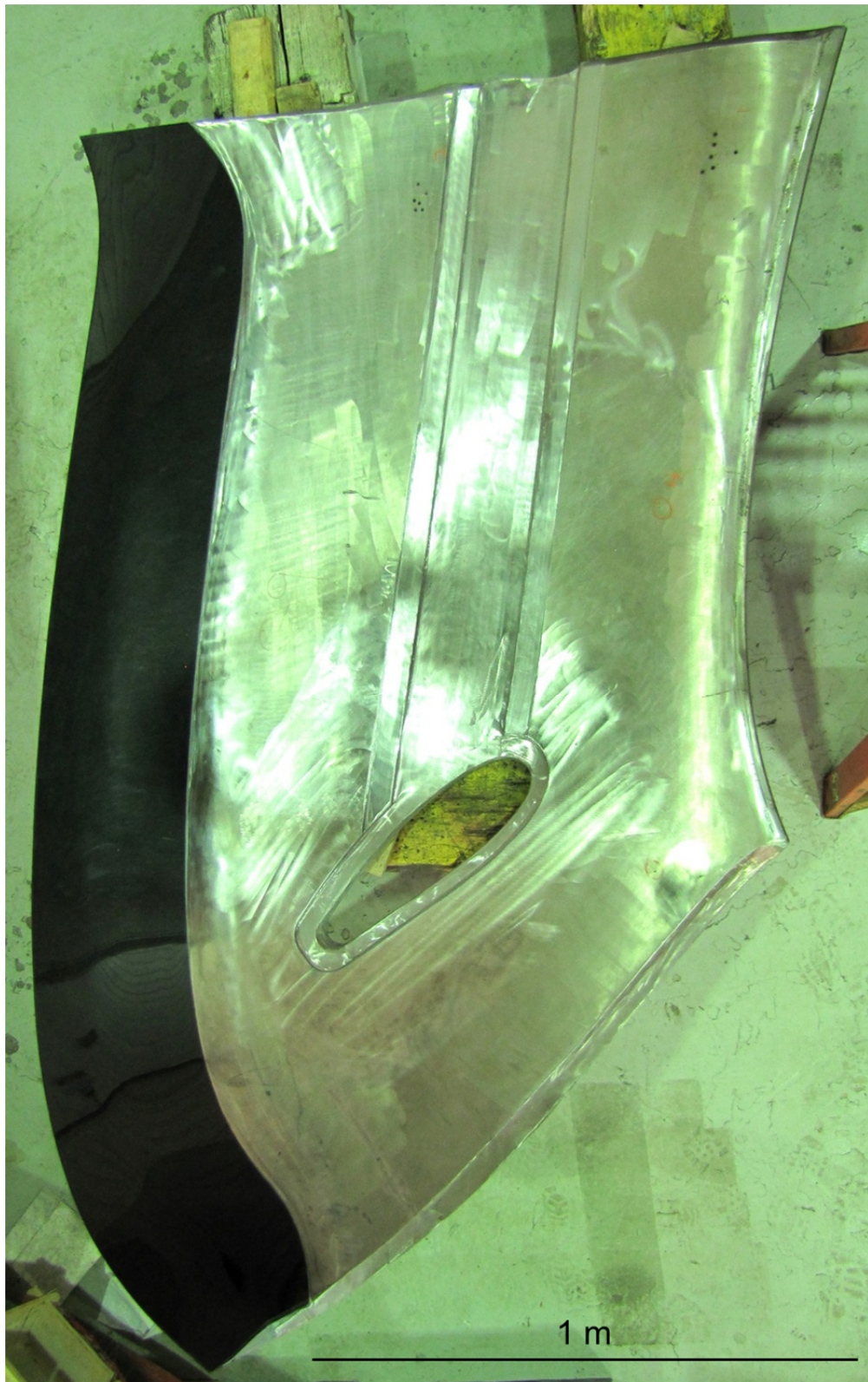


Figure 5.21 Côté intrados du prototype



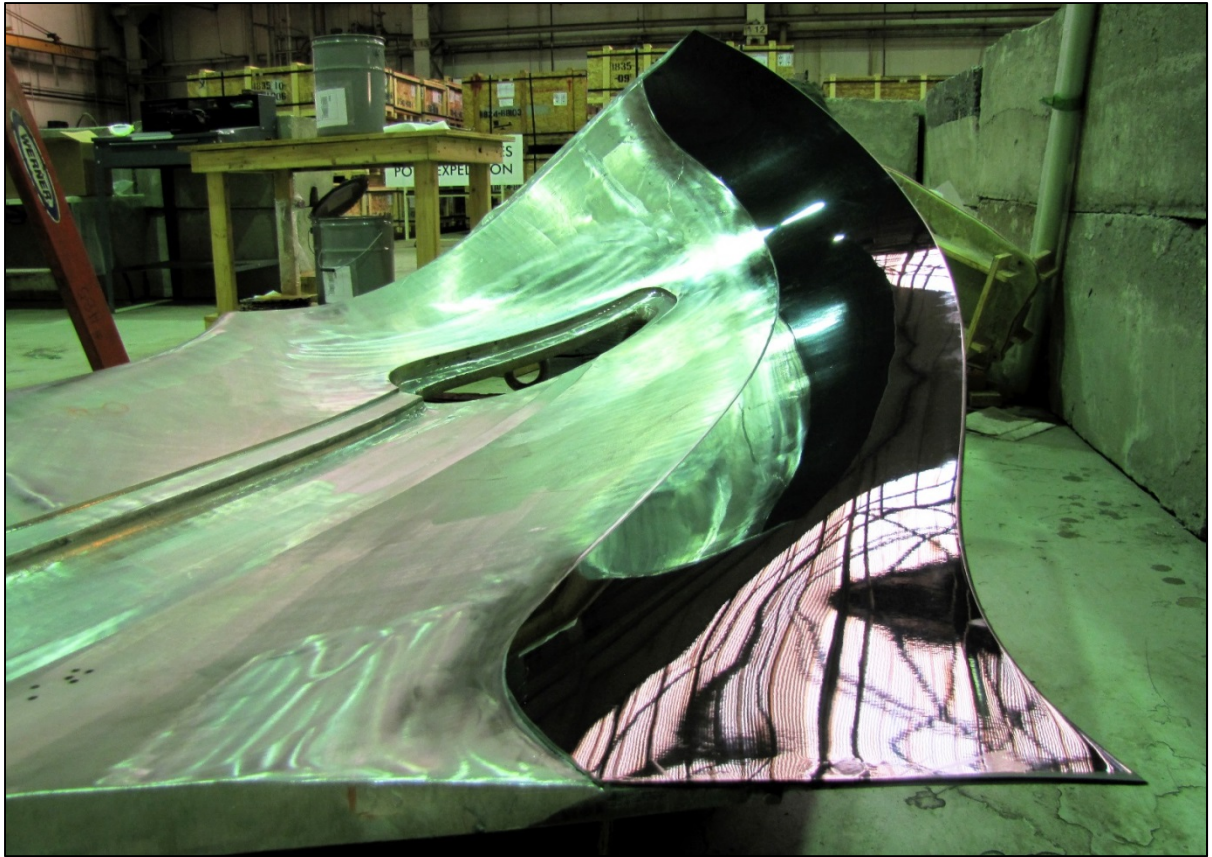


Figure 5.22 Côté intrados du prototype avec vue sur la coque du côté plafond

GE a réalisé l'analyse dimensionnelle du prototype. La Figure 5.23 présente les résultats de cette analyse. Notons que quelques erreurs se sont glissées localement à quelques endroits dans les résultats près du bord de fuite. Cette figure montre qu'une bonne proportion de la surface en matériau composite est à l'extérieur de la surface théorique. Cela s'explique par la forte épaisseur de la coque par rapport à l'épaisseur de conception. Il est également possible d'observer un déplacement vers l'intrados de la coque près de la jonction de la ceinture. Cela est probablement causé par l'erreur sur le positionnement de la coque par rapport à la portion d'acier. Cette différence de positionnement aurait causé une déformation du bord de fuite. Les résultats ne montrent aucune dépression surfacique locale entre l'épaule et le bord de fuite. Cela suggère que la dépression d'air utilisée lors du collage sous vide et le retrait thermique du cœur n'ont pas provoqué de déformations significatives de la coque.

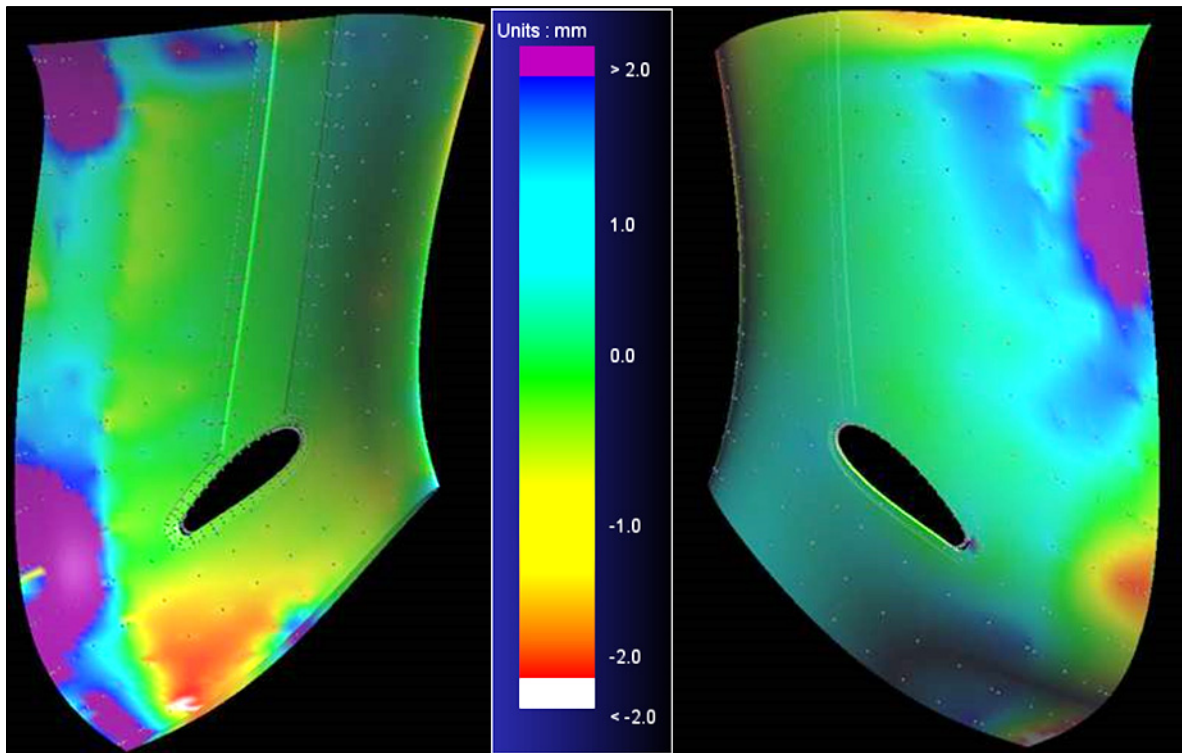


Figure 5.23 Distribution de l'écart entre la géométrie théorique et les points de mesure des côtés intrados (gauche) et extrados (droite) du prototype

## 5.6 Recommandation

Il serait très intéressant d'effectuer des essais non destructifs sur le prototype afin d'évaluer son intégrité mécanique. Ces essais pourraient révéler la présence de défauts tels que des porosités dans le cœur ou bien des zones de fibre non imprégnée dans la coque.



## CONCLUSION

Pour conclure, une aube de turbine hydraulique à bord de fuite mince en matériau composite a été conçue puis fabriquée. En utilisant un matériau composite, il a été possible de diminuer considérablement l'épaisseur de l'aube au bord de fuite par rapport à une aube complètement en acier.

Le concept d'aube élaboré reposait sur l'utilisation d'une coque couvrant l'extérieur d'une portion de l'aube incluant le bord de fuite et composée de fibre de carbone et d'époxy. La coque était assemblée par collage à la portion principale de l'aube en acier inoxydable à l'aide d'un adhésif de type époxy. À l'intérieur de cette coque se trouvait un cœur fait d'époxy chargé.

Des essais de caractérisation ont permis d'observer un impact important d'une immersion prolongée dans l'eau sur les propriétés de certains matériaux. En effet, les époxys de coulée testés ont enregistré des expansions hygroscopiques notables et une diminution importante de leur résistance en traction et de leur module d'élasticité après une immersion de longue durée dans l'eau. Les éprouvettes de joints collés avec des adhésifs de type époxy ont également tous connu une diminution importante de leur résistance mécanique après une immersion prolongée. Enfin, les matériaux composites possédant une matrice d'époxy ont aussi enregistré une diminution significative de leur résistance transversale en traction après une immersion prolongée. Parmi les différents traitements de surface testés, le ponçage au papier abrasif de grain 120 du matériau composite et le grenaillage de l'acier inoxydable se sont avérés les traitements favorisant le plus l'adhésion à ces matériaux. Finalement, la caractérisation des matériaux a permis de quantifier la valeur des propriétés physiques et mécaniques des matériaux retenus pour les incorporer aux modèles numériques.

La modélisation numérique de la roue et d'une portion du bord de fuite de l'aube a permis d'optimiser la géométrie de l'aube et d'évaluer le facteur de sécurité des composants de la roue. Les analyses mécaniques réalisées à l'aide de modèles numériques ont permis d'évaluer

des facteurs de sécurité satisfaisants pour la portion d'acier et la coque de l'aube. Des facteurs de sécurité plus faibles ont été obtenus pour les couches d'adhésif et particulièrement pour le cœur d'époxy. Ces analyses ont montré que l'expansion hygroscopique des matériaux induit d'importantes contraintes dans le cœur dans la zone du joint. Rappelons que l'analyse du cœur d'époxy était probablement trop sévère, car elle ne prenait pas en compte le comportement non linéaire du matériau, la relaxation de ses contraintes ainsi que l'absence de contact direct du matériau avec l'eau.

La fabrication de quatre préprototypes a permis d'identifier quelques difficultés liées à la mise en forme par infusion de la coque en matériau composite. Deux de ces préprototypes ont été soumis à un essai mécanique destructif et le facteur de sécurité d'un premier préprototype n'ayant pas subi de conditionnement a été évalué à 12,8. Le deuxième préprototype a subi une immersion de 90 jours et a connu une diminution de résistance de 21% par rapport au premier préprototype. Ce résultat montre l'effet nuisible de l'eau sur la résistance du concept. La rupture des deux préprototypes a eu lieu à l'intérieur de l'intervalle de chargement prédit à l'aide des modèles numériques du bord de fuite de l'aube.

La concrétisation d'un prototype d'aube complète à bord de fuite mince en matériau composite à échelle réelle a permis de valider la fabricabilité du concept. Les étapes menant au prototype complet ont permis d'identifier des méthodes de fabrication à éviter ou à conserver. Par exemple, l'utilisation d'un moule de coque fait de matériaux composites et polymériques a causé la coque à être environ deux fois plus épaisse que visé par endroit. En revanche, le collage sous vide de la coque à la portion d'acier de l'aube a quant à lui très bien fonctionné.

Les résultats obtenus à travers ce travail permettent de regarder le futur avec beaucoup d'optimisme quant à la réalisation d'une deuxième phase de ce projet explorant davantage le comportement mécanique des matériaux composites sous un chargement hydraulique.

## RECOMMANDATIONS

Plusieurs recommandations ont déjà été faites à travers les différents chapitres de ce texte. Toutefois, d'autres recommandations de nature plutôt générale peuvent être faites. D'abord, au sujet du joint de collage, il serait intéressant de mesurer l'expansion hygroscopique et le module d'élasticité de l'adhésif afin de considérer ces valeurs dans les modèles numériques. En effet, les simulations numériques ont permis d'observer que l'expansion hygroscopique avait énormément d'influence sur les résultats. Malgré le fait que l'adhésif possède une très faible épaisseur, l'expansion dans le plan de la surface d'adhésion influence probablement le comportement mécanique d'un joint immergé. La valeur du module d'élasticité est également une valeur ayant un fort impact sur les résultats, d'où la pertinence de l'évaluer.

Il serait aussi important de caractériser l'adhésion de la résine de coulée du cœur avec l'acier et le matériau composite à l'aide d'essais de joints collés où l'adhésif serait la résine de coulée. Il serait ensuite possible de considérer ces valeurs dans les modèles numériques

Il pourrait être intéressant d'analyser et tester le comportement de diffusion d'humidité à travers le matériau composite et le cœur de polymère de l'aube. Du coup, il pourrait être pertinent de vérifier s'il y a présence de gonflement différentiel. Afin d'éviter complètement le désagrément de l'expansion hygroscopique du cœur d'époxy, une piste de solution serait peut-être d'ajouter un film imperméable à l'humidité au stratifié de la coque pour empêcher la diffusion d'humidité vers le cœur. Cette barrière d'humidité pourrait être un film d'aluminium ou de polyéthylène par exemple. Une alternative à cette solution pourrait être de simplement remplacer le cœur d'époxy par un cœur de polymère insensible à l'humidité comme le polyéthylène ou le polypropylène. Une seconde piste serait d'ajouter un revêtement hydrophobe à la surface de la coque. Il serait aussi très intéressant de tester la résistance du matériau composite à la cavitation et la résistance du joint et du matériau composite à un écoulement d'eau prolongé à haute vitesse.

À travers ce travail, il a été possible d'observer le comportement non linéaire des époxys. Le fait de considérer ce comportement dans les modèles numériques permettrait d'obtenir des résultats plus fidèles à la réalité. De plus, il a été suggéré qu'un phénomène de relaxation des contraintes dans le cœur d'époxy allait faire en sorte de diminuer les contraintes causées par l'expansion hygroscopique progressive dans le temps. Il serait intéressant de caractériser cette relaxation de contrainte.

D'une manière très générale, cette étude a attaqué le comportement statique de l'aube, mais il serait très important de caractériser sa résistance en fatigue et en fluage. L'essai de ces caractéristiques en conditions immergées serait l'idéal.

## ANNEXE I

### CONFIGURATION GÉOMÉTRIQUE DE JOINTS ASSEMBLÉS PAR COLLAGE

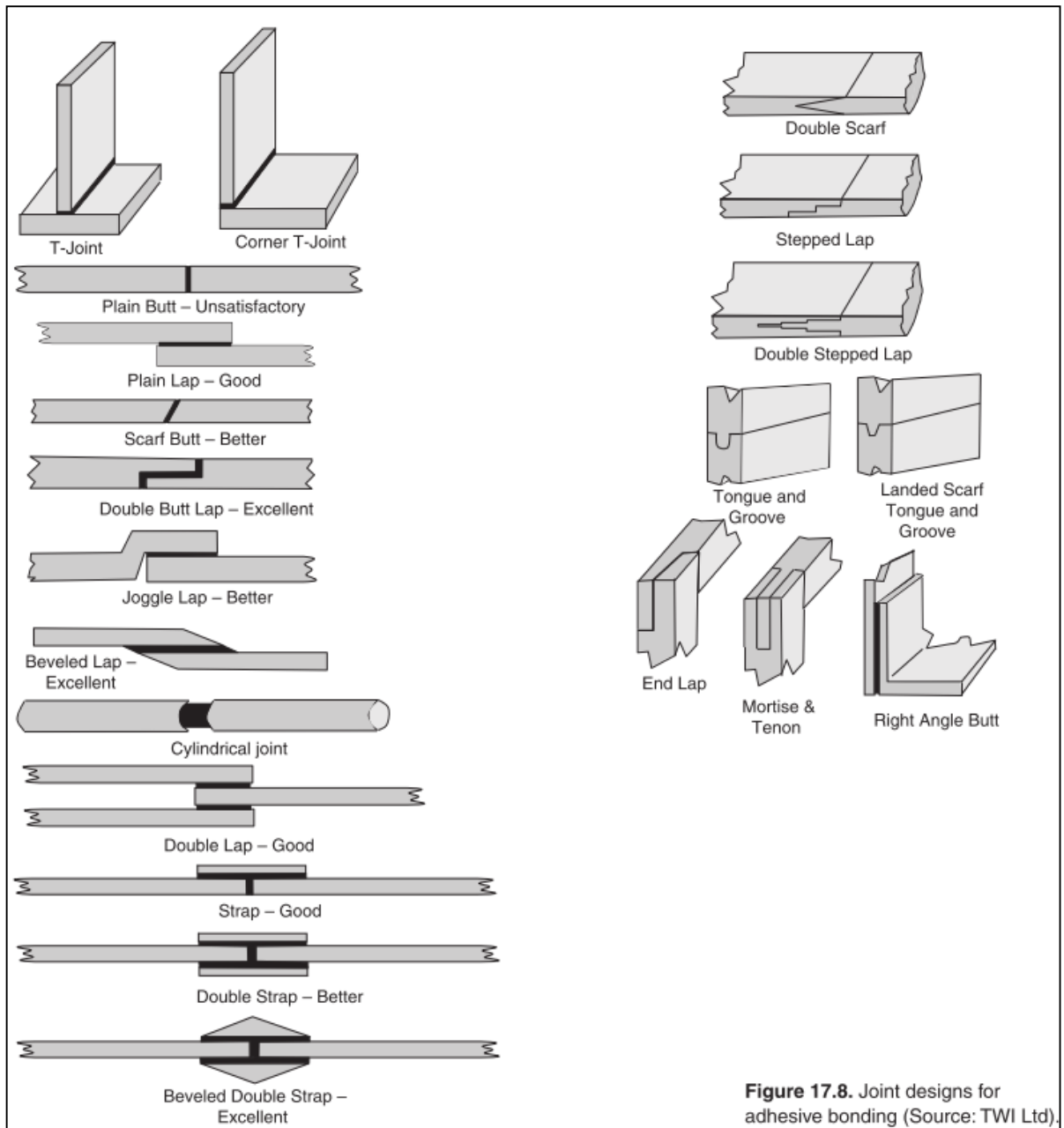


Figure-A I-1 Configurations géométriques de joint collé  
Tiré de Troughton (2008, p. 167)



## ANNEXE II

### CONGÉ DE RACCORDEMENT DE L'AUBE LA ROUE À ABFM EN ACIER À LA JONCTION DU PLAFOND

Le rayon du congé de raccordement en plafond de la roue à ABFM en acier suit la loi spécifiée au Tableau-A II-1. Dans ce tableau sont indiquées les positions relatives à la longueur de l'arête de jonction de l'aube où « 0 » correspond au point du bord de fuite côté extrados et « 1 » correspond au point du bord de fuite côté intrados. La Figure-A II-1 suivante illustre la position des points de transition du rayon de raccordement.

