

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE  
Faculté de génie  
Département de génie civil

# UTILISATION DE PROFILÉS EN MATÉRIAUX COMPOSITES DANS LES LIGNES AÉRIENNES DE TRANSPORT D'ÉNERGIE ÉLECTRIQUE

Mémoire de maîtrise  
Spécialité : génie CIVIL

Vincent GAGNÉ

Jury : Frédéric LÉGERON (directeur)  
Dominique LEFEBVRE (rapporteur)  
Louis CLOUTIER

Sherbrooke (Québec) Canada

Mai 2011

IV-2139



Library and Archives  
Canada

Published Heritage  
Branch

395 Wellington Street  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

Bibliothèque et  
Archives Canada

Direction du  