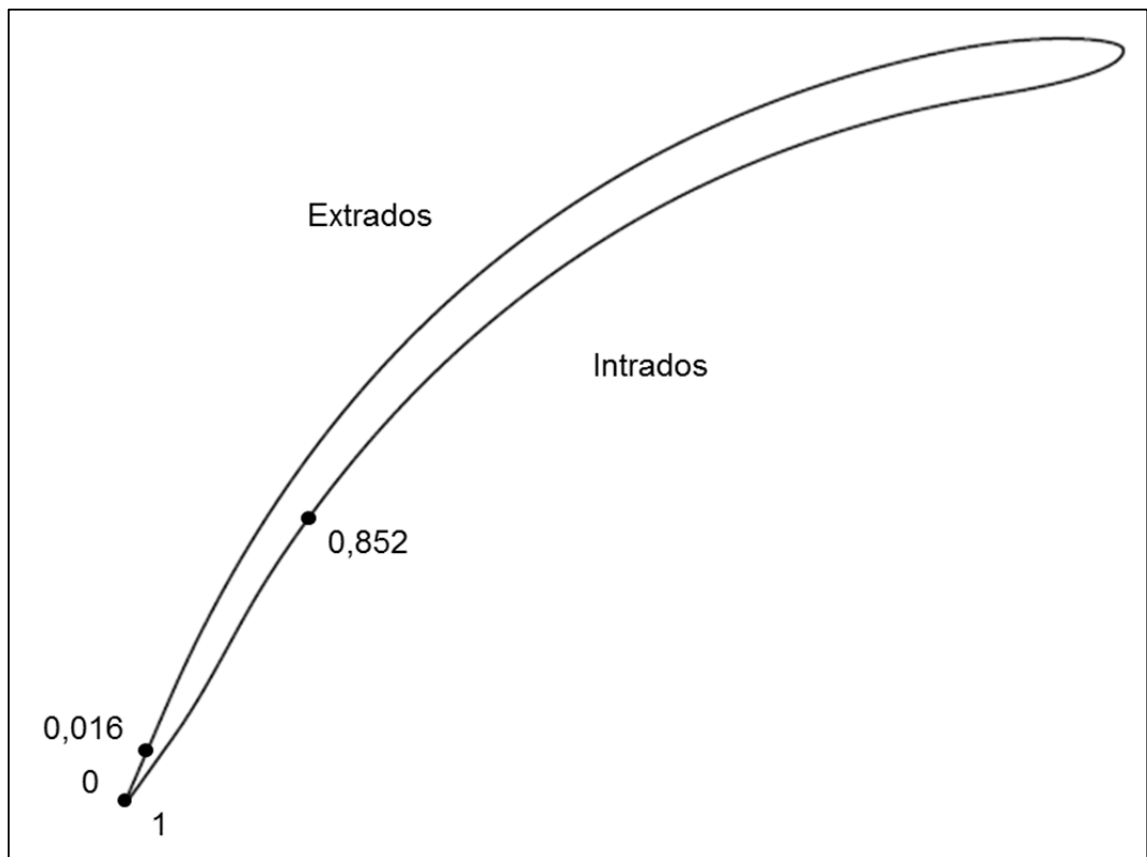


Figure-A II-1 Définition des positions sur l'arête de jonction de l'aube et du plafond de la roue à ABFM en acier

Tableau-A II-1 Rayon du congé de raccordement en  
plafond de la roue à ABFM en acier selon la  
position relative

Position relative		Rayon [mm]		Fonction de transition
De	À	De	À	
0	0,016	5	25,4	Linéaire
0,016	0,852	25,4		-
0,852	1	25,4	31,8	Linéaire



### ANNEXE III

#### SIMULATION NUMÉRIQUE DE L'ESSAI PRÉLIMINAIRE DE JOINTS COLLÉS

Description du modèle :

- Modèle bidimensionnel (Épaisseur considérée : 25,4 mm)
- Matériaux :
  - Acier (Plaquette 1) :
    - Module d'élasticité : 200 GPa
    - Coefficient de Poisson : 0,3
  - Matériau composite :
    - Élasticité isotrope
    - Module d'élasticité : 100 GPa
    - Coefficient de Poisson : 0,35
  - Adhésif :
    - Épaisseur : 0,2 mm
    - Module d'élasticité : 3 GPa
    - Coefficient de Poisson : 0,4
- Type d'éléments : hexaèdres (Puisque quasi 2D)
- Aucune étude de convergence effectuée
- Conditions aux frontières et condition de chargement (Voir Figure-A III-1) :
  - Arrête A : Support fixe ( $U_x = U_y = R_z = 0$ )
  - Arrête B :
    - Déplacement distant :  $U_y = R_z = 0$  ;  $U_x$  = libre
    - Force :  $F_x = 7530$  N (Force maximale à la rupture de l'essai)

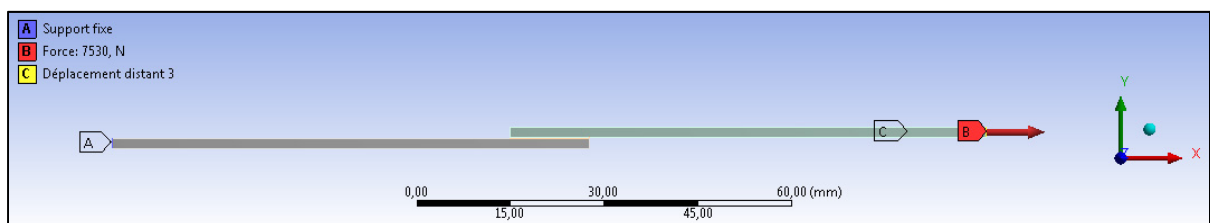


Figure-A III-1 Conditions aux frontières et condition de chargement du modèle

La Figure-A II-1 présente la distribution de la contrainte von Mises dans la plaquette d’acier d’un des cas modélisés de l’essai.

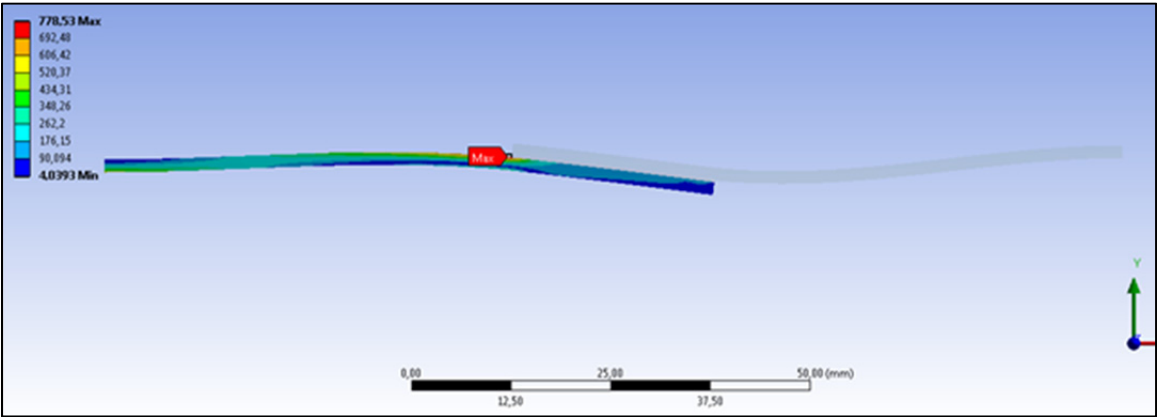


Figure-A III-2 Distribution de la contrainte von Mises dans la plaquette d'acier du modèle

Le Tableau-A III-1 présente les résultats numériques de contrainte von Mises maximale dans l’acier selon la longueur du recouvrement et le matériau de la deuxième plaquette du joint. Sachant que la limite d’élasticité de l’acier utilisé est de 550 MPa, l’amplitude de la contrainte évaluée numériquement indique que les éprouvettes subissent effectivement une déformation plastique.

Tableau-A III-1 Contrainte von Mises maximale dans l'acier selon différentes configurations de joint collé

Longueur du recouvrement	Matériau de la plaquette 2	Force appliquée [N]	Contrainte von Mises maximale dans l’acier [MPa]
1 po	Composite	8753	779
1 po	Acier	8753	745
0,5 po	Composite	7530	788
0,5 po	Acier	7530	743

La Figure-A III-3 présente l’image d’une éprouvette de joint collé un instant avant la rupture lors de l’essai mécanique. La Figure-A III-4 illustre la superposition des images expérimentale et numérique d'un joint collé à chargement maximum. On observe visuellement une bonne correspondance entre les déformations numérique et expérimentale.

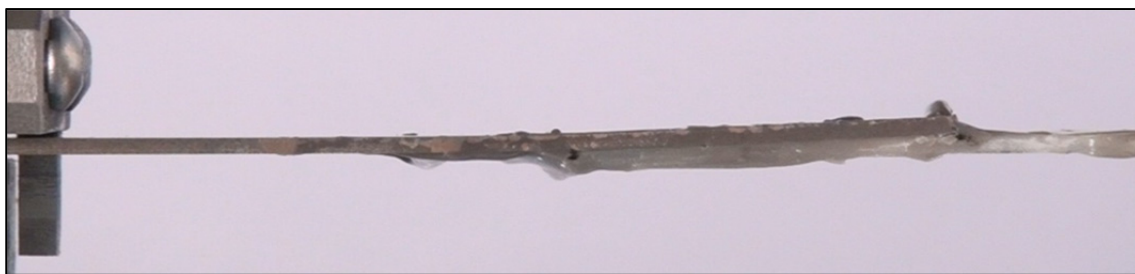


Figure-A III-3 Éprouvette de joint collé quelques instants avant la rupture

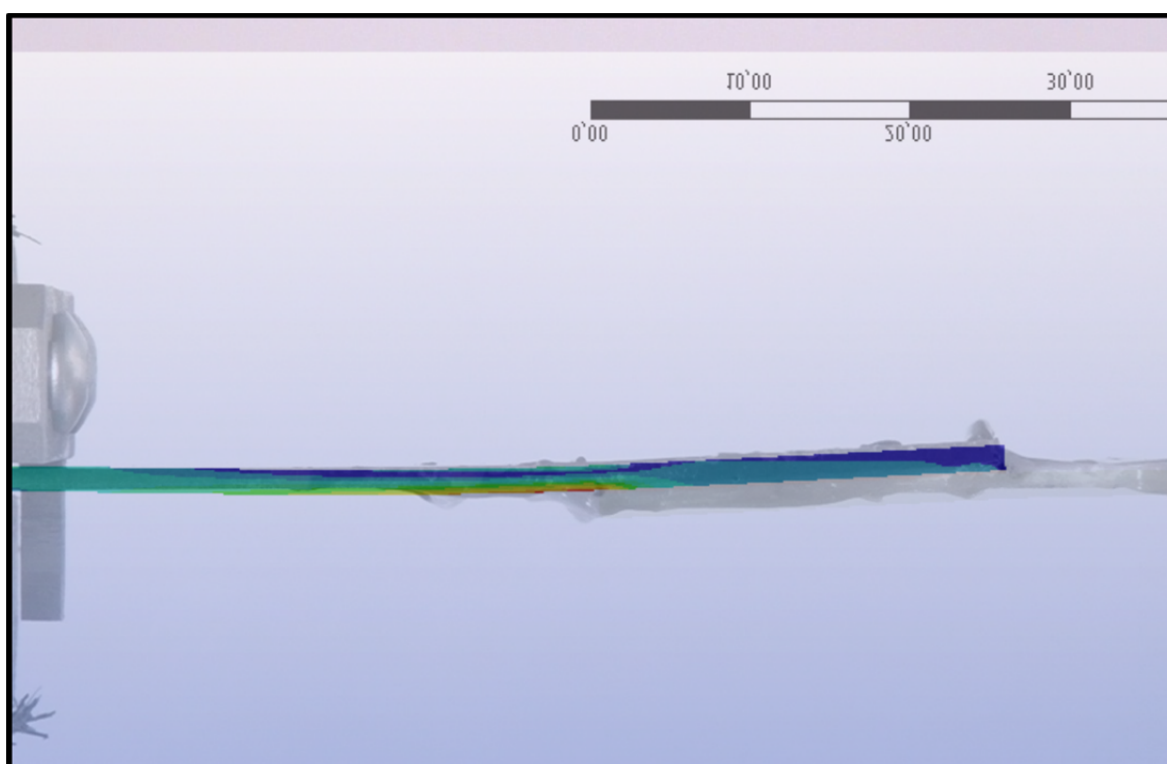


Figure-A III-4 Superposition des images expérimentale et numérique d'un joint collé à chargement maximum



## ANNEXE IV

### DÉTAILS DU MODÈLE DE ROUE À ABFM EN ACIER

#### Condition de symétrie cyclique

À la Figure-A IV-1, l'axe « Z » est défini comme l'axe de symétrie cyclique. Les surfaces en bleu sont liées en déplacement et en rotation avec les surfaces correspondantes en rouge.

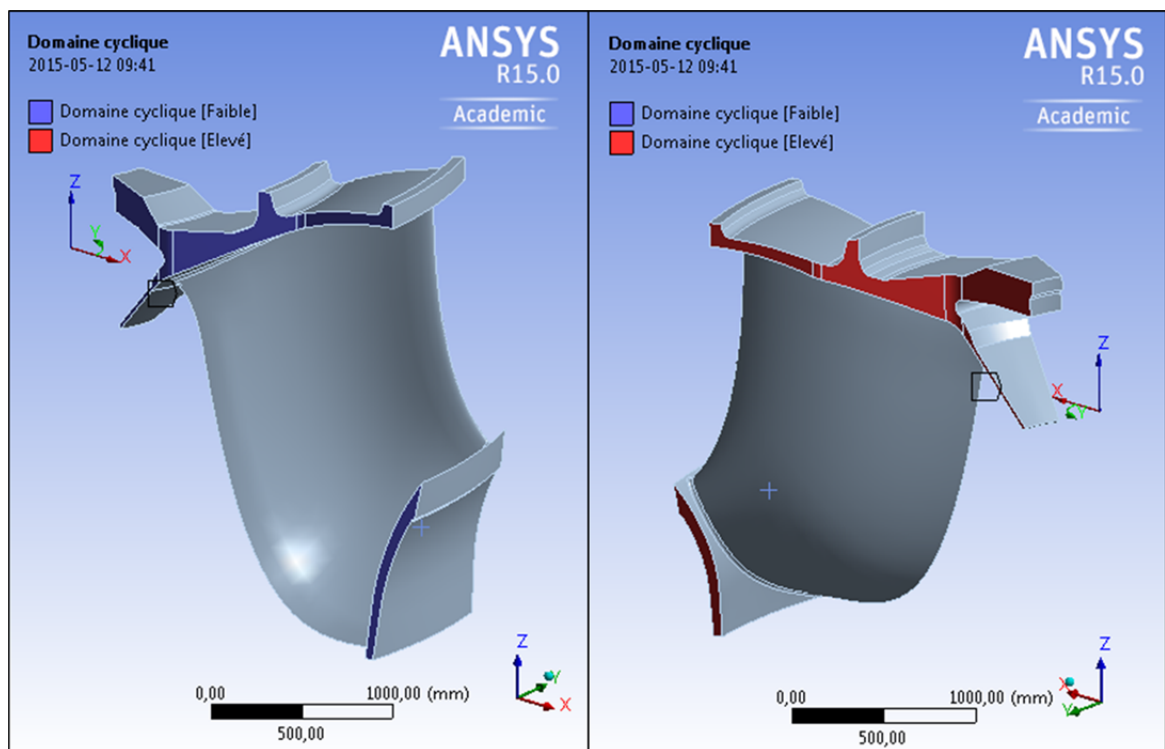


Figure-A IV-1 Condition de symétrie cyclique du modèle

#### Champs de pression

Le champ de pression complet est séparé en sept champs de pression pour l'intégration au modèle tel que schématisé à la Figure-A IV-2. Les champs de pression sont importés en format « .csv » sous forme de nuage de point où chaque point possède une pression ponctuelle. Le champ de pression est évalué à partir des points de pression par triangulation. C'est pour cette raison qu'il est préférable de séparer le champ de pression sur les différentes

surfaces. De cette façon, on évite que les points de pression d'une surface viennent influencer le champ de pression d'une autre surface se situant à proximité. Voici comment est séparé le champ de pression sur les différentes surfaces de la roue :

- Intrados
- Extradados
- Ceinture intérieure
- Ceinture extérieure
- Plafond intérieur
- Plafond extérieur
- Cône

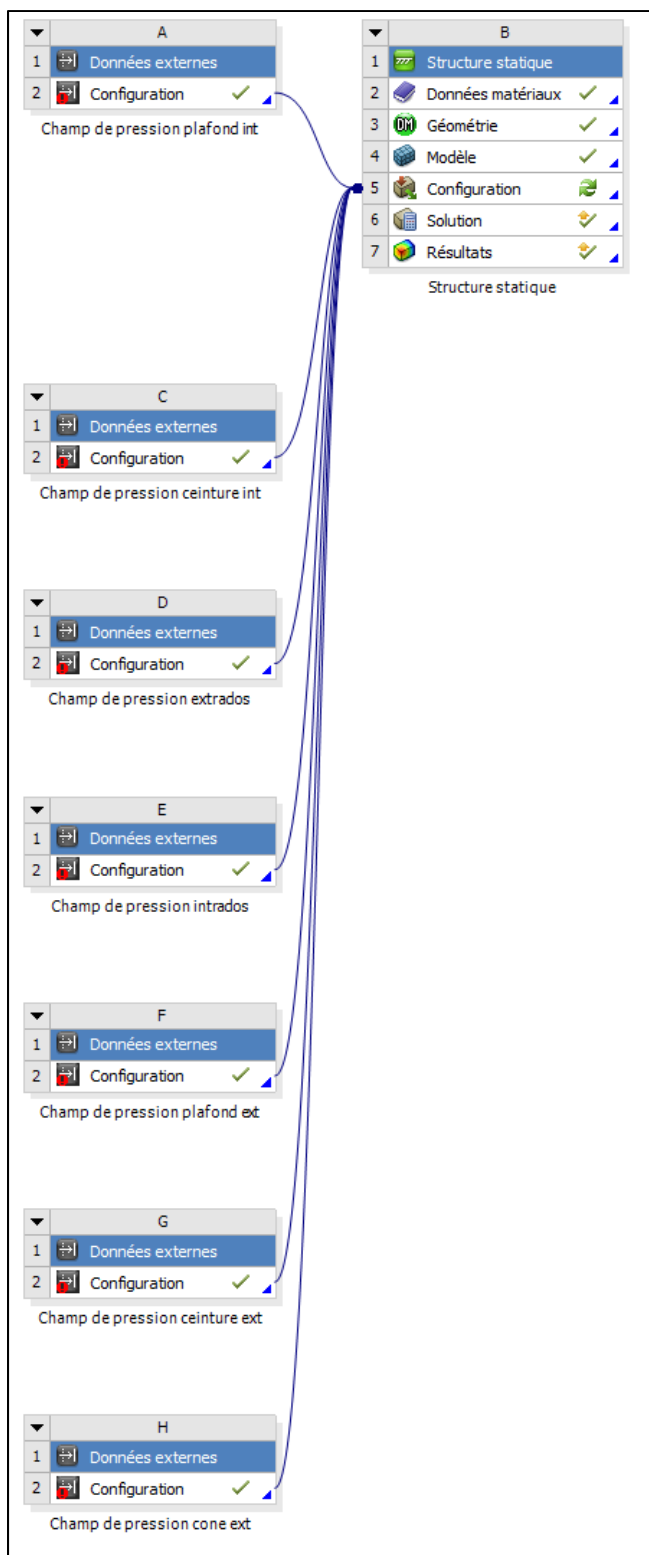


Figure-A IV-2 Schéma du modèle de roue à ABMF en acier





## ANNEXE V

### ANALYSE DE CONVERGENCE DU MODÈLE DE ROUE AVEC ABFM EN ACIER

Tableau-A V-1 Analyse de convergence de la contrainte von Mises maximale en conditions normales d'opération

Taille éléments roue [mm]	Taille éléments aube [mm]	Taille éléments locale [mm]	Nb d'éléments	Contrainte max [MPa]	Variation contrainte
100	100	100	-	267,79	-
100	50	20	19 436	390,1	45,67%
100	50	15	-	388,72	-0,35%
100	35	10	51 115	391,05	0,60%

Tableau-A V-2 Analyse de convergence de la contrainte von Mises maximale en conditions d'emballement

Taille éléments roue [mm]	Taille éléments aube [mm]	Taille éléments locaux [mm]	Nb d'éléments	Contrainte max [MPa]	Variation contrainte
100	150	-	2828	69,69	-
100	80	-	4868	71,183	2,1%
100	80	40	5347	70,986	-0,3%
100	80	20	7627	71,06	0,1%



## ANNEXE VI

### PROGRAMME MATLAB DE TEST D'HYPOTHÈSE SUR DEUX MOYENNES

Nom du fichier : Deux\_moyenne.m

```
%% On test si la moyenne 2 est plus élevé que la moyenne 1

clc
clear

%% Intrants

% !!! Attention, l'ordre des deux échantillons est très important!!! On
% test si la moyenne 2 est plus élevé que la moyenne 1.

% Échantillon 1

% Données brutes
% N1 = [0];
% xbar1 = mean(N1) % Moyenne 1
% s1 = std(N1);    % Écart-type 1
% n1 = length(N1); % Taille de l'échantillon 1

% Valeurs statistiques
xbar1 = 2.6;        % Moyenne 1
s1 = 5.9;           % Écart-type 1
n1 = 79;            % Taille de l'échantillon 1

% Échantillon 2

% Données brutes
% N2 = [0];
% xbar2 = mean(N2) % Moyenne 2
% s2 = std(N2);    % Écart-type 2
% n2 = length(N2); % Taille de l'échantillon 2

% Valeurs statistiques
xbar2 = 4.7;        % Moyenne 2
s2 = 7.2;           % Écart-type 2
n2 = 77;            % Taille de l'échantillon 2

%% Initialisation des variables

alpha = 0;          % Probabilité de conclure à tort que la la moyenne 2
                    % est supérieure à la moyenne 2
valeur_p = 0;       % Valeur-p
F = 0;              % Constante de la loi de Fisher
fT = 0;             % Facteur de la distribution de Student
```

```

nu = 0;           % nu
confiance = 0;    % Probabilité de ne pas commettre l'erreur alpha
sp = 0;           % Écart-type échantillonnal combiné des deux
                  % échantillons
Tobs = 0;         % Statistique observée du test

%% Test d'hypothèse sur les variances

% Il faut d'abord déterminer si nous pouvons considérer la variance de la
% population 1 égale à celle de la population 2.

disp('Test d\'hypothèse sur les variances :')
disp(' ');
% H0 : (Sigma^2)_1 = (Sigma^2)_2
% H1 : (Sigma^2)_1 ~= (Sigma^2)_2

F = s1^2 / s2^2;

if F >= 1
    valeur_p = 2 * (1 - fcdf(F,n1 - 1,n2 - 1));
end

if F < 1
    valeur_p = 2 * fcdf(F,n1 - 1,n2 - 1);
end

%% Test d'hypothèse sur les moyennes (variances considérées égales)

if valeur_p >= 0.2

    disp('La variance des populations sont inconnues,')
    disp('mais peuvent être considérées égales, puisque')
    disp('la valeur_p est supérieure ou égale à 0.2.')
    disp(' ')

    sp = sqrt(((n1 - 1) * s1^2 + (n2 - 1) * s2^2) / (n1 + n2 - 2));
    fT = 1 / (sp * sqrt(1/n1 + 1/n2));
    nu = n1 + n2 - 2;
    Tobs = (xbar1 - xbar2) * fT;
    alpha = tcdf(Tobs,nu);

end

%% Test d'hypothèse sur les moyennes (variances considérées différentes)

if valeur_p < 0.2

    disp('La variance des populations sont inconnues et,')
    disp('considérées différentes, puisque la valeur_p')
    disp('est inférieure à 0.2.')
    disp(' ')

```

```

    fT = 1 / sqrt(s1^2 / n1 + s2^2 / n2);
    nu = (s1^2 / n1 + s2^2 / n2) ^ 2 / ...
        ((s1^2 / n1) ^ 2 / (n1 - 1) + (s2^2 / n2) ^ 2 / (n2 - 1));
    Tobs = (xbar1 - xbar2) * fT;
    alpha = tcdf(Tobs,nu);

end

%% Affichage du résultat

confiance = num2str((1- alpha) * 100);
disp('Test d`hypothèse sur les moyennes :')
disp(' ')
disp('La moyenne de la population 2 est donc plus')
disp('élevée que celle de la population 1 à un')
Resultat_alpha = ['niveau de confiance de ' confiance,'%'];
disp (Resultat_alpha)

```

<Affichage du résultat>

Test d`hypothèse sur les variances :

La variance des populations sont inconnues et,  
considérées différentes, puisque la valeur\_p  
est inférieure à 0.2.

Test d`hypothèse sur les moyennes :

La moyenne de la population 2 est donc plus  
élevée que celle de la population 1 à un  
niveau de confiance de 97.5762%.  
>>



## ANNEXE VII

### ÉVALUATION DU COUPLE DE SERRAGE DES BOULONS DES SERRE-JOINTS DES JOINTS COLLÉS

Essai :

- Description : collage de petits échantillons de joints collés afin d'évaluer le couple de serrage des boulons des serre-joints pour obtenir une épaisseur d'adhésif adéquate.
- Une éprouvette testée par cas
- Substrat : plaquette de matériau composite de 12,7 mm par 25,4 mm minimum
- 6 mesures d'épaisseur par éprouvette
- Méthode de mesure de l'épaisseur d'adhésif : microscope optique

Tableau-A VII-1 Couples de serrage retenus selon de l'adhésif

Identification	Viscosité [cP]	Plage d'épaisseur recommandée [μm]	Couple de serrage retenu [oz po]
X	125 000	51 à 102	12
Y	Thixotropique (Résine : 100 000)	51 à 102	5
Z	Résine : 67 500 Durcisseur : 7000	76 à 229	1

Tableau-A VII-2 Épaisseur de la couche  
d'adhésif des éprouvettes de joint collé  
d'adhésif X en fonction du couple de serrage  
des boulons des serre-joints

Éprouvette	Couple [oz po]	Épaisseur [μm]	
		Moy.	Écart-type
X-0,5	8	71	6,0
X-1,5	24	57	6,5
X-3	48	43	9,8
X-6	96	32	4,7

Tableau-A VII-1 Épaisseur de la couche  
d'adhésif des éprouvettes de joint collé  
d'adhésif Y en fonction du couple de serrage  
des boulons des serre-joints

Éprouvette	Couple [oz po]	Épaisseur [μm]	
		Moy.	Écart-type
Y-3	3	84	1,6
Y-6	5	65	2,7
Y-12	12	68	9,5

Tableau-A VII-2 Épaisseur de la couche  
d'adhésif des éprouvettes de joint collé  
d'adhésif Z en fonction du couple de serrage  
des boulons des serre-joints

Éprouvette	Couple [oz po]	Épaisseur [μm]	
		Moy.	Écart-type
Z-1	1	119	27,3
Z-2	2	42	5,8
Z-4	4	33	3,2



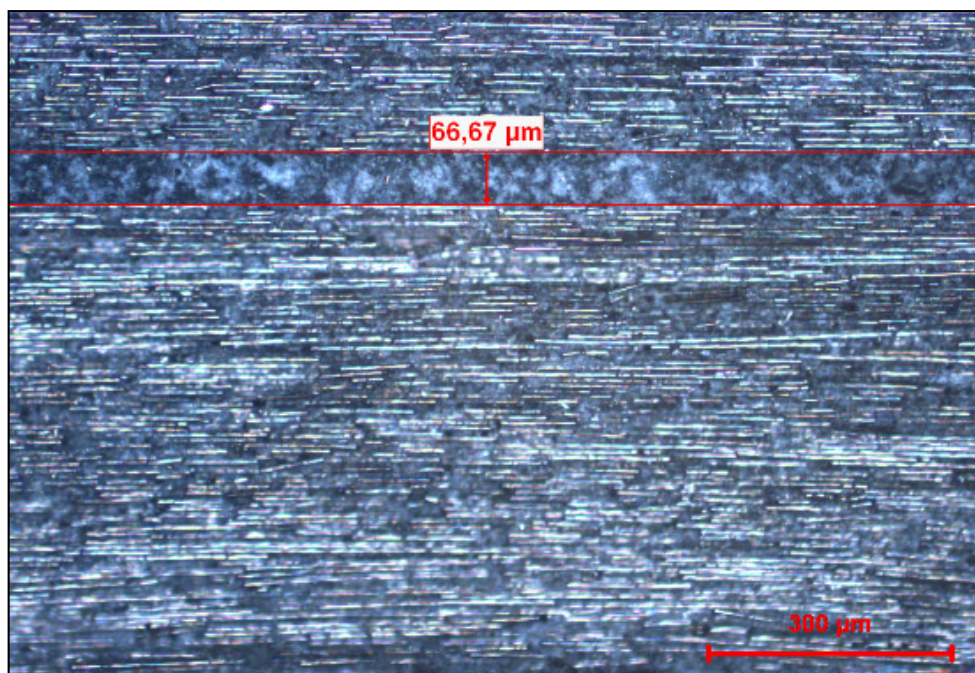


Figure-A VII-1 Mesure de l'épaisseur d'une éprouvette d'adhésif Y au microscope optique



## ANNEXE VIII

### FABRICATION DU MOULE DE LA COQUE DU PROTOTYPE

#### Fabrication du moule modèle

Une première version du modèle numérique tridimensionnel de la coque a été envoyée à CNC Composites lors de la demande de soumission. Cette version possédait la position originale de l'épaulement de la coque à la portion en acier. L'entreprise a utilisé ce modèle afin de construire un modèle numérique préliminaire du moule modèle aux fins de soumission. Heureusement, le déplacement de l'épaulement n'impliquait qu'un retranchement de matière de la coque. Ainsi, aucune modification du modèle de CNC Composites n'était nécessaire. La Figure-A VIII-1 présente la version numérique du moule modèle. Puisque la coque occupe un grand volume, il n'était pas envisageable d'usiner le modèle à partir d'un seul bloc de matière brute. Il a donc été choisi d'utiliser de la matière brute de 1 po d'épais. De là proviennent les lignes horizontales du modèle numérique du moule modèle.

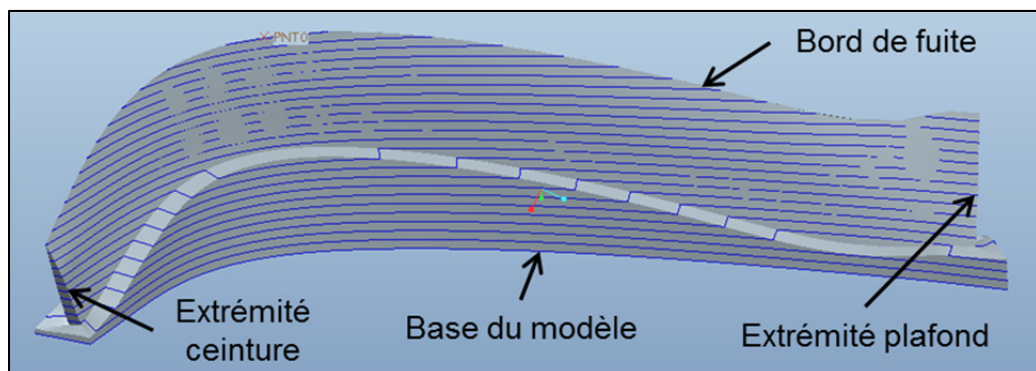


Figure-A VIII-1 Côté intrados de la version numérique du moule modèle

Chaque pièce du modèle a d'abord été découpée à la fraiseuse en considérant un surplus de matière. Trois matériaux différents ont été utilisés pour fabriquer les pièces du moule modèle. Les étages de la base du modèle ont été fabriqués à l'aide de panneaux de fibre à

densité moyenne. Ce matériau est peu dispendieux et relativement rigide. Des panneaux de mousse polyuréthane à densité élevée ont été utilisés pour fabriquer les pièces du bord de fuite. Possédant une plus grande résistance que celle des panneaux de fibre, la mousse polyuréthane à densité élevée est moins sujette à casser lors de l'usinage et la manipulation du modèle. Des panneaux de mousse polyuréthane à densité moyenne ont été utilisés pour fabriquer certaines autres pièces du modèle. Cette mousse a été utilisée pour la fabrication de pièces minces, mais aucune ne formait le bord de fuite. Ensuite, les pièces ont été assemblées pour former le montage du moule modèle. Des goujons assuraient le positionnement des pièces les unes par rapport aux autres tandis que la résine époxy Citadel 14-08 a été utilisée afin de coller les pièces ensemble. La Figure-A VIII-2 montre l'assemblage du montage du moule modèle.

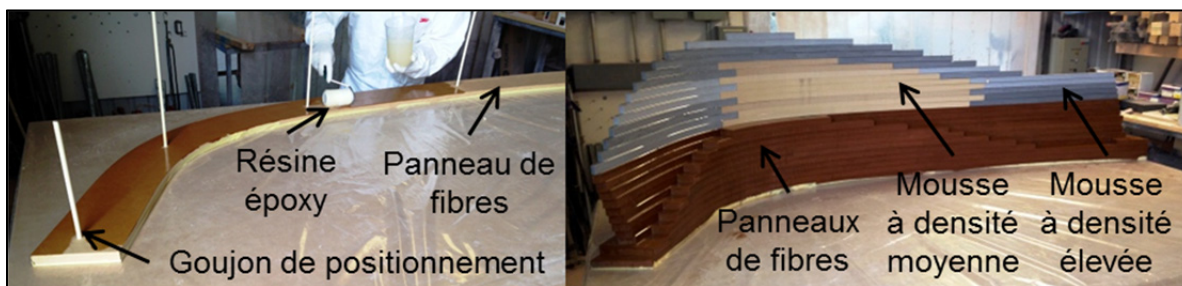


Figure-A VIII-2 Assemblage du montage du moule modèle

La prochaine étape consistait à usiner le montage du modèle. La tâche a été réalisée par CNC Composites à l'aide d'une fraiseuse à commande numérique à cinq axes. La Figure-A VIII-3 montre le montage du modèle en cours du fraisage. CNC Composites avait soulevé son inquiétude par rapport à l'usinage de la faible épaisseur d'environ 1 mm au bord de fuite, mais aucun problème n'est survenu.

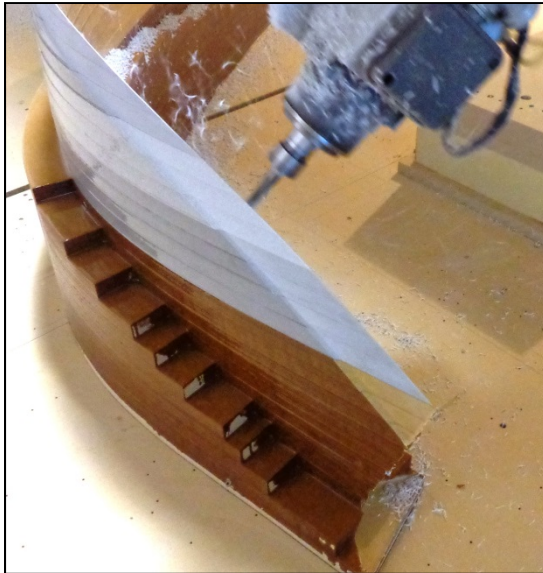


Figure-A VIII-3 Usinage du moule modèle

Le modèle était ensuite poncé manuellement au papier abrasif de grain 120 afin d'uniformiser la surface et d'identifier les défauts. Puis, ces défauts étaient corrigés à l'aide d'une pâte de correction. Ensuite, un agent de scellement était appliqué sur le modèle. Cet agent permettait de préparer la pièce pour recevoir un apprêt. La Figure-A VIII-4 présente le modèle avec les défauts corrigés et avec l'agent de scellement.



Figure-A VIII-4 Côté intrados du moule modèle avec défauts corrigés à la pâte (traces vertes) et avec agent de scellement



L'étape suivante consistait à appliquer la couche d'apprêt sur le modèle. L'apprêt était fait des produits Duratec 707-002 et Duratec 904-001. Cette couche d'apprêt était ensuite poncée manuellement au papier abrasif de grain 240, 400 puis 600. Puis, la couche d'apprêt a été polie à la polisseuse orbitale avec le produit Profile 300 Rapid Cut Compound qui possède un grain de 1000. La Figure-A VIII-5 montre le modèle après le polissage.



Figure-A VIII-5 Côté intrados du moule modèle après polissage

### **Fabrication de la portion femelle du moule**

La prochaine étape consistait à fabriquer la portion femelle du moule. Cette portion femelle était constituée de deux pièces soit les côtés intrados et extrados. Ces moules étaient faits de composite de fibre de verre et d'époxy et renforcés par des renforts de bois.

Le moule modèle a d'abord été nettoyé soigneusement à l'aide du nettoyant Frekote PMC Mold Release Cleaner. L'agent de scellement Frekote FMS Mold Release Sealer a ensuite été appliqué. Puis quelques couches de cire de démoulage TR-104 ont été appliquées.

La mise en forme de la pièce extrados du moule femelle a été effectuée en premier. Afin de faire la mise en forme des brides formant toute la périphérie du moule, une fausse bride a été assemblée du côté intrados du modèle, tel que montré à la Figure-A VIII-6.

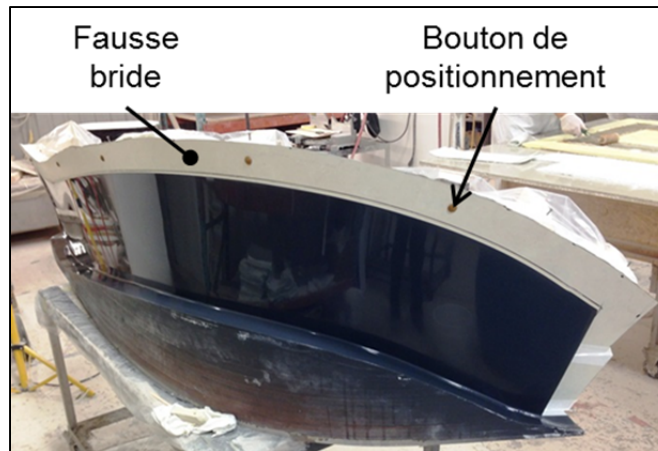


Figure-A VIII-6 Côté extrados de moule modèle avec la fausse bride

Des boutons de positionnement ont été assemblés sur la fausse bride. Ces boutons allaient être reproduits sur le moule dans le but de permettre de positionner les deux pièces du moule femelle une par rapport à l'autre lors de la mise en forme de la coque.

Ensuite, l'enduit gélifié 501-165 de CCP-Composites a été appliqué sur le côté extrados du modèle et sur la fausse bride. Après la solidification de l'enduit, il s'agissait de laminier la pièce du moule. Le laminage était constitué en ordre chronologique de laminage d'une couche de mat de 1 oz, d'une couche de mat de 1,5 oz, d'une couche de tissu de 10 oz suivi de neuf couches de tissu de 18 oz. Enfin, les renforts de bois étaient assemblés et collés à la pièce de moule à l'aide de morceaux de tissu de fibre de verre imprégnés d'époxy. La Figure-A VIII-7 présente le modèle avec la pièce extrados du moule dépassant à l'arrière.

Pour la mise en forme de la pièce intrados du moule, aucune fausse bride n'était nécessaire, puisqu'il était possible de laminier directement sur la bride de la pièce extrados du moule. Cette bride a d'abord été traitée à l'aide des agents de démoulage avant de procéder à la mise en forme. De plus, d'autres boutons de positionnement ont été assemblés à la bride intrados du moule modèle afin de positionner la pièce intrados du moule femelle par rapport au futur moule mâle. La suite de la mise en forme de la pièce intrados du moule était identique à celle de la pièce extrados.

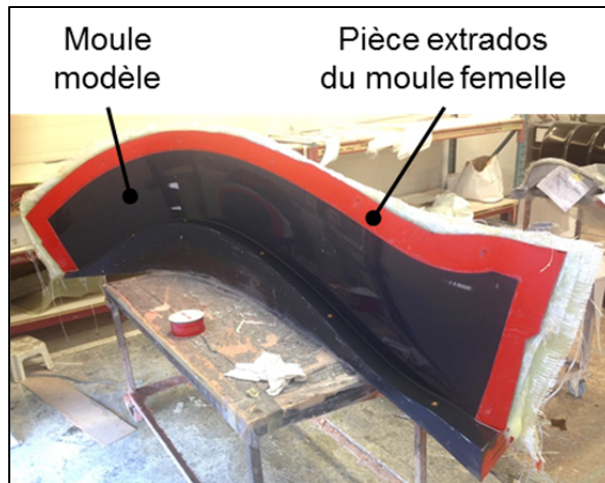


Figure-A VIII-7 Intrados du moule modèle avec la pièce extrados du moule femelle située à l'arrière

Certains défauts qui étaient présents à la surface du modèle ont été reproduits sur les deux pièces du moule femelle. Malgré leur fini de surface acceptable, la surface de ces pièces de moule a été poncée au papier abrasif de grain 600 et polie afin de faire disparaître les défauts.

### **Fabrication de la portion mâle du moule**

L'étape suivante consistait à transformer le moule modèle en la portion mâle du moule. Pour ce faire, il s'agissait de retirer 2,1 mm de matière sur les côtés intrados et extrados du moule modèle. Cette tâche a été réalisée en usinant de nouveau la pièce sur la fraiseuse à cinq axes telle que montrée à la Figure-A VIII-8.



Figure-A VIII-8 Usinage de la portion mâle du moule



Ensuite, les mêmes étapes de fabrication que pour le moule modèle ont été réalisées pour le moule mâle. Ces étapes incluent le ponçage au papier abrasif de grain 120 jusqu'au polissage de la pièce. Cependant, la pièce n'a pas été poncée au papier abrasif de grain 600 avant le polissage. En fait le papier de grain 400 était le papier le plus fin utilisé pour cette pièce.



## ANNEXE IX

### PROCÉDURE D'ASSEMBLAGE ET DE REMPLISSAGE DU PROTOTYPE D'AUBE

#### Matériel nécessaire

Fournit par l'atelier d'usinage de GE :

Qté	Matériel	ÉPI requis
1	Escabeau de minimum 1,8 m	s.o.
Surface de 15 m <sup>2</sup>	Plastique d'emballage de roues (blanc)	s.o.
1	Meuleuse électrique	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Masque de protection respiratoire à poussière</li> <li>• Gants</li> </ul>
1	Rallonge électrique (minimum 30 pieds)	s.o.
Tel que requis	Chiffons propres	s.o.
2	Clé à molette (8 à 12 po de longueur)	s.o.
1	Perceuse électrique	s.o.
1	Balance électronique (capacité minimum de 500 g)	s.o.

Autre matériel fournit par le GTC :

Qté	Matériel	ÉPI requis
1	Aube d'acier R et D	s.o.
1	Coque en fibre de carbone	s.o.
1	Moule	s.o.
1	Couteau à lame rétractable	s.o.
1	Ciseaux	s.o.
2 L	Acétone	Gants
1	Pistolet à adhésif	s.o.
1	Ruban à masquer de 2 po	s.o.
20	Bâton à peinture	s.o.
1	Grattoir	s.o.
2	Feuilles de mousse	s.o.
12	Cales bisotées	s.o.
1	Meule de diamant	s.o.
400 ml	Adhésif Z	Gants
3	Mélangeur statique	s.o.
4	Pinceaux	s.o.
3	Spatule	s.o.
8	Serre-joints de 24 po	s.o.
2	Serre-joints	s.o.

1	Plaque plafond	s.o.
1	Plaque ceinture	s.o.
1	Pince-étau à bec long	s.o.
10 pieds	Tube 3/8 po	s.o.
1	Seau de 18 L	s.o.
1	Mélangeur à peinture	s.o.
1	Système d'injection d'époxy	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Manches longues</li> <li>• Tablier</li> <li>• Écran facial</li> <li>• Gants</li> </ul>
12 L	Base de résine chargée (mélange liquide): <ul style="list-style-type: none"> <li>• 8 L de base de résine Époxy A</li> <li>• 11 kg de poudre d'aluminium</li> </ul>	Gants
2 L	Durcisseur d'époxy A	Gants
20	Contenants vides	s.o.
10 pieds	Mastic d'étanchéité	s.o.
3	Aimant	s.o.
1	Rouleau de membrane d'étanchéité	s.o.
1	Pied à coulisse	s.o.

### Équipements de protection individuelle requis

La liste de matériel présentée plus tôt indique les équipements de protection individuelle (ÉPI) requis pour l'utilisation de chaque item de la liste. En plus des ÉPI indiqués sur cette liste, les ÉPI suivantes sont requis en tout temps :

- Lunettes de sécurité
- Casque ou casquette de sécurité
- Chaussures de sécurité

### Procédure d'assemblage de la coque en composite

L'atelier d'usinage se charge d'effectuer les étapes 2 à 4 en entier. Voici l'implication de l'atelier d'usinage dans les autres étapes :

Étapes	Nombre d'employés de l'atelier d'usinage requis	Durée approximative
10 à 14	2	3 à 6 h
16	2	1 h

1. Recouvrir le sol de l'espace de travail avec le plastique d'emballage de roues.

2. Déplacer l'aube prototype de l'atelier d'usinage jusqu'à la section R et D dans l'entrepôt du bâtiment 49.
3. Positionner l'aube de sorte qu'elle repose sur son côté extradors, que le bord de fuite se situe à entre 0,5 et 1 m du sol et que le bord de fuite soit accessible. La figure suivante présente la position souhaitée de l'aube. Aucun type de support à aube n'est imposé.
4. Déplacer le système d'injection situé au fond à droite de l'entrepôt du bâtiment 49 jusqu'à la section R et D.
5. Coller les feuilles de mousse sur le moule
6. Nettoyer la coque et le joint d'acier de l'aube à l'aide d'un chiffon imbibé d'acétone.
7. Répéter l'étape précédente avec des chiffons propres jusqu'à ce que les chiffons soit exempt de traces de saleté.
8. Protéger la surface extérieure de l'aube et de la coque à l'aide de ruban à masquer et de films de plastique.
9. Assembler la coque à l'aube.
10. Assembler le moule sur la coque.
11. Serrer le moule à l'aide des serre-joints.



Figure 1 : Orientation de l'aube

12. Vérifier que le montage est stable puis désassembler le tout depuis l'étape 9.
13. Étendre l'adhésif Z sur le joint d'acier ainsi que sur la portion à coller de la coque à l'aide du pistolet à colle et des spatules.
14. Répéter les étapes 9 à 11.

**15.** Attendre minimum 12h.

**16.** Retirer les serre-joints et le moule.

### Procédure d'injection du cœur

L'atelier d'usinage se charge d'effectuer l'étape 17 en entier. Voici l'implication de l'atelier d'usinage dans les autres étapes :

Étapes	Nombre d'employés de l'atelier d'usinage requis	Durée approximative
23 et 24	1	4 h
27 et 28	1	6 h

**17.** Positionner l'aube de sorte qu'elle repose sur son attache plafond et que l'attache ceinture soit située au haut tel qu'illustré à la figure 2.

**18.** Coller et sceller la plaque plafond sur l'ouverture de la coque à l'attache plafond à l'aide de l'adhésif Z.

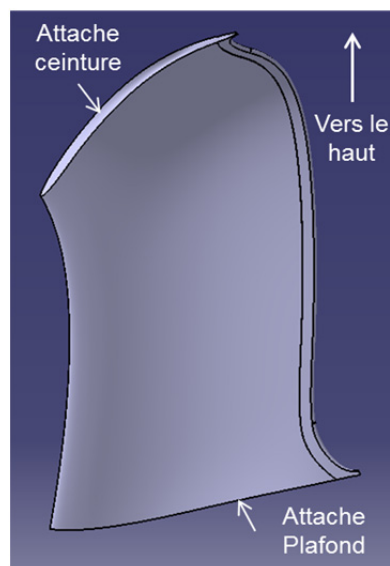


Figure 2 : Orientation de l'aube

**19.** Coller et sceller la plaque ceinture sur l'ouverture de la coque à l'attache ceinture à l'aide de l'adhésif Z.

**20.** Attendre 12 heures minimum.

**21.** Installer le tube 3/8 po sur le raccord de la plaque ceinture et dépose l'autre extrémité du tube dans le seau de 18 L.

**22.** Connecter le système d'injection au raccord d'injection « A » de la plaque plafond.

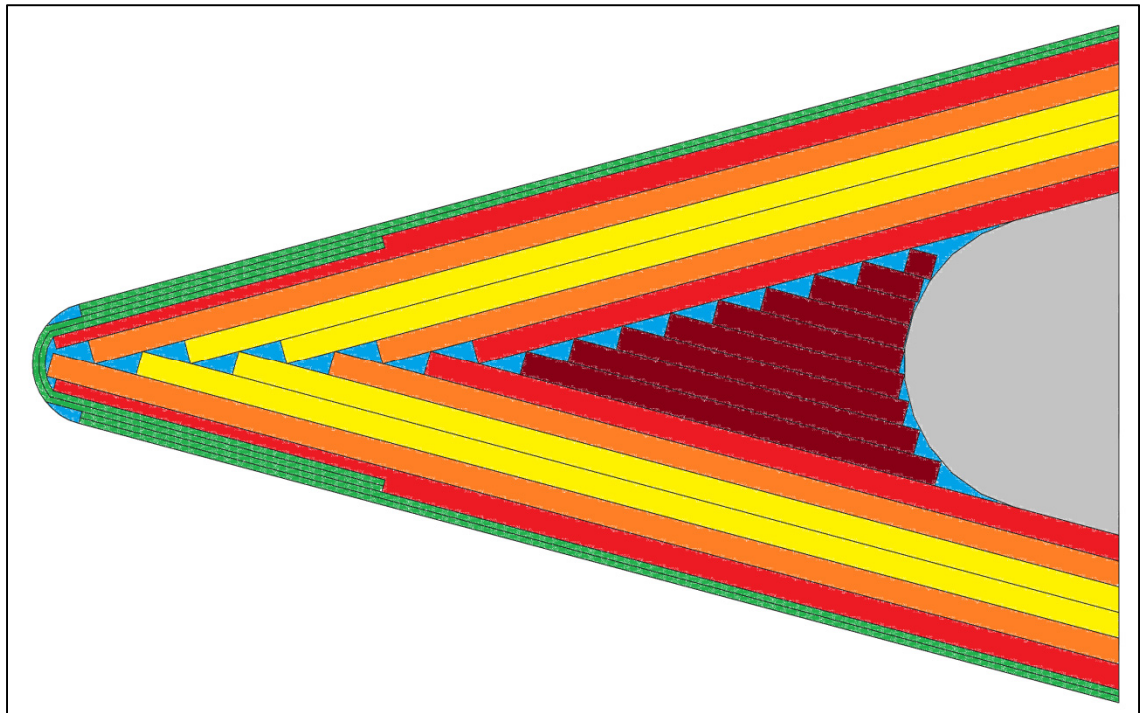
23. Ajuster le débit de résine de l'injecteur pour assurer un mélange de 18 parts de durcisseur pour 100 parts de résine chargée puis effectuer l'injection de 50 à 200 ml (5 à 13 cm cœur) d'époxy selon la procédure « Epoxy injection system operation procedure » présentée en annexe.
24. S'il y a des fuites, les boucher avec le mastic d'étanchéité.
25. Attendre un minimum de 12 heures.
26. Connecter le système d'injection au raccord d'injection « B » de la plaque plafond.
27. Effectuer l'injection d'époxy selon la procédure « Epoxy injection system operation procedure » ci-jointe jusqu'à ce que la résine à la sortie de résine ne contienne plus de bulles.
28. S'il y a des fuites, les boucher avec le mastic d'étanchéité.
29. Attendre un minimum de 24 heures.
30. Retirer les plaques plafond et ceinture à l'aide de la meuleuse.





## ANNEXE X

### MISE EN FORME DES COQUES DE PRÉPROTOTYPES



#### Légende :

- Rouge : Couches de fibre unidirectionnelle à  $0^\circ$
- Orange : Couches de fibre unidirectionnelle à  $60^\circ$
- Jaune : Couches de fibre unidirectionnelle à  $-60^\circ$
- Rouge foncé : Couches de fibre unidirectionnelle à  $90^\circ$
- Vert : Voile de fibre de carbone
- Turquoise : Époxy A
- Gris : Époxy L

Figure-A X-1 Schéma de la configuration des couches du matériau composite de la coque des préprototypes (note : l'orientation est par rapport à la corde de la pièce, le nombre de couches de fibre unidirectionnelle à  $90^\circ$  est inexact ici et contrairement à ce que le schéma présente, l'épaisseur des deux couches de fibre unidirectionnelle à  $0^\circ$  collées contre les voiles possède une épaisseur constante)

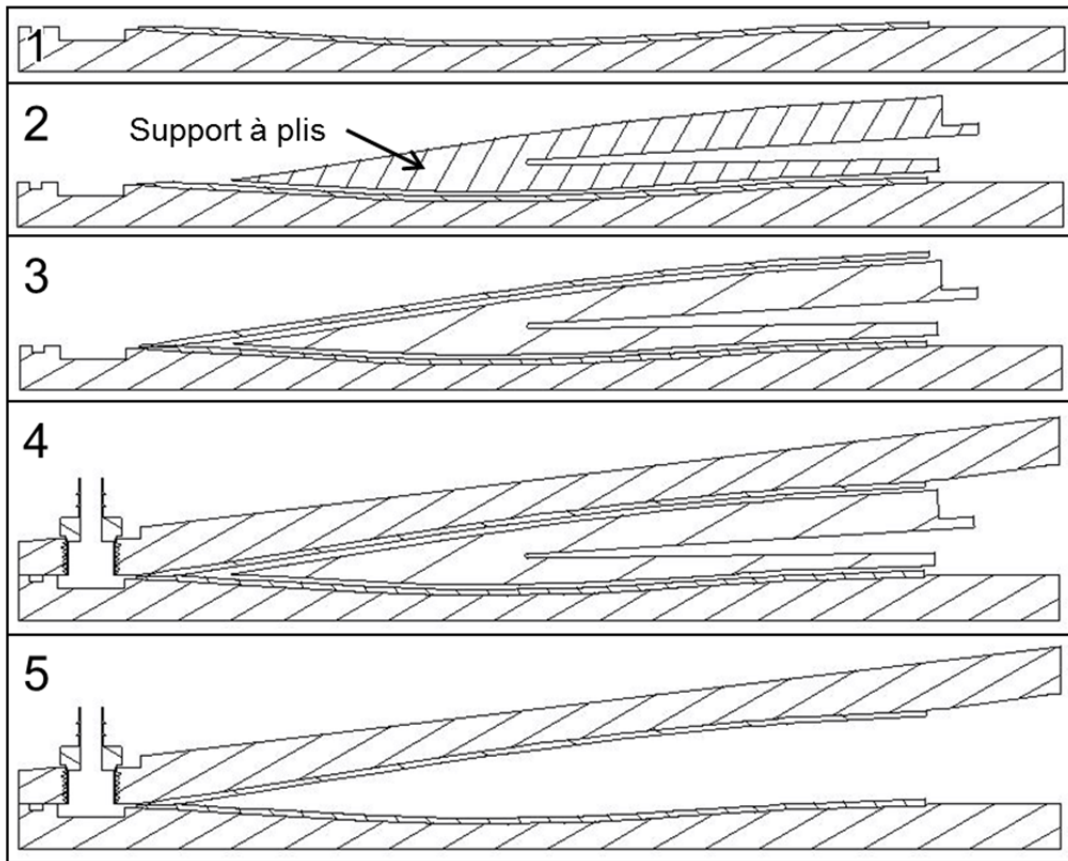


Figure-A X-2 Schéma des étapes principales du montage d'infusion des pièces infusées des préprototypes. 1- Disposer des renforts du côté intrados sur la portion intrados du moule. 2- Placer le support à renforts. 3- Disposer les renforts du côté extrados. 4- Assembler la portion extrados du moule. 5- Mettre sous vide et retirer le support à plis.

### Description des étapes de du montage d'infusion des pièces infusées

La mise en forme débutait par le traitement du moule puis l'ajout du mastic d'étanchéité sur la périphérie intérieure du moule. Ensuite suivait l'assemblage du montage d'infusion. Cet assemblage était fait en sandwich, c'est-à-dire que chaque élément était assemblé un par-dessus l'autre en commençant par la pièce intrados du moule pour terminer avec la pièce extrados du moule. Le montage commençait par le positionnement des deux voiles du côté intrados de la pièce ainsi que les deux petits morceaux de voile du bord de fuite sur la portion intrados du moule. Ensuite, les six morceaux de fibre unidirectionnelle du côté intrados suivi par les 25 morceaux de fibre unidirectionnelle possédant une orientation de 90° ont été

placés. Ensuite, les membranes d'infusion ont été empilées par-dessus le tout. Le support à renforts était ensuite ajouté et les membranes d'infusion étaient rabattues sur ce support. Puis étaient ajoutés les six derniers morceaux de fibre unidirectionnelle. À ce moment, les deux petits morceaux de voile du bord de fuite étaient rabattus sur le dessus de l'ensemble de renforts. Après, les deux derniers voiles étaient placés sur le dessus de l'ensemble. Enfin, la pièce extrados du mâle était assemblée au montage. Lors de ces étapes d'assemblage, chaque couche de renfort était collée les unes aux autres à l'aide de l'adhésif temporaire vaporisé Airtac 2. Chaque morceau de renfort possédait une taille et une position particulière tel que présenté au Tableau-A X-1. Après avoir connecté tous les tubes du montage d'infusion, le système a été mis sous vide. La Figure-A X-2 et les prochaines figures présentent les principales étapes du montage d'infusion en ordre chronologique.

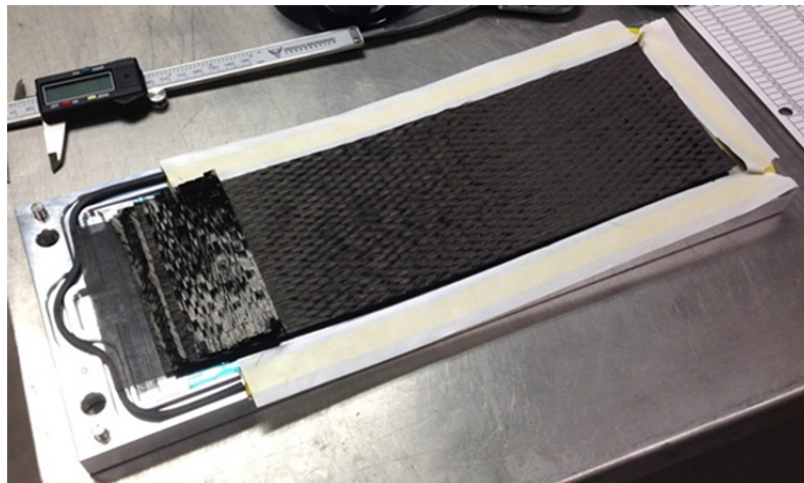


Figure-A X-3 Disposition du joint et des mastics d'étanchéité puis des renforts côté intrados et des renforts à 90°

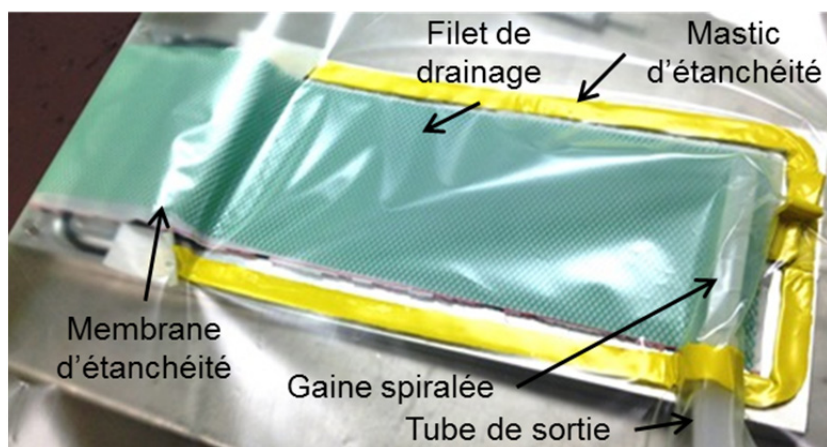


Figure-A X-4 Ajout du matériel d'infusion

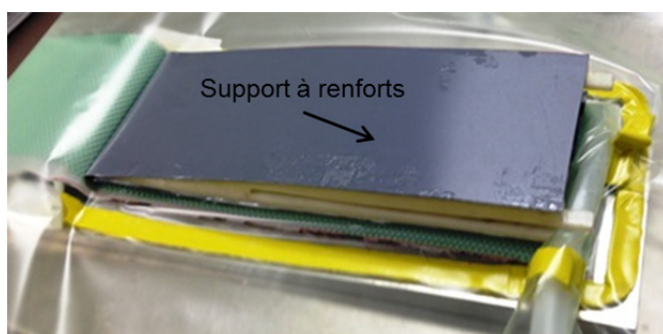


Figure-A X-5 Ajout du support à renforts

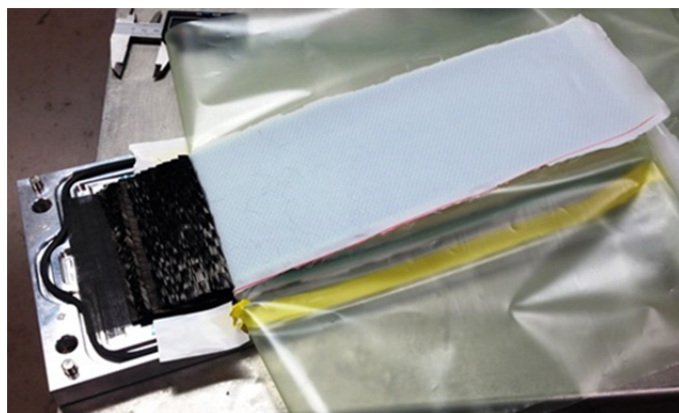


Figure-A X-6 Membranes d'infusion rabattues sur le support à renforts



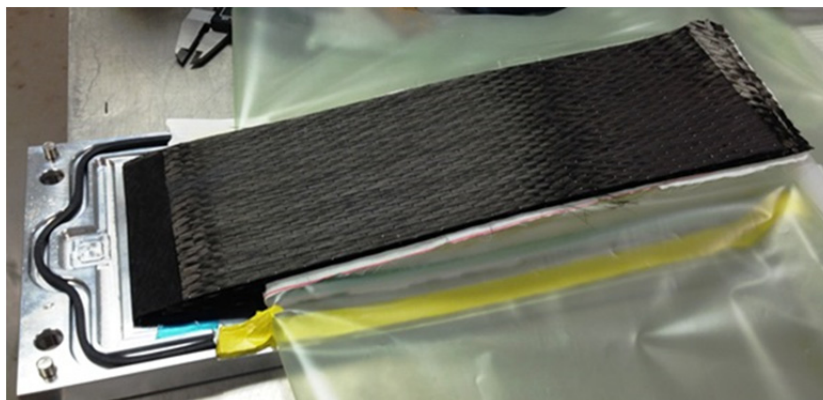


Figure-A X-7 Ajout des renforts de fibre unidirectionnelle du côté extrados et rabattement des deux morceaux de voile au bord de fuite

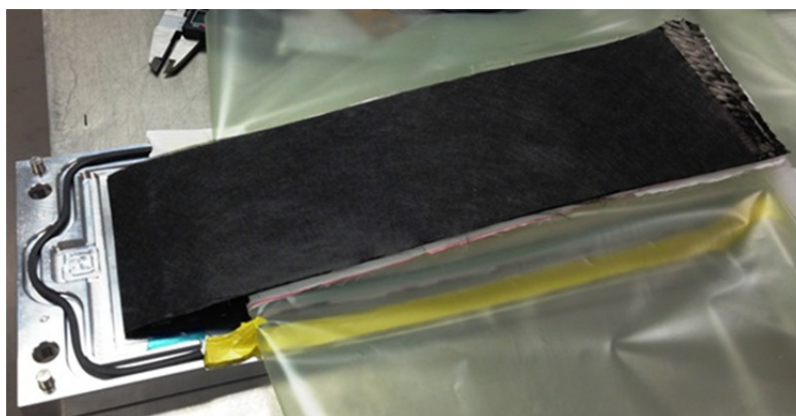


Figure-A X-8 Ajout des deux derniers voiles de fibre de carbone

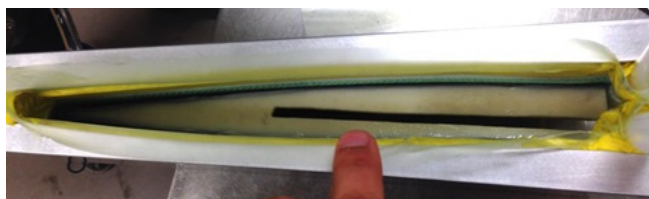


Figure-A X-9 Moule fermé sous vide

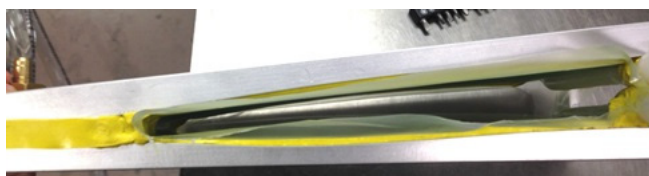


Figure-A X-10 Moule après avoir retiré le support à renforts



Figure-A X-11 Montage d'infusion complet

### Caractéristiques des couches des coques des pièces infusées des préprototypes

Tableau-A X-1 Longueur, orientation et position des couches des coques de préprototypes

No plis	Longueur [mm]	Orientation [°]	Position* [mm]	Extrémité* [mm]
1	315	Voile	0,0	315,0
2	315	Voile	0,0	315,0
3	50	Voile	-25,0	25,0
4	50	Voile	-25,0	25,0
5	315	0	0,0	315,0
6	315	60	-0,5	314,5
7	315	-60	2,2	317,2
8	315	-60	4,5	319,5
9	315	60	6,7	321,7
10	315	0	8,9	323,9
11	33,3	90	11,1	44,4
12	31,7	90	12,3	44,0
13	30,2	90	13,4	43,6
14	28,8	90	14,6	43,4
15	27,4	90	15,8	43,2
16	26,0	90	17,0	43,0
17	24,7	90	18,2	42,9
18	23,4	90	19,4	42,8

19	22,2	90	20,5	42,7
20	20,9	90	21,7	42,6
21	19,7	90	22,9	42,6
22	18,5	90	24,1	42,6
23	17,3	90	25,3	42,6
24	16,2	90	26,4	42,6
25	15,0	90	27,6	42,6
26	13,8	90	28,8	42,6
27	12,7	90	30,0	42,7
28	11,6	90	31,2	42,8
29	10,5	90	32,3	42,9
30	9,5	90	33,5	43,0
31	8,5	90	34,7	43,2
32	7,5	90	35,9	43,4
33	6,6	90	37,1	43,6
34	5,7	90	38,2	44,0
35	5,0	90	39,4	44,4
36	315	0	10,0	325,0
37	315	60	7,8	322,8
38	315	-60	5,6	320,6
39	315	-60	3,3	318,3
40	315	60	1,0	316,0
41	315	0	0,0	315,0
42	315	Voile	0,0	315,0
43	315	Voile	0,0	315,0

\* Par rapport au bord de fuite





## ANNEXE XI

### RÉSULTATS SUPPLÉMENTAIRES DES ESSAIS DE TRACTION D'ÉPOXY DE COULÉE

Tableau-A XI-1 Contrainte à la rupture en traction des  
époxy de coulée secs et humides (251 jours en eau)

Époxy	Contrainte à la rupture [MPa]				Var. [%]
	Non vieillie		Vieilli 251 jours		
	Moy.	É.-T.	Moy.	É.-T.	
H	8,9*	-	3,45**	-	-61,1%
I	28,6	1,3	15,4 <sup>1</sup>	1,2	-46,1%
J	37,3	3,5	20,9 <sup>2</sup>	-	-44,0%
K	52,9	5,6	18,9 <sup>3</sup>	1,8	-64,2%
L	59,2	3,7	33,8	2,7	-42,9%

\* Une seule mesure utilisée

\*\* Deux mesures utilisées

<sup>1</sup> Rupture dans les mors pour toutes les éprouvettes

<sup>2</sup> 2 mesures utilisées

<sup>3</sup> 3 mesures utilisées

Tableau-A XI-2 Module d'élasticité des époxy de coulée  
secs et humides (251 jours en eau)

Époxy	Module d'élasticité [GPa]				Var. [%]
	Non vieilli		Vieilli 251 jours		
	Moy.	É.-T.	Moy.	É.-T.	
H	0,97*	-	0,09**	0,05	-91,0%
I	3,80	0,22	2,57	0,29	-32,4%
J	5,57	0,19	2,74	0,03	-50,7%
K	8,02	0,16	1,92 <sup>3</sup>	0,30	-76,0%
L	9,17	0,41	4,93	0,33	-46,3%

\* 2 mesures utilisées

\*\* Vieillissement de 145 jours

<sup>3</sup> 3 mesures utilisées

Tableau-A XI-3 Contrainte à la rupture en traction et module d'élasticité de l'éprouvette d'époxy de coulée après 60 jours d'immersion

Époxy	Contrainte à la rupture [MPa]	Module d'élasticité [GPa]
H	3,4	0,088
I	12,5	2,22
J	16,2	2,28
K	19,5	2,26
L	29,4	5,28

## **ANNEXE XII**

### **TRAITEMENTS DE SURFACE CHIMIQUES DES PLAQUETTES D'ACIER INOXYDABLE DES ÉPROUVETTES DE JOINT COLLÉ EN RECOUVREMENT SIMPLE**

#### **Traitement au primer de silane**

Avant d'effectuer ce traitement, les éprouvettes ont été nettoyées à l'acétone. Le primer consistait en un mélange contenant 19 portions de méthanol pour une portion de la base de primer de silane. Cette solution a été mélangée à l'agitateur magnétique pendant cinq minutes à une vitesse de 300 tr/min. Ensuite, une couche de ce mélange a été appliquée sur la surface grenillée des éprouvettes à l'aide d'un pinceau.

#### **Traitement acide**

Comme dans le cas des éprouvettes traitées au primer, la surface des éprouvettes a été nettoyée à l'acétone avant le traitement acide. Une couche de gel acide a été appliquée sur la surface grenillée des éprouvettes. Le traitement acide a duré 60 minutes. Ensuite, les éprouvettes ont été rincées à l'eau déminéralisée puis nettoyées à la brosse en plastique à l'aide d'eau déminéralisée. Puis, les plaquettes ont été séchées à l'aide de lingettes propres.



## **ANNEXE XIII**

### **RECOMMANDATIONS RELATIVES À LA FABRICATION DE LA COQUE DU PROTOTYPE**

#### **Méthode de mise en forme**

La méthode de mise en forme serait à revoir. Une méthode légèrement différente au moulage pressé et tout aussi peu dispendieuse serait intéressante. Il s'agit d'un moulage pressé sous vide. Cette méthode compte sur une mise sous vide plutôt que sur l'utilisation de serre-joints pour presser le moule. De fait, une membrane étanche recouvre tout le moule et le vide y est créé. Ce vide permet d'appliquer une pression uniforme sur l'ensemble du moule contrairement aux serre-joints. Afin de tirer profit au maximum de cette méthode, il serait avantageux d'utiliser un moule femelle semi-rigide. C'est-à-dire que le moule femelle serait suffisamment souple pour épouser les courbes du moule mâle, mais assez rigide pour éviter d'obtenir localement des bosses ou des cavités à la surface de la coque. Ainsi, des renforts de bois tels qu'utilisés pour renforcer le moule femelle de ce présent projet seraient à éviter.

Cette méthode aurait pour effet de diminuer grandement la variation de l'épaisseur d'une coque en fonction de la position dans la coque et également de diminuer la variation de l'épaisseur d'une coque à l'autre dans le cas où la valeur de la dépression était contrôlée.

Cette méthode requiert cependant plus de temps que le moulage pressé en raison de l'installation de la membrane d'étanchéité et, s'il y a lieu, le besoin de colmater les fuites de la membrane. Une résine possédant un temps de travail plus élevé serait peut-être nécessaire dans ce cas. Un intervalle de temps entre le laminage de la peau et le laminage du reste des couches serait toujours nécessaire pour minimiser la présence de défauts de surface.

La méthode d'injection sous vide présentée au Chapitre 1 demeure la méthode de mise en forme la plus fiable, mais aussi la plus dispendieuse. Rappelons que cette méthode compte sur un moule mâle et femelle très rigide où l'on fait traverser la résine à l'intérieur du moule

sous vide contenant les renforts secs. Cette méthode permet de contrôler très bien l'épaisseur des pièces, contrairement à toutes les autres méthodes de mise en forme de matériaux composites.

### Contrôle de l'épaisseur des coques

L'épaisseur des deux coques est beaucoup plus élevée que ce qui était espéré. L'épaisseur moyenne de la coque 1 de préprototype qui a été obtenu par infusion est de 1,992 mm avec un écart-type de 0,013 mm. Une épaisseur entre 2 et 2,5 mm était donc anticipée par moulage pressé. Cependant, l'épaisseur des coques s'est avérée beaucoup plus élevée. Le Tableau-A XIII-1 présente l'épaisseur moyenne des deux coques de prototype à l'épaulement de l'acier.

Tableau-A XIII-1 Épaisseur moyenne des coques de prototype à l'épaulement

	Épaisseur coque 1			Épaisseur coque 2			Différence de la coque 2 par rapport à la coque 1 [%]
	Moyenne [mm]	Variation par rapport à l'infusion* [%]	Écart-type [mm]	Moyenne [mm]	Variation par rapport à l'infusion* [%]	Écart-type [mm]	
Intrados	3,534	77%	0,644	3,928	97%	0,644	11,1%
Extrados	2,642	33%	0,507	2,94	48%	0,507	11,3%

\* Épaisseur moyenne de la coque 1 de préprototype infusé : 1,99 mm

L'épaisseur des coques obtenue à l'aide de méthode par moulage pressé est beaucoup plus élevée que par la méthode d'infusion. Il était prévisible d'obtenir des pièces plus épaisses puisqu'il était improbable d'atteindre une pression de pressage lors du moulage aussi importante que la pression atmosphérique obtenue à l'aide de l'infusion. Cependant, la différence est importante ici.

Notons également que l'épaisseur de la deuxième coque est plus élevée de 11% par rapport à la première, et ce, de chaque côté de la coque. Pourtant, la coque 2 ne possédait pas d'enduit gélifié, elle aurait donc dû être légèrement plus mince que la coque 1.

Ce problème de forte épaisseur est probablement attribuable à la charge ajoutée à la résine. Comme mentionnée plus tôt, une charge de silice fumée a été incorporée à la résine dans le but d'éviter le drainage de la pièce. Cette charge a été ajoutée à raison d'environ 100 ml par litre de résine pour la coque 1 et d'environ 200 à 300 ml par litre de résine pour la coque 2. Cette charge a fait augmenter la viscosité ce qui a probablement nui à l'évacuation de l'excédent de résine lors du pressage du moule. Ce phénomène aurait été plus important dans le cas de la deuxième coque à cause une quantité plus importante de charges.

Le fait d'ajouter davantage de charges dans la résine de la coque 2 par rapport à la coque 1 était totalement inutile puisqu'aucun phénomène de drainage n'a été observé lors de la mise en forme de la coque 1. Il serait donc important d'évaluer la quantité minimale de charges à ajouter à la résine afin d'éviter le drainage. Peut-être même qu'aucune charge n'est nécessaire.

Afin de favoriser l'évacuation de l'excédent de résine, quelques pistes sont envisageables. Une piste serait de créer des cavités en périphérie du moule pour accueillir la résine en surplus. Une seconde piste serait d'insérer des feutres absorbant entre la portion mâle du moule et la coque.

### **Épaisseur des coques au bord de fuite**

L'épaisseur des deux coques au bord de fuite est environ trois fois supérieure à ce qui était visé, soit environ 3 mm plutôt que 1 mm. Un ponçage trop important du bord de fuite est responsable de ce problème. De fait, une des dernières étapes de fabrication des coques consiste à poncer leur bord de fuite afin de l'uniformiser. Il s'agit d'une opération délicate puisque le bord de fuite est très mince originalement. Un ponçage excessif dans le cas des deux coques a causé les coques à être plus épaisses au bord de fuite. Il serait donc recommandé de poncer plus minutieusement le bord de fuite des coques.

### **Application d'un enduit gélifié**

Une couche de Duratec® Polyester Hi-Gloss Additive a été appliquée à titre d'enduit gélifié sur la face extérieure des deux pièces du moule femelle pour la fabrication de la première coque. Cet enduit avait deux rôles. En premier lieu, l'enduit allait permettre de faciliter le démoulage puisque cet enduit possède une adhérence moins agressive à la surface du moule que l'époxy. En deuxième lieu, cet enduit allait conférer un fini lustré à la coque. Cependant, lorsque ce produit a été appliqué sur le moule, un phénomène d'yeux de poissons a été observé, tel de montré à la Figure-A XIII-1.

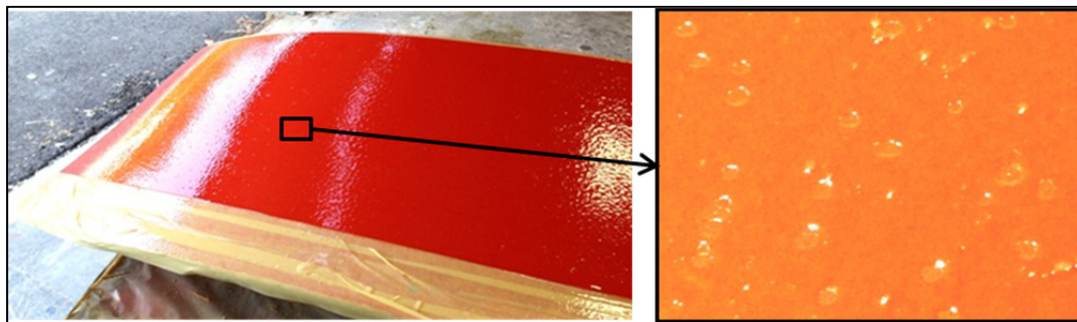


Figure-A XIII-1 Yeux de poissons de l'enduit

L'enduit possédait visiblement une forte répulsion chimique à la surface du moule probablement causés par les agents de démoulage. Ces yeux de poissons ont été reproduits sur la surface de la coque 1 comme montré à la Figure-A XIII-2.

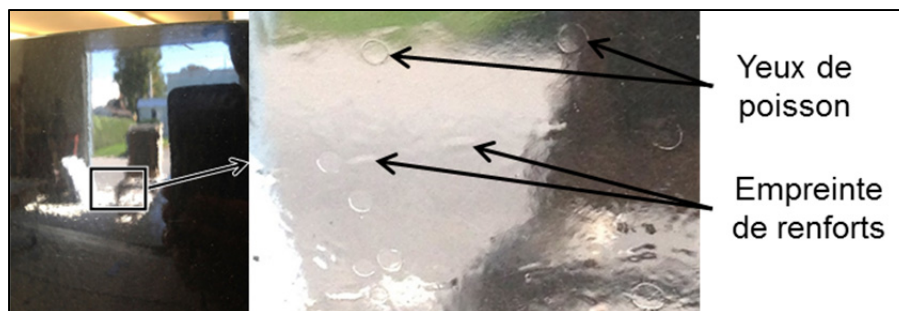


Figure-A XIII-2 Yeux de poisson et empreinte de renforts sur la surface côté extrados de la coque 1



Afin d'éviter ce problème d'yeux de poisson, aucun enduit gélifié n'a été appliqué lors de la mise en forme de la coque 2. L'utilisation d'un tel enduit s'est avérée être inutile puisque le démoulage de la coque 2 s'est bien déroulé et le fini de la pièce était excellent.

L'utilisation d'un enduit gélifié demeure envisageable pour le futur. En plus des avantages mentionnés plus haut, lorsqu'une correction de la surface est nécessaire, un enduit gélifié peut être repoli jusqu'à un fini miroir contrairement au composite en raison de la présence des fibres. Cependant, l'enduit sélectionné doit être chimiquement compatible avec les agents de démoulage pour éviter d'obtenir des yeux de poisson.

### **Traitement insuffisant du moule**

Lors de la mise en forme de la coque 1, aucune cire de démoulage n'a été appliquée sur les brides des deux pièces de la section femelle du moule. Afin d'éviter que de la matière ne tombe sur les brides pendant le laminage de la peau, les brides ont été cachées à l'aide de ruban à masquer. Aucune cire n'a été appliquée sur les brides dans le but que ce dernier ruban adhère au moule. Ce choix a eu de lourdes conséquences. Lors de la mise en forme de la coque, l'excédent de résine qui s'est logé entre les brides a adhéré fortement aux brides. Cela a résulté en un démoulage difficile et l'endommagement de la première coque et du moule.

Les défauts de la coque causés par le démoulage ont été corrigés en remplissant les cavités de résine A mélangée avec de petits morceaux de voile de carbone. Ces défauts ont ensuite été poncés et polis manuellement. La Figure-A XIII-3 montre un important défaut qui a été corrigé. Ces défauts ont donc été complètement corrigés.

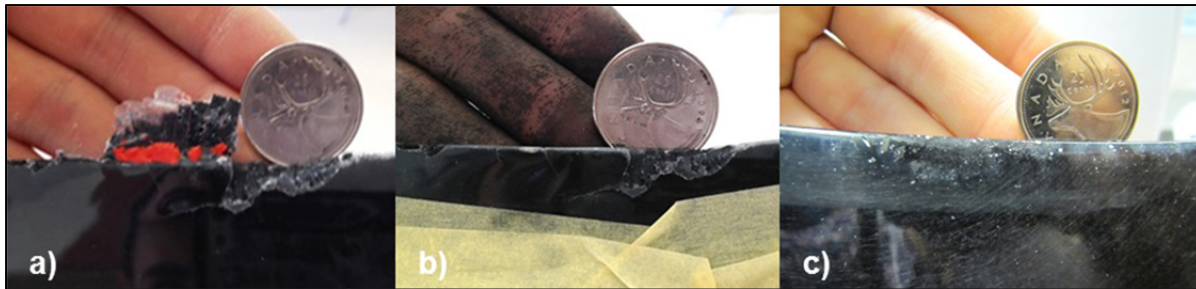


Figure-A XIII-3 Défaut du bord de fuite de la coque 1 après le démoulage (a), pendant la correction (b) et après la correction (c)

La portion mâle du moule a été endommagée de façon importante lors du démoulage. La fracture principale de la portion mâle du moule couvrait une longueur de 2 mètres. Cette fracture a été recollée à l'aide de résine époxy fortement chargée d'une texture pâteuse. Dix vis ont également été utilisées pour aider à refermer la fracture. Une pâte à réparation a permis de corriger les défauts plus petits. Enfin, la pièce a été poncée et polie de nouveau. La Figure-A XIII-4 montre la pièce avant l'endommagement et après la réparation.

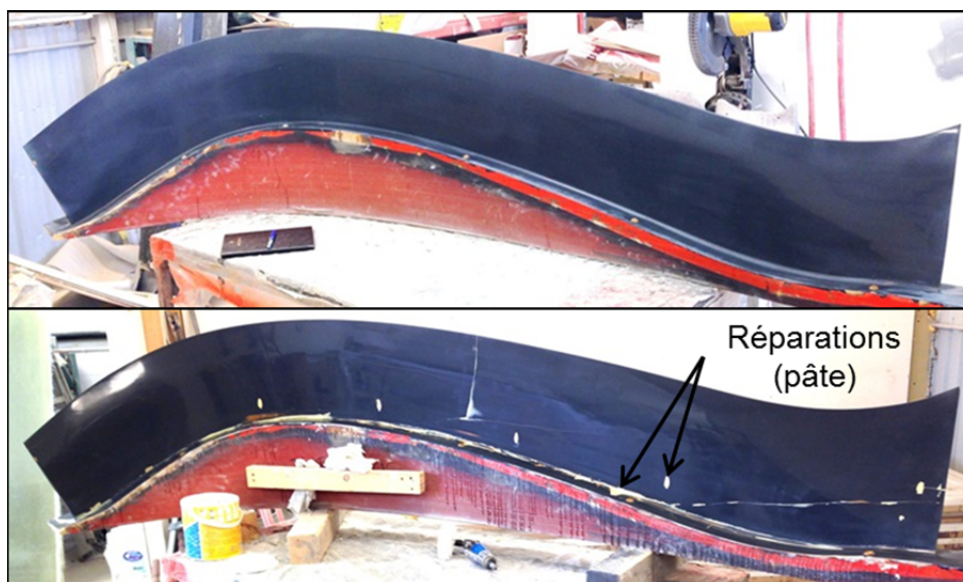


Figure-A XIII-4 Côté intrados de la portion mâle du moule avant l'endommagement (haut) et après la réparation (bas)

La portion femelle du moule a également été très endommagée. Heureusement, les dommages étaient exclusivement localisés sur les brides des pièces. Les défauts ne pouvaient donc pas être reproduits sur la surface extérieure de la deuxième coque. Environ 75% de la surface de l'enduit gélifié des brides était arraché ou endommagé. Cette portion de moule a également été réparée à l'aide de pâte à réparation

### Exposition au soleil

Afin d'accélérer la catalyse des réparations d'époxy de la première coque, la pièce a été placée à l'extérieure de façon à l'exposer au soleil. C'était une journée ensoleillée d'été. La pièce a été mise à l'abri du soleil après environ 4 heures d'exposition. À ce moment, la pièce était brûlante, même si le soleil atteignait seulement la surface du côté extrados de la pièce avec un angle prononcé. Des défauts sont apparus pendant cette exposition. En effet, des bosses sont apparues du côté extrados tel que présenté à la Figure-A XIII-5.

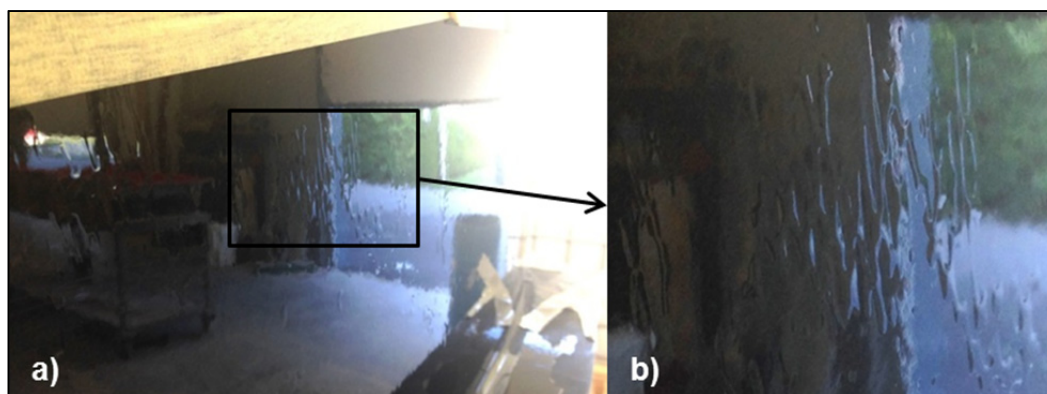


Figure-A XIII-5 Bosses sur la surface du côté extrados de la coque 1

Quelques hypothèses ont été proposées pour expliquer l'apparition de ces bosses. La procédure de laminage de la première coque était légèrement différente de celle de la deuxième. C'est que seulement les deux voiles ont été laminés sur la pièce extrados du moule femelle. Toutes les autres couches du côté extrados ont été laminés sur la portion mâle du moule. Il a donc été supposé que des bulles d'air sont restées coincées entre la peau et le reste des couches lors de l'assemblage de la portion femelle du moule avec la portion mâle.

L'augmentation de la température causée par l'exposition au soleil aurait fait augmenter la pression de ces petites poches d'air et aurait poussé la peau vers l'extérieur à ces endroits.

De plus, l'empreinte de surface des renforts de fibre de carbone unidirectionnelle du côté extrados de la coque 1 semble avoir empiré avec l'exposition au soleil. La Figure-A XIII-2 présentée plus tôt montre cette empreinte de surface de la coque 1.

L'augmentation de la température causée par l'exposition au soleil peut encore expliquer ce phénomène. En effet, la température de transition vitreuse de l'époxy a peut-être été dépassée. Cela aurait permis une relaxation de l'époxy et ce polymère aurait épousé le relief des renforts de fibre unidirectionnelle.

### **Absence de références de découpe fiables**

Au départ, la fabrication d'une seule coque était prévue. Il n'a donc pas été jugé nécessaire d'inclure des références de découpe au moule. Il a plutôt été choisi d'utiliser des gabarits de découpe en Mylar. Cependant, l'utilisation de ces gabarits s'est avérée fastidieuse.

Au départ, la ligne de découpe le long des brides de la portion mâle du moule devait être située à une distance constante de 1 pouce de la bride. Une pointe à tracer assemblée à un gabarit de positionnement de 1 pouce devait être utilisée pour tracer la ligne de découpe le long des deux brides du moule mâle. Ensuite, des gabarits de découpe en Mylar étaient sensés être utilisés pour tracer la ligne de découpe des extrémités de la pièce.

En fait, une erreur commise lors de la conception du moule modèle a causé la distance entre la ligne de découpe et la bride du moule mâle d'être variable et non égale à 1 pouce. Ainsi, des gabarits de découpe devaient être utilisés pour tracer l'ensemble des lignes de découpe. De plus, les références permettant de positionner les gabarits de découpe par rapport à la coque étaient peu fiables. Il en a résulté une découpe avec une erreur de géométrie plus

importante. En effet, la coque 1 possédait un jeu à l'épaule avec la portion en acier s'élevant jusqu'à 4,9 mm.

Afin d'éviter ces derniers problèmes, une approche différente à la découpe devrait être utilisée. Plusieurs solutions sont envisageables. D'abord, concevoir un moule possédant une distance constante entre les brides du moule mâle et les lignes de découpe serait un premier pas. Il pourrait aussi être avantageux de marquer le moule plutôt que les pièces. De cette manière, les marques seraient reproduites sur chaque pièce, augmentant ainsi la répétabilité de l'opération de découpe. Par contre, un marquage du moule femelle serait moins fiable que le marquage du moule mâle, tandis que le marquage du moule mâle serait peu pratique puisque la marque de découpe serait reproduite à l'intérieur de la pièce, donc non visible.

La solution la plus fiable serait de découper la coque par usinage. La pièce serait positionnée et fixée sur un lit d'usinage mâle puis usiné à la fraiseuse à cinq axes. Cette méthode augmenterait grandement la répétabilité et la vitesse de production. De plus, la découpe étant automatique plutôt que manuelle, on diminue beaucoup les chances d'erreurs humaines. Enfin, un angle de coupe bien précis peut être imposé à l'usinage pour obtenir un angle d'épaule mécaniquement avantageux. La fabrication d'un lit de découpe augmente les coûts fixes, mais deviendrait financièrement avantageuse après la production d'environ cinq pièces selon CNC Composites.

### **Matériaux du moule mâle**

Afin de minimiser les coûts, le moule mâle a été fabriqué à partir du moule modèle qui était fabriqué de différents matériaux. En effet, le moule était fabriqué de cinq matériaux différents incluant l'époxy qui a été utilisée pour assembler toutes les pièces ensemble. Ces cinq matériaux étaient tous sensibles à l'humidité à différents degrés. Cela a provoqué du gonflement différentiel avec le simple changement de taux d'humidité dans l'air. De fait, le relief des pièces de l'assemblage était visible à travers l'apprêt poli.

Un moule mâle fabriqué de moins de matériaux serait plus fiable. Par exemple, utiliser que des pièces de la mousse polyuréthane à densité élevée serait avantageux. Au mieux, le moule mâle serait fabriqué d'un seul matériau. De fait, il pourrait être intéressant d'utiliser le moule femelle pour y couler un époxy ou un autre polymère. Cette pièce coulée pourrait ensuite être réusinée à la géométrie voulue de la même manière que le moule modèle a été réusiné comme montré plus tôt dans le chapitre. Un moule mâle en métal serait la meilleure solution puisque ce moule serait insensible à l'humidité. Cependant, il s'agit de la solution la plus dispendieuse.

## ANNEXE XIV

### PHOTOS SUPPLÉMENTAIRES DU PROTOTYPE



Figure-A XIV-1 Bord de fuite de l'aube du côté intrados



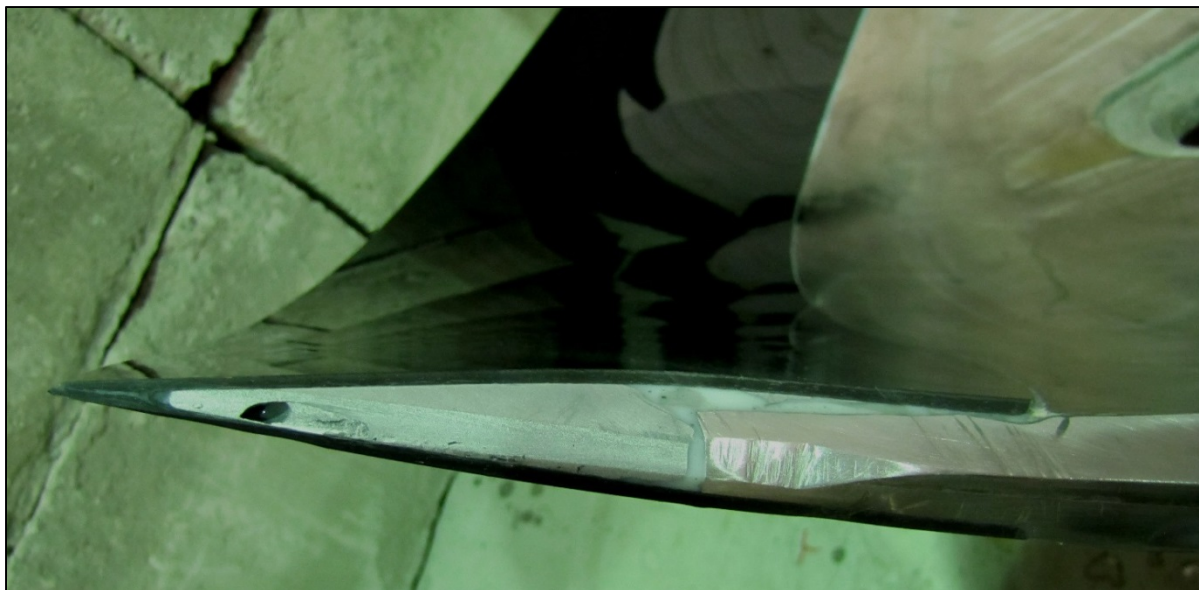


Figure-A XIV-2 Extrémité ceinture du bord de fuite de l'aube

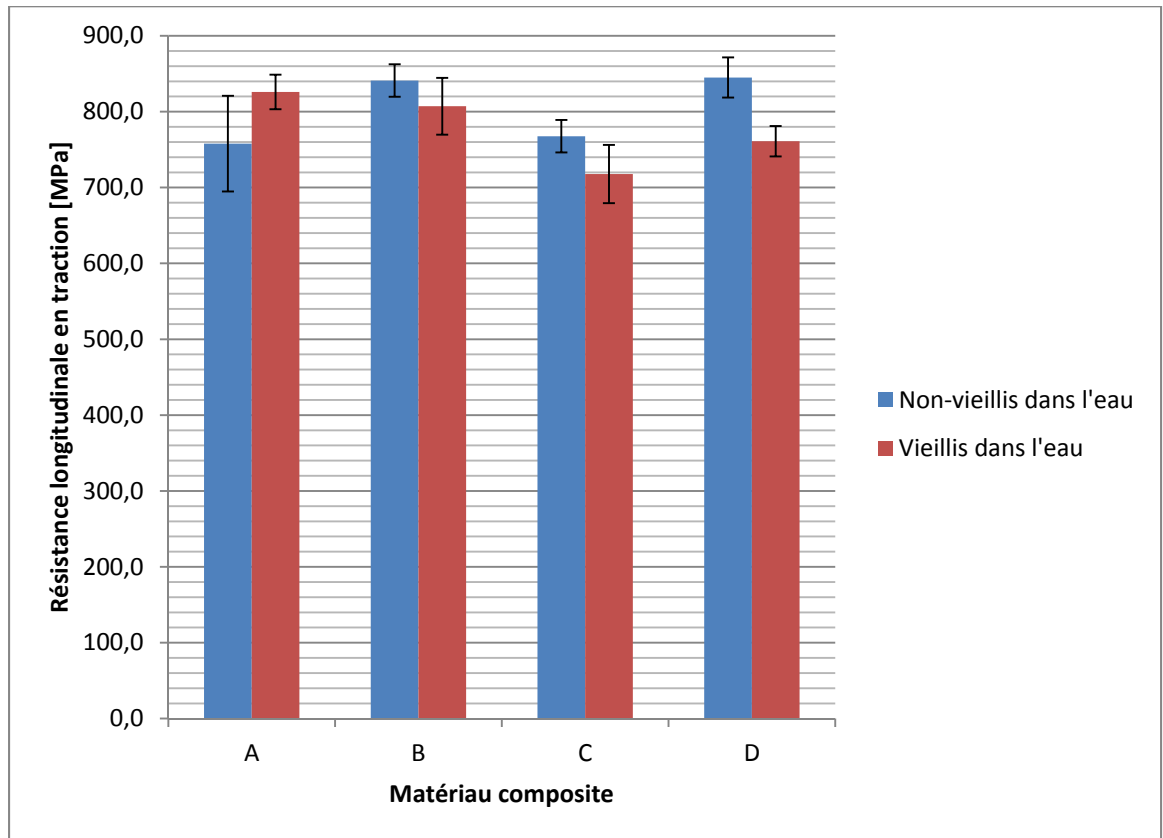


Figure-A XIV-3 Extrémité ceinture du bord de fuite de l'aube (côté extrados)



## ANNEXE XV

### RÉSULTATS DES ESSAIS DE TRACTION LONGITUDINAL DES MATÉRIAUX COMPOSITES



XV-1 Résistance longitudinale moyenne en traction des matériaux composites secs et humides



## ANNEXE XVI

### CARACTÉRISATION PHYSIQUE ET CHIMIQUE DES SURFACES DE COLLAGE

#### Mesures de rugosité et de profilométrie

Tableau-A XVI-1 Rugosité de surface des plaquettes d'acier en fonction du traitement de surface

Traitement de surface	R <sub>a</sub> [μm]
Usiné	2,6
Grenaillé	2,7

Tableau-A XVI-2 Rugosité de surfaces des plaquettes en matériau composite A en fonction du traitement de surface et de la direction de la mesure

Traitement de surface	Direction de la mesure	R <sub>a</sub> [μm]
Arrachement de tissu	Parallèle aux fibres	9,7
Arrachement de tissu	Perpendiculaire aux fibres	7,2
Ponçage (grain 120)	Parallèle aux fibres	1,3
Ponçage (grain 120)	Perpendiculaire aux fibres	1,0

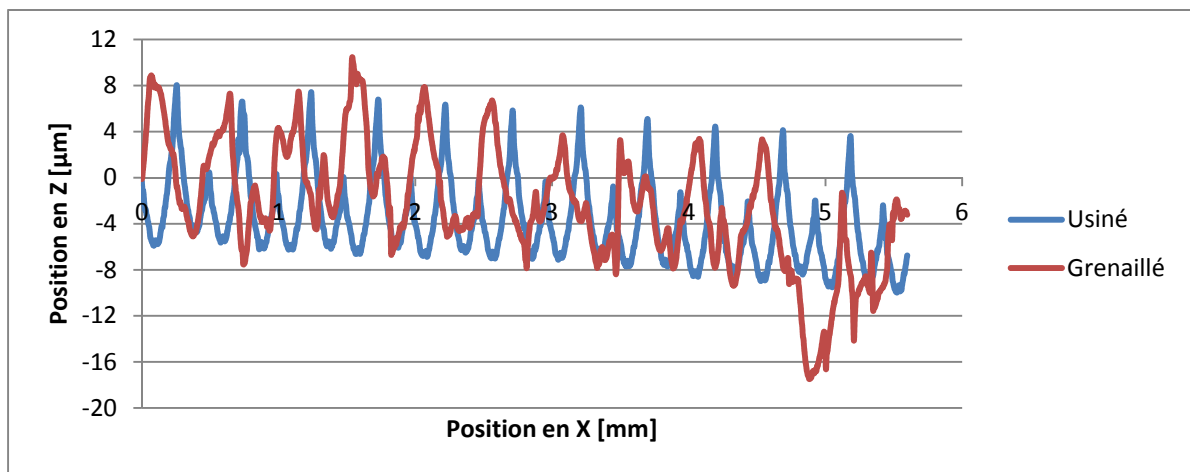


Figure-A XVI-1 Profilométrie de la surface de l'acier inoxydable selon le traitement de surface

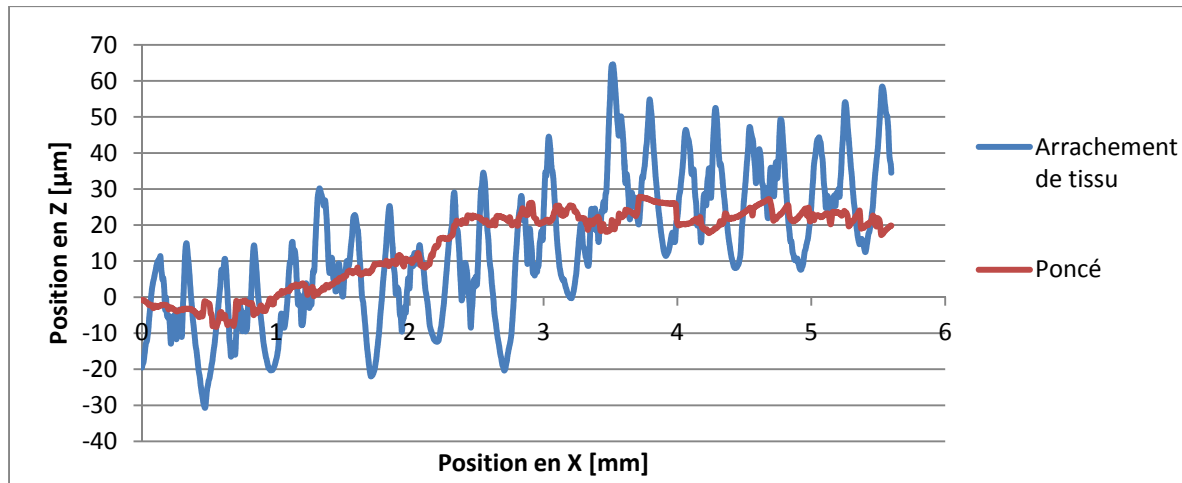


Figure-A XVI-2 Profilométrie du matériau composite A selon le traitement de surface

### Mesure d'angle de contact et évaluation de l'énergie de surface

Description :

- Substance des gouttelettes : eau
- Nombre de gouttelettes mesurées par éprouvette : 5
- Nombre de mesures par gouttelette : 2
- Évaluation de l'énergie de surface : Équation itérative de Neumann :

$$\frac{1}{2\beta\gamma_{LV}} \left[ \ln \left( \frac{1 + \cos \theta}{2} \sqrt{\frac{\gamma_{LV}}{\gamma_S}} \right) + \beta(\gamma_{LV}^2 + \gamma_S^2) \right] = \gamma_S^*$$

Où :

$\theta$  est l'angle de contact

$\gamma_{LV}$  est la tension de surface de l'eau : 72,8 mJ/m<sup>2</sup>

$\beta$  est une constante : 0,000115

$\gamma_S$  est l'énergie de surface du solide

Tableau-A XVI-3 Angle de contact moyen et énergie de surface moyenne des matériaux composites

Matériau composite	Angle de contact moyen [°]	Énergie de surface moyenne [mJ/m <sup>2</sup> ]
A	70,6	40,8
B	67,1	43,1
C	72,3	39,8
D	63,0	45,6

Tableau-A XVI-4 Angle de contact moyen et énergie de surface moyenne des adhésifs solides

Adhésif	Angle de contact moyen [°]	Énergie de surface moyenne [mJ/m <sup>2</sup> ]
X	71,7	40,2
Y	80,4	34,7
Z	95,4	25,3

Tableau-A XVI-5 Angle de contact moyen et énergie de surface moyenne de l'acier inoxydable selon différents traitements de surface

Traitement de surface	Angle de contact moyen [°]	Énergie de surface moyenne [mJ/m <sup>2</sup> ]
Grenaillage	104,8	19,5
Grenaillage et acide	48,8	54,2

Les résultats du tableau précédant suggèrent que le traitement acide augmente l'énergie de surface.

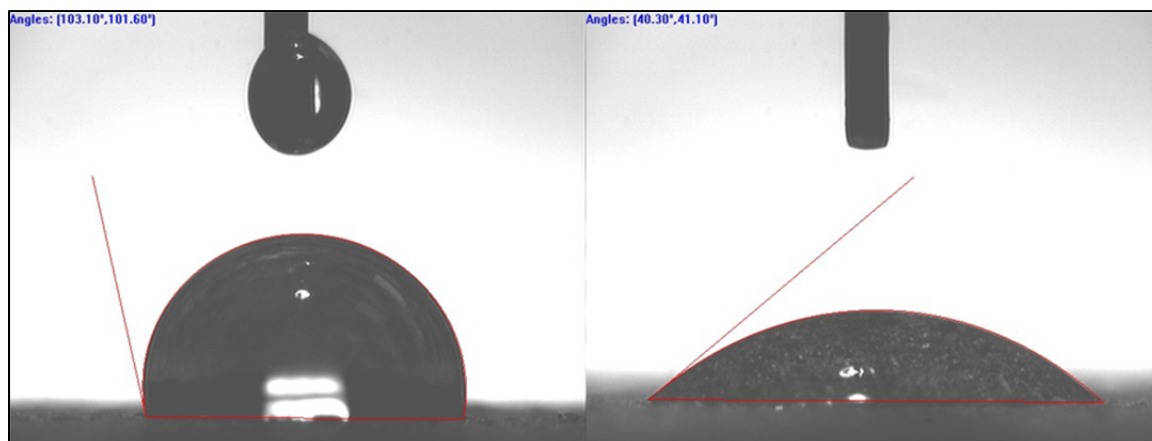


Figure-A XVI-3 Mesure d'angle de contact sur l'acier inoxydable traité par grenaillage (à gauche) et traité par grenaillage et à l'acide (à droite)

## ANNEXE XVII

### DESCRIPTION DU MODÈLE NUMÉRIQUE DE JOINT COLLÉ

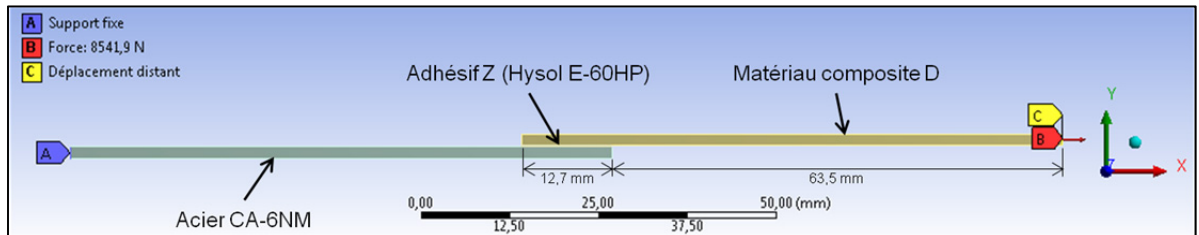


Figure-A XVII-1 Matériaux, conditions aux frontières et condition de chargement du modèle de joint collé

Description :

- Modèle 2D
- Largeur considérée pour l'analyse : 25,4 mm
- Matériaux :
  - Une plaquette d'acier inoxydable
  - Une plaquette en matériau composite D :
    - Considéré isotrope
    - $E = 133 \text{ GPa}$
  - Adhésif :
    - Adhésif Z
    - Épaisseur : 0,15 mm
- Conditions aux frontières :
  - Support fixe (Face A) (Encastrement) :  $U_x = U_y = R_z = 0$
  - Déplacement distant (Face C) (Contraintes de liberté) :
    - $U_y = R_z = 0$
    - $U_x = \text{Libre}$
- Condition de chargement : Force (Face B) :  $F_x = 8541,9 \text{ N} \rightarrow$  Contrainte apparente numérique en cisaillement à la rupture = contrainte expérimentale moyenne (Plaquette d'acier + matériau composite D + adhésif Z) = 26,48 MPa

- Le modèle a atteint la convergence avec un total de 30 976 éléments.



## ANNEXE XVIII

### ANALYSE DE CONVERGENCE DES MODÈLES DE ROUE AVEC AUBES SANS BORD DE FUITE

Tableau-A XVIII-1 Analyse de convergence du modèle de roue avec aubes sans bord de fuite de géométrie 1 en conditions d'opération normales

Taille éléments aube [mm]	Taille éléments raf. régional [mm]	Taille éléments raf. local [mm]	Nb d'éléments	Contrainte max [MPa]	Variation contrainte
100	70	70	9 276	247,83	-
100	50	50	15 370	252,49	1,88%
100	35	35	32 831	294,15	16,50%
100	35	20	33 153	317,18	7,83%
100	35	15	33 887	313,51	-1,16%
100	35	10	35 791	309,37	-1,32%
100	35	8	37 209	304,69	-1,51%
100	35	6	41 784	304,50	-0,06%
100	35	4	60 166	305,69	0,39%

Tableau-A XVIII-2 Analyse de convergence du modèle de roue avec aubes sans bord de fuite de géométrie 2.1 en conditions d'opération normales

Taille éléments aube [mm]	Taille éléments raf. régional [mm]	Taille éléments raf. local [mm]	Nb d'éléments	Contrainte max [MPa]	Variation contrainte
50	15	15	48 834	227,86	-
35	15	10	68 855	223,56	-1,89%
35	15	6	95 275	222,54	-0,46%
35	15	4	113 329	221,43	-0,50%

Tableau-A XVIII-3 Analyse de convergence du modèle de roue avec aubes sans bord de fuite de géométrie 2.2 en conditions d'opération normales

Taille éléments aube [mm]	Taille éléments raf. régional [mm]	Taille éléments raf. local [mm]	Nb d'éléments	Contrainte max [MPa]	Variation contrainte
35	15	15	57 169	210,56	-

35	15	10	82 322	209,77	-0,38%
35	15	7	125 551	210,32	0,26%

Tableau-A XVIII-4 Analyse de convergence du modèle de roue avec aubes sans bord de fuite de géométrie 3 en conditions d'opération normales

Taille éléments aube [mm]	Taille éléments raf. régional [mm]	Taille éléments raf. local [mm]	Nb d'éléments	Contrainte max [MPa]	Variation contrainte
50	15	15	44 765	266,36	-
35	15	10	64 501	311,56	16,97%
35	15	7	77 678	276,92	-11,12%
35	15	5	76 603	284,73	2,82%
35	15	4	77 762	289,95	1,83%
35	15	3	102 042	287,86	-0,72%
35	15	2,5	133 279	288,11	0,09%

## ANNEXE XIX

### DÉTAILS SUPPLÉMENTAIRES SUR L'ANALYSE NUMÉRIQUE DU MODÈLE D'AUBE COMPLÈTE À BORD DE FUITE EN MATÉRIAU COMPOSITE

#### Justifications des sources des valeurs des propriétés mécaniques du matériau composite

La source « Matériau composite D » signifie que ce sont les propriétés de ce matériau composite D qui ont été utilisées en supposant que ces valeurs s'approchent beaucoup de celles du matériau composite A. Puisque la fibre de carbone possède une excellente résistance en compression, il a été supposé que la résistance longitudinale en compression du matériau est égale à la résistance longitudinale en traction. Le module d'élasticité transversal a été estimé à partir de la mesure d'élasticité des essais préliminaire en corrigeant l'erreur sur la mesure à l'aide d'un ratio de correction à cause de l'erreur sur la mesure, comme montré ici :

$$E_2 = E_3 = E_{\text{Transversale préliminaire matériau A}} \times \frac{E_{\text{Transversale réelle matériau D}}}{E_{\text{Transversale préliminaire matériau D}}}$$
$$E_2 = E_3 = 6,56 \text{ GPa} \times \frac{7,80 \text{ GPa}}{5,71 \text{ GPa}} = 9,0 \text{ GPa}$$

Module de cisaillement hors plan a été évalué à l'aide de la formule suivante :

$$G_{23} = \frac{E_2}{2(1 + \nu_{23})}$$

#### Empilements des deux coques modélisés

- Coque à 6 couches :
  - Épaisseur : 2 mm
  - 6 couches (6 x 0,33 mm)
  - Empilement quasi isotrope : [0, 60, -60]<sub>s</sub>
- Coque à 8 couches :
  - Épaisseur : 2,67 mm
  - 8 couches (6 x 0,33 mm)
  - Empilement : [0<sub>2</sub>, 0, 60, -60, -60, 60, 0] (Empilement du modèle à 6 couches + 2 couches à 0°)

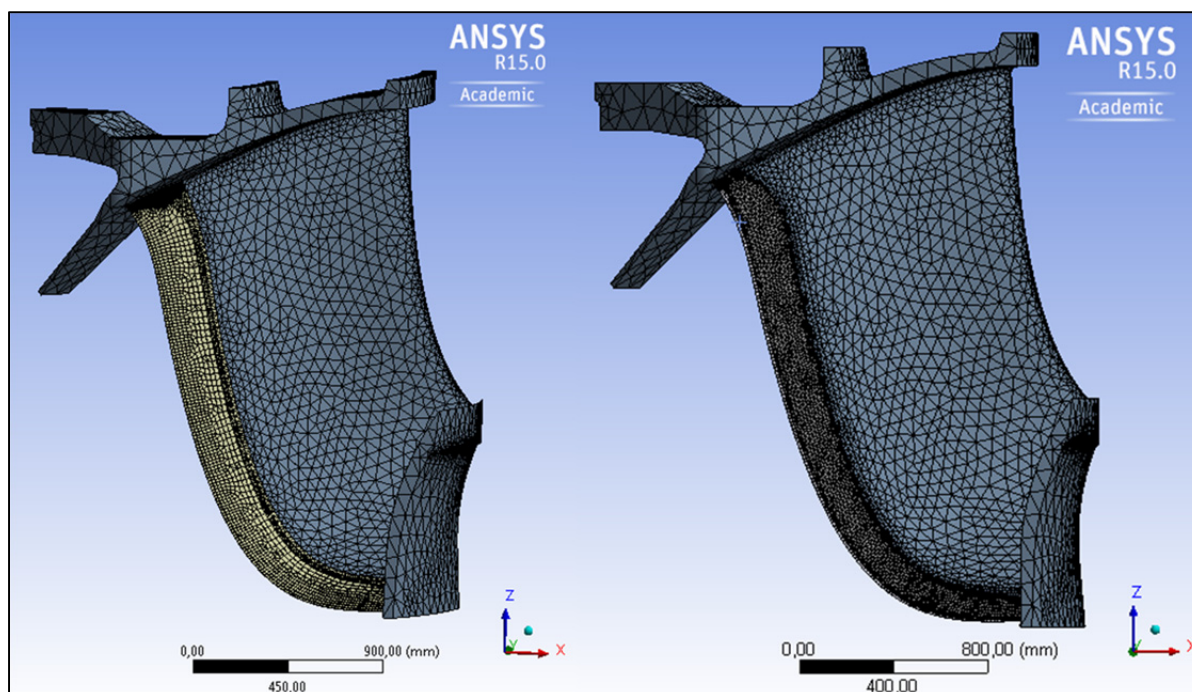


Figure-A XIX-1 Maillage du modèle avec coque (à gauche) et avec coque masquée (à droite)

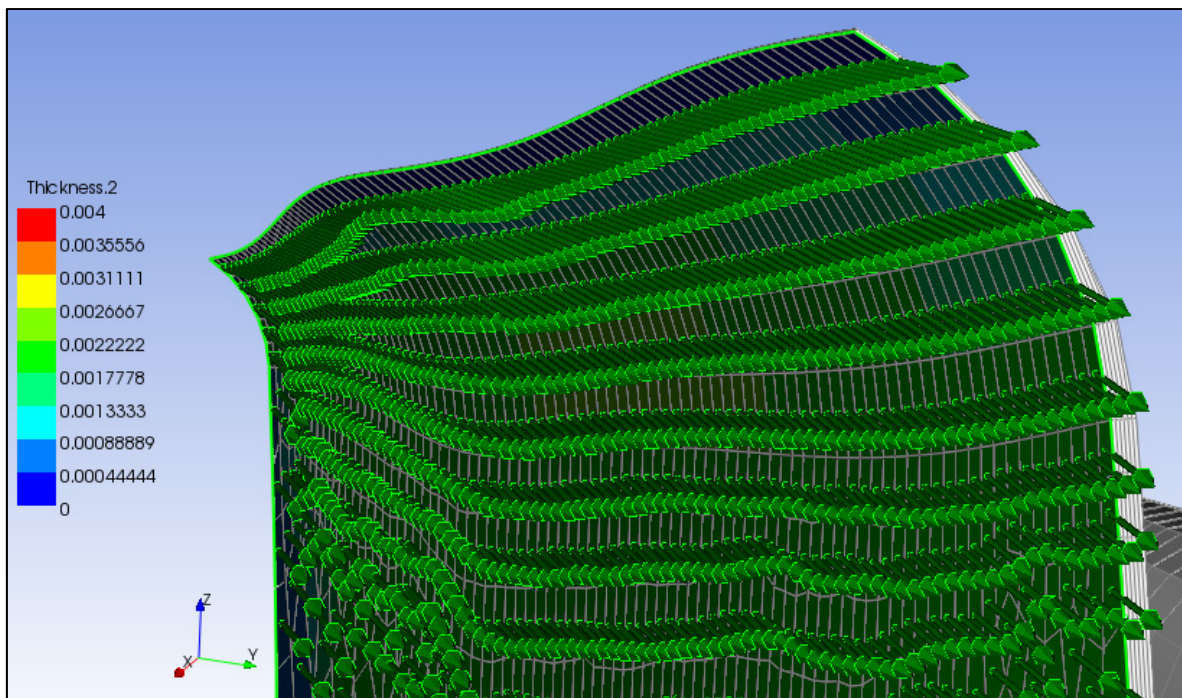


Figure-A XIX-2 Modèle de la coque près de la jonction du plafond avec l'orientation des fibres d'un des plis

Tableau-A XIX-1 Facteur de sécurité des trois sections de la roue à ABFM en matériau composite à huit couches avec et sans humidité

Section de la roue	Facteur de sécurité [-]		Variation [%]
	Matériaux secs	Matériaux humides	
Acier	3,8	3,5	-6%
Cœur	1,04	0,38	-175%
Coque	1,6	3,2	+96%



## ANNEXE XX

### DÉTAILS SUPPLÉMENTAIRES SUR L'ANALYSE NUMÉRIQUE DU MODÈLE DE BORD DE FUITE À COQUE QUASI ISOTROPE

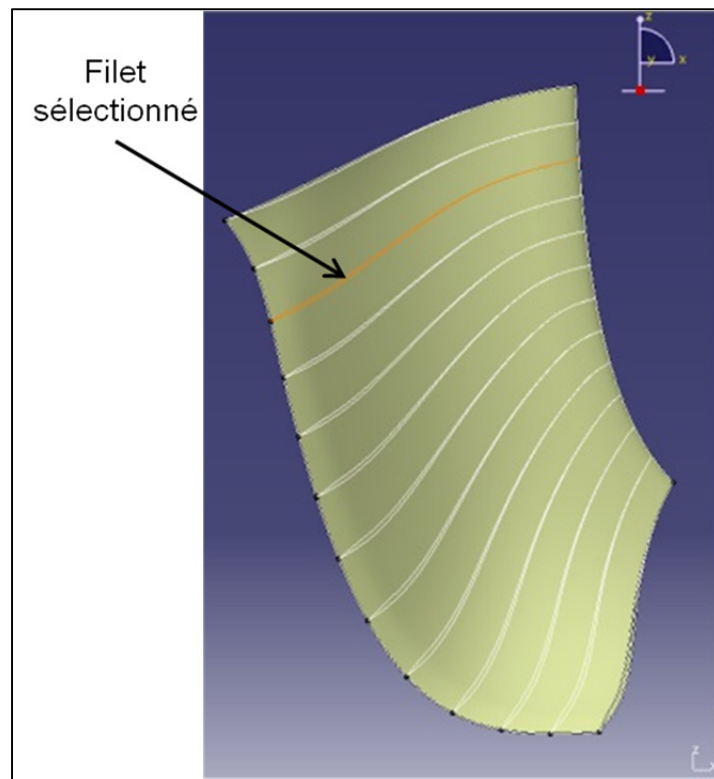


Figure-A XX-1 Filet sélectionné pour la modélisation géométrique du bord de fuite de l'aube

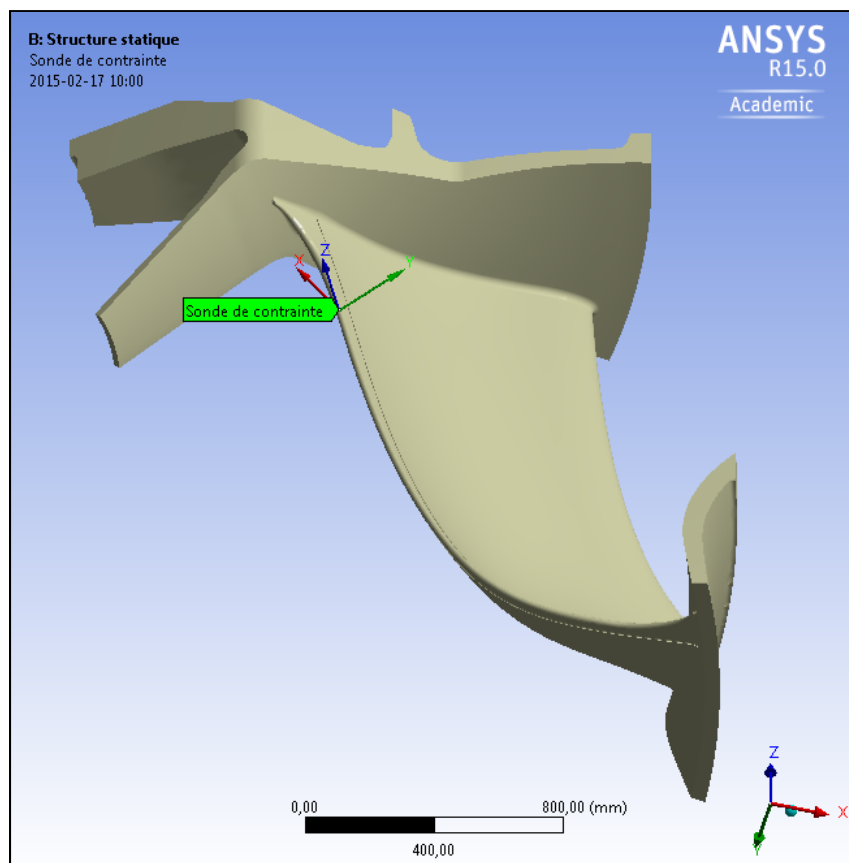


Figure-A XX-2 Système de coordonnées au point de sonde de contrainte du modèle d'ABFM en matériau composite

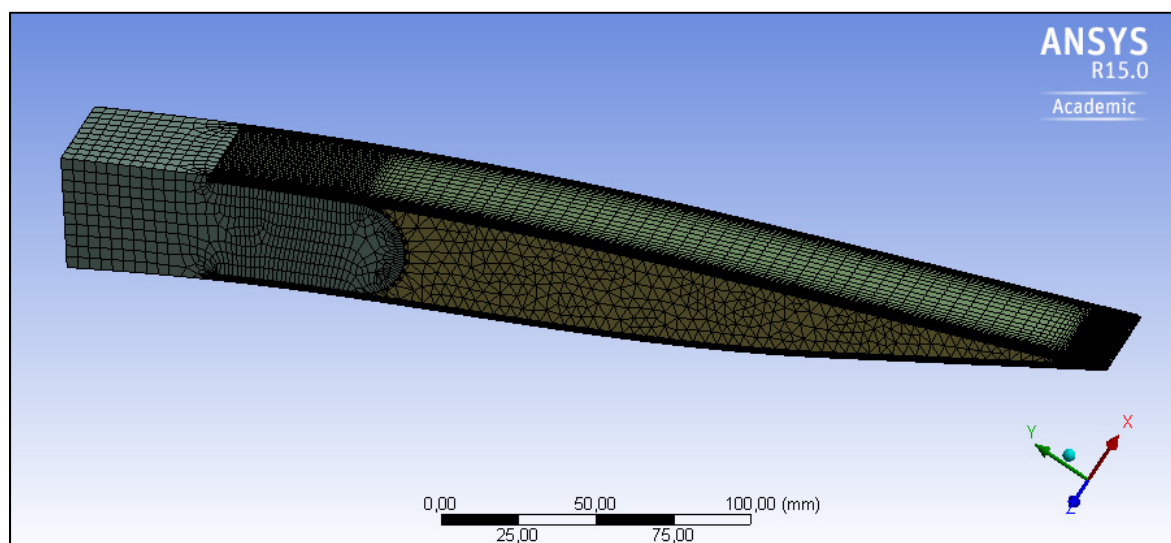


Figure-A XX-3 Maillage du modèle du bord de fuite de l'aube



### Analyse de convergence

Tableau-A XX-1 Analyse de convergence manuelle du facteur d'utilisation de la coque du modèle du bord de fuite de l'aube avec et sans expansion hygroscopique

Taille éléments général [mm]	Taille éléments raf. local [mm]	Nb d'éléments coque	Avec exp.hygro.		Sans exp.hygro.	
			FU max [-]	Variation	FU max [-]	Variation
5 x 3,8	1,25 x 3,8	31 122	0,1802	-	-	-
5 x 3,8	0,8 x 3,8	41 763	0,1839	2,05%	0,154741	-
5 x 3,8	0,6 x 3,8	49 288	0,1853	0,76%	0,158646	2,52%
5 x 3,8	0,5 x 3,8	59 571	0,1871	0,97%	0,159411	0,48%
5 x 3,8	0,5 x 3,8	59 571	0,1872	0,05%	0,160876	0,92%

Tableau-A XX-2 Analyse de convergence manuelle du facteur d'utilisation du cœur du modèle du bord de fuite de l'aube avec et sans expansion hygroscopique

Taille éléments général [mm]	Taille éléments raf. local [mm]	Nb d'éléments coeur	Avec exp.hygro.		Sans exp.hygro.	
			Contr. max V-M [MPa]	Var.	Contr. max V-M [MPa]	Var.
4	0,2 x 2,375	44 234	14,431	-	4,9462	-
4		53 074	14,294	-0,95%	4,9799	0,68%

Tableau-A XX-3 Analyse de convergence manuelle du facteur d'utilisation de l'adhésif du modèle du bord de fuite de l'aube avec et sans expansion hygroscopique

Taille éléments général [mm]	Taille éléments raf. local [mm]	Nb d'éléments adhésif	Avec expansion hygroscopique		Sans expansion hygroscopique	
			Contr. max cisail.[MPa]	Var.	Contr. max cisail.[MPa]	Var.
2	2	12530	13,018	-	-	-
0,2 x 3,8	0,2 x 3,8	29821	18,531	42,35%	6,0722	-
0,2 x 3,8	0,15 x 3,8	30839	18,126	-2,19%	6,8522	12,85%
0,2 x 0,76	0,075 x 0,76	119675	22,06	21,70%	5,949	-13,18%
0,2 x 0,76	0,05 x 0,76	124254	21,448	-2,77%	6,5573	10,23%
		171628	21,473	0,12%	6,7555	3,02%

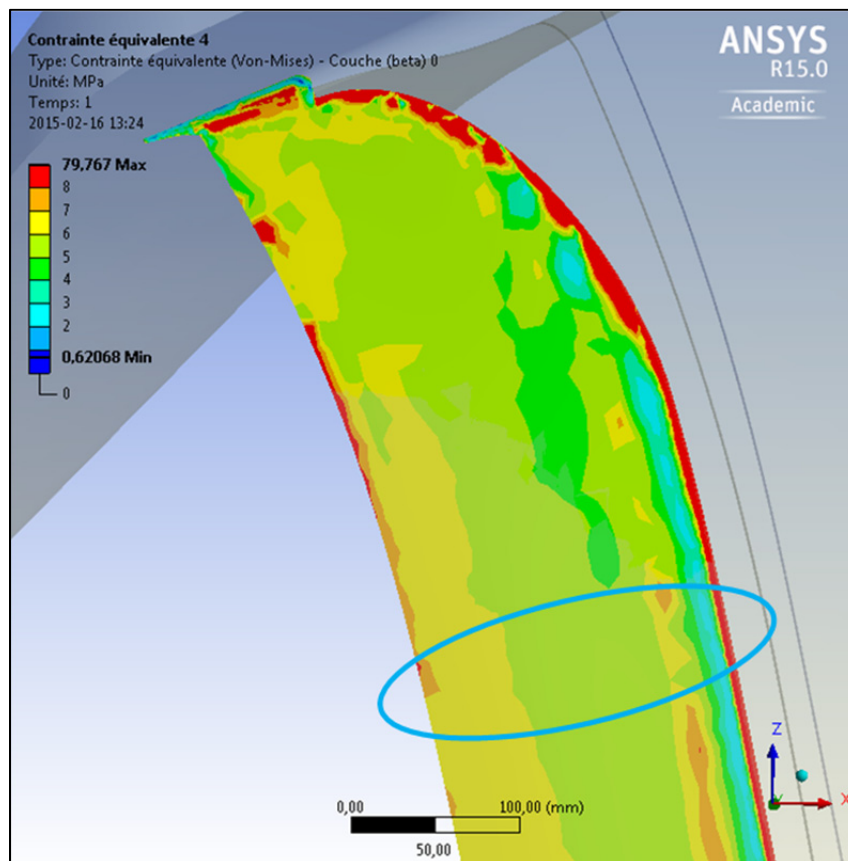


Figure-A XX-4 Distribution de contrainte von Mises du côté intrados du cœur d'époxy du modèle de roue complète avec la position correspondante à celle du modèle du bord de fuite de l'aube

## ANNEXE XXI

### ÉVALUATION DES PROPRIÉTÉS ÉLASTIQUES ISOTROPES ÉQUIVALENTES DU STRATIFIÉ

Empilement :  $[0/60/-60]_s$

Tableau-A XXI-1 Propriétés d'une couche de matériau composite A

Propriété	Symbole	Valeur	Source
Module d'élasticité longitudinal	$E_1$	133 GPa	Matériau composite D (car la mesure du matériau composite A est probablement erronée)
Module d'élasticité transversal	$E_2$	9,09 GPa	Valeur mesurée (humide)
Coefficient de Poisson	$\nu_{12}$	0,302	Matériau composite D
Module de cisaillement	$G_{12}$	3,91 GPa	$G_{12} = \left( \frac{\nu_f}{G_{f12}} + \frac{1 - \nu_f}{G_m} \right)^{-1}$

De la matrice de rigidité du stratifié :

$$A'_{11} = 9,880 \times 10^{-6} (MPa \times mm)^{-1}$$

$$A'_{12} = -3,160 \times 10^{-6} (MPa \times mm)^{-1}$$

$$E = E_x = \frac{1}{tA'_{11}} \text{ où } t = 2 \text{ mm}$$

$$E = 50,61 \text{ GPa}$$

$$\nu = \nu_{xy} = \frac{-A'_{12}}{A'_{11}} = 0,320$$



## ANNEXE XXII

### ESSAI DE TRACTION SUPPLÉMENTAIRE DE L'ÉPOXY H

Cet essai de traction a été réalisé selon la norme ASTM D638-14 à l'aide d'une machine MTS Alliance. GE a fait fabriquer les éprouvettes de cet essai à l'externe. La géométrie des éprouvettes correspondait aux éprouvettes de type I de la norme ASTM D638-14. Le montage de la machine incluait une cellule de charge de 10 kN et des mors pneumatiques. La distance initiale entre les mors était de 114 mm et la vitesse de déplacement des mors était de 5 mm/min. La déformation longitudinale des éprouvettes a été mesurée à l'aide d'un extensomètre. Cinq éprouvettes ont été testées.

La première éprouvette testée (H-04) a été testée avec une vitesse de déplacement des mors de 1 mm/min. La forte divergence des résultats par rapport aux prédictions faites à l'aide de la fiche technique du matériau a poussé à revoir la vitesse d'essai. En effet, la rupture de l'éprouvette H-04 a eu lieu 25 minutes après le début de l'essai. Cette durée n'est pas acceptable pour l'essai quasi statique d'un polymère. La vitesse de déplacement des mors a donc été augmentée à 5 mm/min pour les éprouvettes suivantes. Les résultats de l'éprouvette H-04 ont été rejetés. Le Tableau-A XXII-1 présente les résultats de l'essai de traction de l'époxy H.

Tableau-A XXII-1 Résultats des essais de traction de l'époxy H

Éprouvette	$\sigma$ rupt. [Mpa]	E [GPa]	Allongement [%]
H-04*	8,44	0,91	30,6%
H-07	9,90	1,19	17,6%
H-08	12,12	1,37	5,1%
H-10	13,70	1,63	10,6%
H-11	10,30	1,06	13,0%
Moyenne	11,50	1,31	11,6%
É.-T.	1,75	0,25	5,2%

\* Rejetée car la vitesse de déplacement des mors était de 1 mm/min



## ANNEXE XXIII

### ESSAIS MÉCANIQUES DU MATÉRIAU COMPOSITE D

La valeur des propriétés mécaniques du matériau composite a été nécessaire tôt dans le projet pour la construction des modèles numériques. Tester mécaniquement les quatre matériaux composites différents aurait requis beaucoup de temps. Donc seulement un de ces matériaux a été testé au début du projet. C'est le matériau composite D qui a été sélectionné pour cet essai.

#### Fabrication des éprouvettes

Les éprouvettes du matériau composite D ont été découpées à partir de plaques qui ont été mises en forme par infusion. Trois plaques possédant des empilements différents ont été fabriquées afin d'en découper trois types d'éprouvettes différents. Les éprouvettes à fibre longitudinale possédaient l'empilement  $[0_6]$ . Les éprouvettes à fibre transversale avaient un empilement  $[90_8]$ . Enfin, les éprouvettes de cisaillement possédaient l'empilement  $[(\pm 45)_2]_s$ . Ces éprouvettes n'ont subi aucun conditionnement.

#### Essais mécaniques

Les essais de traction ont été réalisés à l'aide de la machine MTS Alliance de l'ÉTS. La déformation des éprouvettes a été mesurée à l'aide d'un système d'analyse de déformation optique ARAMIS. Une vitesse de déplacement des mors de 2 mm/min a été utilisée pour l'ensemble des éprouvettes.

Huit éprouvettes à fibre longitudinale ont été testées selon la norme ASTM D3039/D3039M-14 *Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials*. Le montage de la machine de traction a nécessité l'utilisation d'une cellule de charge de 200 kN et des mors mécaniques. Les éprouvettes à fibre transversale ont également été testées selon la norme ASTM D3039/D3039M-14. Sept de ces éprouvettes ont été testées.

Un total de neuf éprouvettes de cisaillement ont été testées selon la norme ASTM D3518/D3518M-94 *In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a  $\pm 45^\circ$  Laminate*. La distance initiale entre les mors était de 150 mm.

### Analyse des résultats

Lors de ces essais expérimentaux, une seule éprouvette à fibre longitudinale a subi un type de rupture acceptable. Donc seule cette éprouvette a été retenue pour évaluer la résistance longitudinale en traction. Le Tableau-A XXIII-1 montre les résultats des propriétés mécaniques principales du matériau composite D obtenus à l'aide des essais de traction.

Tableau-A XXIII-1 Résultats des propriétés mécaniques du matériau composite D

Propriété	Symbole [unités]	Éprouvettes utilisées	Moyenne	Écart-type
Module d'élasticité longitudinal	$E_1$ [GPa]	$[0_6]$	133,4	1,7
Module d'élasticité transversal	$E_2$ [GPa]	$[90_8]$	7,80	0,26
Module de cisaillement	$G_{12}$ [GPa]	$[(\pm 45)_2]_s$	3,341	0,085
Coefficient de Poisson	$\nu_{12}$ [-]	$[0_6]$	0,302	0,045
Résistance longitudinale en traction	$S_L^{(+)}$ [MPa]	$[0_6]$	1726*	-
Résistance transversale en traction	$S_T^{(+)}$ [MPa]	$[90_8]$	26,4	8,0
Résistance en cisaillement	$S_{LT}$ [MPa]	$[(\pm 45)_2]_s$	57,82	0,99

\*Basée sur une seule éprouvette ayant eu un mode de rupture acceptable

Le module d'élasticité longitudinal s'approche beaucoup de celui prédit par la fiche technique de la fibre qui est de 135 GPa pour un composite avec matrice époxy.

Même si ce matériau composite n'a pas été retenu pour la fabrication des prototypes, certaines propriétés mécaniques devraient être peu différentes pour les autres matériaux composites. En effet, le module d'élasticité longitudinal de même que la résistance longitudinale en traction devraient être sensiblement les mêmes pour les quatre matériaux composites.



## ANNEXE XXIV

### DÉTAILS SUPPLÉMENTAIRES SUR LES ESSAIS MÉCANIQUES DE JOINTS COLLÉS

#### **Essai de joint en recouvrement double**

L'essai d'un joint en recouvrement double réduit les contraintes normales dans l'adhésif par rapport à un joint en recouvrement simple, mais ne les élimine pas (Campbell, 2010, p. 466; Landrock, 1985, p. 288-289). Les mêmes inconvénients du joint en recouvrement simple sont encore présents chez le joint en recouvrement double (DeVries et Borgmeier, 2000, p. 840).

#### **Essai de joints bout à bout**

Un essai d'adhésion peut être réalisé à l'aide de pièces collées bout à bout comme présenté sous le nom « *Plain Butt* » à la Figure-A I-1 (*Voir* ANNEXE I, p. 171). Ces joints peuvent paraître simples à réaliser, mais ils sont difficiles à fabriquer et à aligner (DeVries et Borgmeier, 2000, p. 839; Wu, 1982, p. 497). De plus, ce type d'essai ne permet pas d'évaluer la valeur réelle de la résistance en tension de l'adhésif (Wu, 1982, p. 497). Enfin, la différence d'élasticité entre les matériaux du joint crée des contraintes en cisaillement dans l'adhésif selon (DeVries et Borgmeier, 2000, p. 841; Wu, 1982, p. 497).

#### **Essai de joints en torsion**

La norme ASTM E229-97 *Standard Test Method for Shear Strength and Shear Modulus of Structural Adhesives* qui a été retirée en 2003 permettait d'évaluer la résistance en cisaillement d'un adhésif à l'aide d'un essai en torsion. La Figure-A XXIV-1 illustre la géométrie de l'éprouvette de cette norme. Une éprouvette testée selon cette norme pouvait permettre d'obtenir une distribution plus uniforme de la contrainte de cisaillement par rapport aux essais en recouvrement si l'éprouvette était adéquatement assemblée et alignée

(Landrock, 1985, p. 289). Un essai en torsion de joint collé peut même permettre d'obtenir un vrai état de contraintes en cisaillement (Pocius, 2012, p. 60).

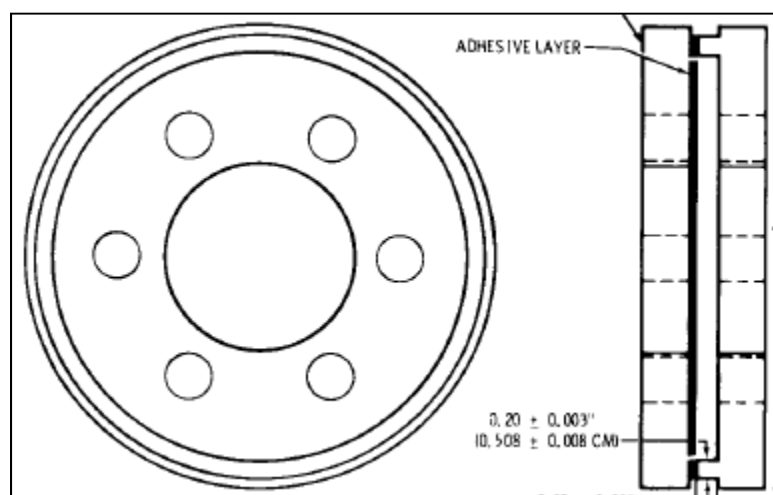


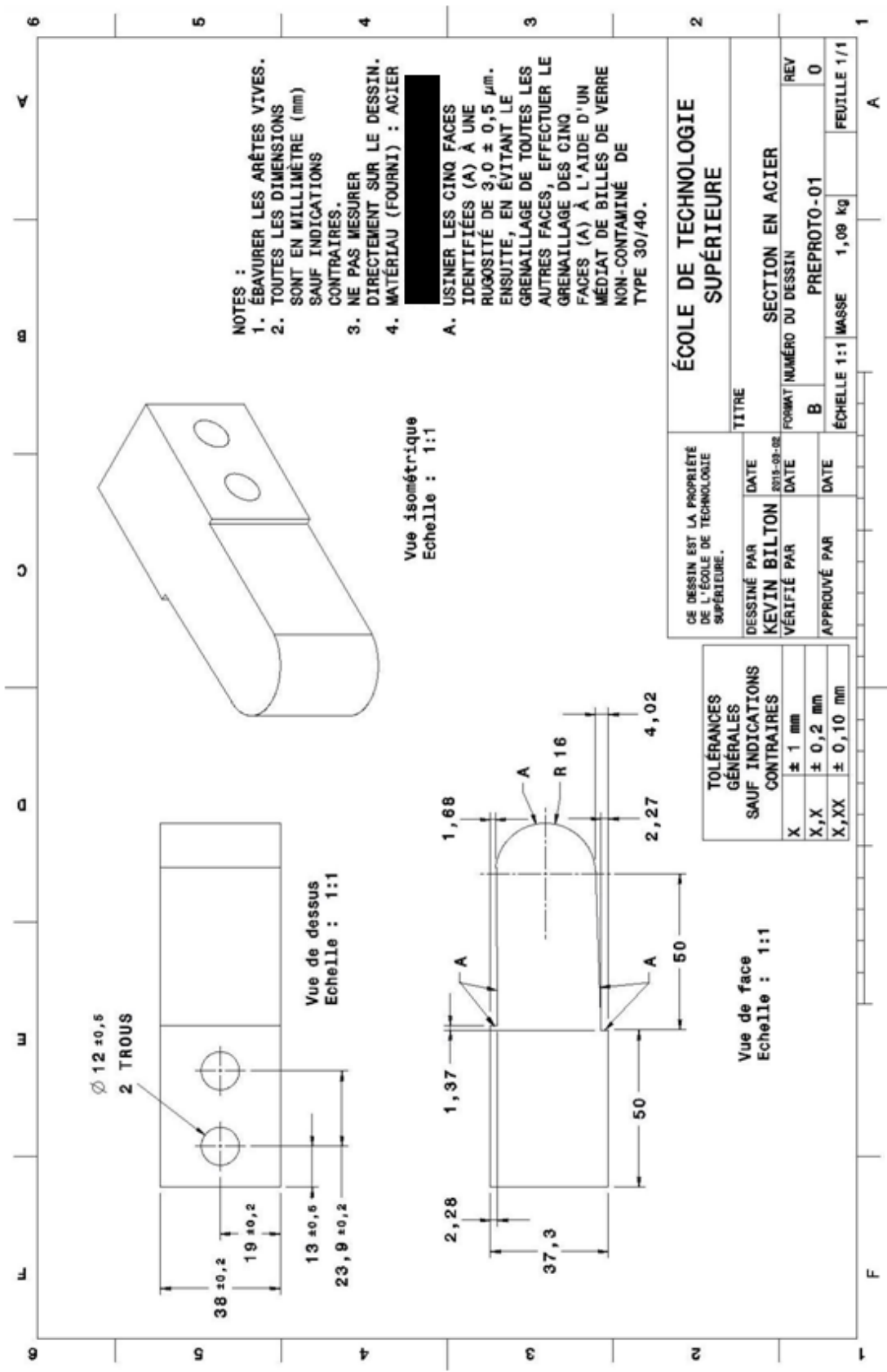
Figure-A XXIV-1 Éprouvette de joint collé de la norme ASTM E229-97  
Tiré de la norme ASTM E229-97 (1997)

## **APPENDICE A**

### **DESSIN TECHNIQUE DE LA PORTION D'ACIER DES PRÉPROTOTYPES**

Attention, le dessin n'est pas à l'échelle.

*Voir page suivante*



## **APPENDICE B**

### **DESSINS TECHNIQUES DU MOULE DES COQUES DE PRÉPROTOTYPES**

Attention, les dessins ne sont pas à l'échelle.

*Voir pages suivantes*

**VUE ISOMÉTRIQUE**

**COUPE A-A**

**ÉCHELLE : 1:5**

REF	QTE	N° DE PIÈCE	FOURNISSEUR	DESCRIPTION	MATIERE
1	1	-	EXTERNE	INTRADOS DU MOULE DE PRÉ-PROTOTYPE	ALUMINIUM
2	1	-	EXTERNE	EXTRADOS DU MOULE DE PRÉ-PROTOTYPE	ALUMINIUM
3	2	-	EXTERNE	MEMBRURE DE POSITIONNEMENT	ALUMINIUM
4	4	91251A540	McMASTER-CARR	VIS 1/4-20 x 3/4 po	-
5	4	91525A117	McMASTER-CARR	RONDELLE 1/4 po	-
6	2	92344A540	McMASTER-CARR	VIS DE PRESSION 1/4-20 x 3/4 po	-
7	2	91251A628	McMASTER-CARR	VIS 3/8-16 x 1,5 po	-
8	4	98017A199	McMASTER-CARR	RONDELLE 3/8 po X 5/8 po	-
9	2	90490A031	McMASTER-CARR	ÉCROU 3/8-16	-
10	2	90145A539	McMASTER-CARR	GOUPILLE 1/4 po DIA, 5/8 po LONG	-
11	2	90145A438	McMASTER-CARR	GOUPILLE 3/32 po DIA, 1/2 po LONG	-
12	1	44555K135	McMASTER-CARR	RACCORD 3/8 po DE, 1/2 po NPT	-

**NOTES :**

- TOUTES LES DIMENSIONS SONT EN MILLIMÈTRE (mm) SAUF INDICATIONS CONTRAIRES.
- NE PAS MESURER DIRECTEMENT SUR LE DESSIN.

**ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE**

CE DESSIN EST LA PROPRIÉTÉ DE L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE.

DESSINÉ PAR: KEVIN BILTON  
DATE: 2015-03-19

VÉRIFIÉ PAR: [Signature]  
DATE: [Signature]

APPROUVÉ PAR: [Signature]  
DATE: [Signature]

MOULE DE PRÉ-PROTOTYPE  
FORMAT: B  
NUMERO DU DESSIN: MOULEPRE-01  
ÉCHELLE: 1:2 MASSE  
FEUILLE 1/1

## LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Aakkula, Jarkko, et Olli Saarela. 2014. « Silane based field level surface treatment methods for aluminium, titanium and steel bonding ». *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 48, n° 0, p. 268-279.
- Andresen, Finn Roger. 2001. « Open Molding: Hand Lay-Up and Spray-Up ». In *Composites*, sous la dir. de Miracle, Daniel B., et Steven L. Donaldson, p. 450-456: «Composites», Volume 21. ASM International. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpASMHVC13/asm-handbook-volume-21> >. Consulté le 16 février 2014.
- Apalak, Z. Gul , M. Kemal Apalak et M. Serdar Genc. 2006. « Progressive damage modeling of an adhesively bonded unidirectional composite single-lap joint in tension at the mesoscale level ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 19, n° 6, p. 671-702.
- ASTM Standard. 1994. *Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a  $\pm 45^\circ$  Laminate*. D3518/D3518M-94R07. West Conshohocken (PA). ASTM International, 7 p.
- ASTM Standard. 1997. *Standard Test Method for Shear Strength and Shear Modulus of Structural Adhesives*. E229-97. West Conshohocken (PA). ASTM International, 5 p.
- ASTM Standard. 1998. *Standard Test Method for Water Absorption of Plastics*. D0570-98R10E01. West Conshohocken (PA). ASTM International, 4 p.
- ASTM Standard. 2008a. *Standard Guide for Preparation of Metal Surfaces for Adhesive Bonding*. D2651-01R08. West Conshohocken (PA). ASTM International, 6 p.
- ASTM Standard. 2008b. *Standard Practice for Dealing With Outlying Observations*. E0178-08. West Conshohocken (PA). ASTM International, 18 p.
- ASTM Standard. 2010. *Standard Test Method for Apparent Shear Strength of Single-Lap-Joint Adhesively Bonded Metal Specimens by Tension Loading (Metal-to-Metal)*. D1002-10. West Conshohocken (PA). ASTM International, 6 p.
- ASTM Standard. 2011. *Standard Practice for Preparation of Surfaces of Plastics Prior to Adhesive Bonding*. D2093-03R11. West Conshohocken (PA). ASTM International, 3 p.
- ASTM Standard. 2014a. *Standard Test Method for Moisture Absorption Properties and Equilibrium Conditioning of Polymer Matrix Composite Materials*. D5229/D5229M-14. West Conshohocken (PA). ASTM International, 19 p.

- ASTM Standard. 2014b. *Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics*. D0638-14. West Conshohocken (PA). ASTM International, 17 p.
- ASTM Standard. 2014c. *Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials*. D3039/D3039M-14. West Conshohocken (PA). ASTM International, 13 p.
- Baïlon, Jean-Paul, et Jean-Marie Dorlot. 2000. *Des matériaux*, 3e éd. Montréal: Presses internationales Polytechnique, 736 p.
- Beaulieu, Sébastien , Yves Labrecques et Michel Sabourin. 2013. *Breakthrough in the rehabilitation of stay vanes*. Sorel-Tracy (Qc) : Alstom, 11 p.
- Beaulieu, Sébastien. 2012. *Report of the tests on the manufacturing and installation of a full-scale prototype of fibreglass stay vane extension*. HZ-003 00 MEF 10 802 DD. Sorel-Tracy (Qc) : Alstom - Centre de Technologie Mondial en Hydroélectricité Durable, 29 p.
- Beaulieu, Sébastien. 2013. *Report on the installation of stay vane extensions made of composite materials at Chief Joseph power plant*. CM1-11503-013. Sorel-Tracy (Qc) : Alstom - Centre de Technologie Mondial en Hydroélectricité Durable, 9 p.
- Boyce, Meherwan P. 2012. « Hydraulic Radial-Inflow Turbines ». In *Gas Turbine Engineering Handbook*, 4th edition, p. 357-383: Elsevier. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/pdf/id:kt009HNBC1/gas-turbine-engineering-2/hydraulic-radial-inflow> >. Consulté le 10 mars 2016.
- Campbell, F. C. 2010. « Structural Joints—Bolted and Bonded ». In *Structural composite materials* (En ligne) En ligne. p. 449-487, En ligne. Materials Park, Ohio: ASM International. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/pdf/id:kt008N7O68/structural-composite/structural-joints-bolted> >. Consulté le 15 janvier 2014.
- Campilho, R. D. S. G., M. F. S. F. de Moura, A. M. G. Pinto, D. A. Ramantani, J. J. L. Morais et J. J. M. S. Domingues. 2010. « Strength Prediction Of Adhesively-bonded Scarf Repairs In Composite Structures Under Bending ». In *Materials Science Forum*. Vol. 636-637, p. 233-238. Switzerland : Trans Tech Publications Ltd.
- Campo, E. Alfredo. 2008. « Polymeric Materials and Properties ». In *Selection of Polymeric Materials - How to Select Design Properties from Different Standards*, p. 1-39: William Andrew Publishing and Plastics Design Library. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpSPMHSDP3/selection-polymeric-materials> >. Consulté le 17 février 2014.



- Ching-Chieh, Lin, Lee Ya-Jung et Hung Chu-Sung. 2009. « Optimization and experiment of composite marine propellers ». *Composite Structures*, vol. 89, n° 2, p. 206-215.
- Chung, Deborah D. L. 1994. « Polymer-Matrix Composites ». In *Carbon Fiber Composites*, p. 85-123: Elsevier. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpCFC00012/carbon-fiber-composites> >. Consulté le 14 février 2014.
- Clean Energy Action Project. 2012. « Hydropower | Hydroelectric Case Studies ». In *Clean Energy Action Project : Clean Energy Case Studies*. En ligne. < [http://www.cleanenergyactionproject.com/CleanEnergyActionProject/Hydropower\\_Case\\_Studies.html](http://www.cleanenergyactionproject.com/CleanEnergyActionProject/Hydropower_Case_Studies.html) >. Consulté le 13 mars 2016.
- Cognard, Jacques. 2000. *Science et technologie du collage*. Lausanne: Presses polytechniques et universitaires romandes, 322 p.
- Cognard, Philippe. 2006. *Handbook of adhesives and sealants*, 1st ed. Amsterdam and San Diego: Elsevier.
- Côté, Philippe. 2011. « Simulations des phénomènes de cavitation instationnaires lors du délestage d'une turbine hydraulique ». In *Université Laval : Laboratoire de Mécanique des Fluides Numérique*. En ligne. < [http://www.lmfn.ulaval.ca/projets\\_de\\_recherche/ener\\_renov/turbines\\_hydrauliques/etude\\_dun\\_phenomene\\_vibratoire/](http://www.lmfn.ulaval.ca/projets_de_recherche/ener_renov/turbines_hydrauliques/etude_dun_phenomene_vibratoire/) >. Consulté le 10 mars 2016.
- Davies, Peter , Grégory Germain, Benoît Gaurier, Amélie Boisseau et Dominique Perreux. 2013. « Evaluation of the durability of composite tidal turbine blades ». In *Proceedings of the royal society of London (A)*. Vol. 371, p. 15. The Royal Society.
- Davies, Peter, et Yapa D. S. Rajapakse. 2014. *Durability of Composites in a Marine Environment*, Volume 208. En ligne. Springer Netherlands, 261 p. < <http://proxy.uqtr.ca/login.cgi?action=login&u=uqtr&db=springer-eb&url=http://dx.doi.org/10.1007/978-94-007-7417-9> >. Consulté le 3 mars 2014.
- Devine, Andrew. 1979. « Basic bonded and bolted lapjoint configurations and design variations ». In *Joining of advanced composites* p. 1-35. Alexandria, Va.: U.S. Army Materiel Command. En ligne. < <http://app.knovel.com/web/toc.v/cid:kpEDHJACD3> >. Consulté le 29 janvier 2014.
- DeVries, K.L. , et Paul Borgmeier. 2000. « Testing of Adhesive Joints ». In *Mechanical Testing and Evaluation*, sous la dir. de Kuhn, Howard, et Dana Medlin, p. 836-844: «Mechanical Testing and Evaluation», Volume 8. ASM International. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpASMHVMT2/asm-handbook-volume-08> >. Consulté le 22 janvier 2014.

- Ebnesajjad, Sina. 2011. « Surface Preparation of Metals ». In *Handbook of Adhesives and Surface Preparation - Technology, Applications and Manufacturing*, p. 83-106: Elsevier. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/pdf/id:kt008TY6H4/handbook-adhesives-surface/surface-preparation-metals> >. Consulté le 2 février 2014.
- Fuhrer, Gregory J., Dwight Q. Tanner, Jennifer L. Morace, Stuart W. McKenzie et Kenneth A. Skach. 1996. *Water Quality of the Lower Columbia River Basin: Analysis of Current and Historical Water-Quality Data through 1994*. Portland, Oregon: U.S. GEOLOGICAL SURVEY, 157 p.
- Greene, Eric. 1990. *Use of fiber reinforced plastics in the marine industry*. Washington, D.C.: Ship Structure Committee, 293 p. < <http://www.dtic.mil/dtic/tr/fulltext/u2/a230414.pdf> >. Consulté le 7 mars 2016.
- Greszczuk, L. B. 1983. « Influence of Marine Environment of the Compression Fatigue Strength of Adhesively Bonded Hybrid Composite Scarf Joints ». In *28th National SAMPE Symposium and Exhibition*. (Anaheim, Calif, USA) Vol. 28: Materials and Processes-Continuing Innovations., p. 1443-1453. SAMPE.
- Greszczuk, L. B., et W. P. Couch. 1979. « Design, Fabrication, and Nondestructive Evaluation of an Advanced Composite Foil Test Component (Tapered Box Beam) ». In *ASTM Special Technical Publication*. (New Orleans, LA, USA), p. 84-100. ASTM.
- Gunnion, Andrew J., et Israel Herszberg. 2006. « Parametric study of scarf joints in composite structures ». *Composite Structures*, vol. 75, n° 1-4, p. 364-376.
- He, Xiaodong, Zhang Hongming, Wang Rongguo et Hong Yi. 2011. « Manufacture and Testing of a Moderate Size Integrated Marine Composite Propeller ». In *Advanced Materials Research*. Vol. 194-196, p. 1485-1488. Switzerland : Trans Tech Publications Ltd.
- Heschung, Marine. 2013. *Optimisation du profil hydrodynamique des aubes de turbines hydrauliques Francis*. Sorel-Tracy (Qc) : Technologie de l'Ingénieur de Nancy et Alstom, 61 p.
- Hoebergen, Arlen, et J. Anders Holmberg. 2001. « Vacuum Infusion ». In *Composites*, sous la dir. de Miracle, Daniel B., et Steven L. Donaldson, p. 501-515: «Composites», Volume 21. ASM International. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpASMHVC13/asm-handbook-volume-21> >. Consulté le 16 février 2014.
- Hydro-Québec. 2016. « Turbines ». In *Hydro-Québec : Comprendre l'électricité*. En ligne. < <http://www.hydroquebec.com/comprendre/hydroelectricite/types-turbines.html> >. Consulté le 13 mars 2016.

- Hyer, M. W., et S. R White (695). 2009. *Stress analysis of fiber-reinforced composite materials*.
- Jang, Bor Z. 1994. *Advanced polymer composites*. Materials Park, Ohio: ASM International, 297 p.
- Jianxin, Xu, Dou Chen et Li Dinghe. 2011. « Stress-based health assessment of composite open-end cylindrical laminated shell with stepped-lap repairs ». In *Advanced Materials Research*. Vol. 393-395, p. 297-303. Switzerland : Trans Tech Publications Ltd.
- Kim, J. H., B. J. Park et Y. W. Han. 2004. « Evaluation of fatigue characteristics for adhesively-bonded composite stepped lap joint ». *Composite Structures*, vol. 66, p. 69-75.
- Kinloch, A. J. 1983. *Durability of structural adhesives*. London, Angleterre; New York, N. Y.: Applied Science, 360 p.
- Kostikov, V. I. 1995. *Fibre science and technology*. London, Angleterre: Chapman and Hall, 694 p.
- Kumar, S. B., I. Sridhar, S. Sivashanker, S.O. Osiyemi et A. Bag. 2006. « Tensile failure of adhesively bonded CFRP composite scarf joints ». *Materials Science and Engineering B: Solid-State Materials for Advanced Technology*, vol. 132, n° 1-2, p. 113-120.
- Landrock, Arthur H. 1985. *Adhesives technology handbook*. Park Ridge: Noyes Publications, 444 p.
- Lin, H. J. , J. J. Lin et T. J. Chuang. 2005. « Strength evaluation of a composite marine propeller blade ». *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 24, n° 17, p. 1791-1807.
- Marsh, George. 2004. « Tidal turbines harness the power of the sea ». *Reinforced Plastics*, vol. 48, n° 6, p. 44-47.
- Messler, Robert W. Jr. 2004. « Joining composite materials and structures: some thought-provoking possibilities ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 17, n° 1, p. 51-75.
- Moeykens, Shane 2010. « World-Class Composites Analysis by Alinghi ». *ANSYS Advantage*, vol. IV, n° 1, p. 2.
- Mosallam, Ayman S. 2011. « Structural adhesives ». In *Design Guide for FRP Composite Connections*, p. 131-155: American Society of Civil Engineers (ASCE). En ligne. <

<http://app.knovel.com/hotlink/pdf/id:kt00ARD8X5/design-guide-frp-composite/epoxies> >. Consulté le 9 février 2014.

- Ngô, Anh Dung. 2013. *SYS-857 : Matériaux composites*. Programme de maîtrise en génie mécanique. Montréal : École de technologie supérieure, 184 p.
- Ochoa-Putman, Carol, et Uday K. Vaidya. 2011. « Mechanisms of interfacial adhesion in metal-polymer composites: effect of chemical treatment ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, n° 8, p. 906-915.
- Odi, Randolph A., et Clifford M. Friend. 2004. « An improved 2D model for bonded composite joints ». *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 24, n° 5, p. 389-405.
- Pellerin, Jonathan 2009. *Mechanical Analysis of the Runner*. CC1-15101-001. Sorel-Tracy (Qc) : Alstom 16 p.
- Pocius, Alphonsus V. 2012. « Mechanical Tests of Adhesive Bond Performance ». In *Adhesion and Adhesives Technology - An Introduction*, 3rd Edition, p. 47-83: Hanser Publishers. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpAATAIE07/adhesion-adhesives-technology> >. Consulté le 16 février 2014.
- Pocius, Alphonsus V. , et Robert P. Wenz. 1985. « Mechanical surface preparation of graphite-epoxy composite for adhesive bonding ». *SAMPE Journal*, vol. 21, n° 5, p. 50-58.
- Ratna, Debdatta. 2009. « Chemistry, Properties and Applications of Thermoset Resins ». In *Handbook of Thermoset Resins*, p. 61-153: Smithers Rapra Technology. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpHTR00005/handbook-thermoset-resins> >. Consulté le 14 février 2014.
- Roman, Jean-Marie , Gérard Vuillerod et Maryse François. 2003. *Development of a new composite material Solution for a Pelton wheels*. Grenoble : Alstom, 11 p.
- Sawa, Toshiyuki , Kohei Ichikawa, Yuichiro Shin et Takashi Kobayashi. 2010. « A three-dimensional finite element stress analysis and strength prediction of stepped-lap adhesive joints of dissimilar adherends subjected to bending moments ». *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 30, n° 5, p. 298-305.
- Seymour, Raymond Benedict. 1990. *Engineering polymer sourcebook*. New York, N.Y. Montréal: McGraw-Hill, 300 p.
- Shenoi, R. A. , et J. F. Wellicome. 1993. *Composite materials in maritime structures*, Volume 1. Cambridge: Cambridge University Press.

- Shin, Kum Cheol, et Jung Ju Lee. 2003. « Bond parameters to improve tensile load bearing capacities of co-cured single and double lap joints with steel and carbon fiber-epoxy composite adherends ». *Journal of Composite Materials*, vol. 37, n° 5, p. 401-420.
- Stahl, Brad. 5 juin 1990. *Marine propeller and hub assembly of plastic*. US Patent US4930987 A. En ligne. In Google Patents. Alexandria (VA) : United States Patent and Trademark Office. < <http://www.google.com/patents/US4930987> >. Consulté le 13 février 2016.
- Troughton, Michael J. 2008. « Adhesive Bonding ». In *Handbook of Plastics Joining - A Practical Guide*, 2nd edition, p. 145-173: William Andrew Publishing. En ligne. < <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpHPJAPGE2/handbook-plastics-joining-2> >. Consulté le 2 février 2014.
- Tsouvalis, Nicholas G. , et Vassilios A. Karatzas. 2011. « An Investigation of the Tensile Strength of a Composite-To-Metal Adhesive Joint ». *Applied Composite Materials*, vol. 18, n° 2, p. 149-63.
- Tual, N., N. Carrere, P. Davies, T. Bonnemains et E. Lolive. 2015. « Characterization of sea water ageing effects on mechanical properties of carbon/epoxy composites for tidal turbine blades ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 78, p. 380-389.
- Turaga, U. V. R. S. , et C. T. Sun. 2008. « Improved Design for Metallic and Composite Single-Lap Joints ». *Journal of Aircraft*, vol. 45, n° 2, p. 440-447.
- U.S. Army Corps of Engineers. [s.d]. « Chief Joseph Dam and Rufus Woods Lake ». In *US Army Corps of Enginners*. En ligne. < <http://www.nws.usace.army.mil/Missions/CivilWorks/LocksandDams/ChiefJosephDam.aspx> >. Consulté le 7 novembre 2014.
- Verdu, Jacques. 1984. *Vieillissement des plastiques*. Paris: Association française de normalisation, 387 p.
- WA.Ecology. [s.d]. « Western US Water Temperature Data Graphical Depictions ». In *Université of Washington : Columbia Basin Research*. En ligne. < <http://www.cbr.washington.edu/img/streams/data/53A070.PNG> >. Consulté le 10 mars 2016.
- Wegman, Raymond F. 1989. *Surface preparation techniques for adhesive bonding*. Park Ridge, N. J.: Noyes Publications, 150 p.
- Wiśniewski, Jan H. , et Bartosz M. Olszański. 2015. « Assessing the Profitability of Changing a Turbine for a Hydroelectric Power Plant Based on Long-Period Water Gauge Readings ». In *Promoting Sustainable Practices through Energy Engineering and*

*Asset Management*, sous la dir. de González-Prida, Vicente, et Anthony Raman, p. 35-53: IGI Global. En ligne. <  
<http://app.knovel.com/hotlink/pdf/id:kt00UC6Y51/promoting-sustainable/basic-turbine-information> >. Consulté le 10 mars 2016.

Wu, Souheng. 1982. *Polymer interface and adhesion*. New York: M. Dekker.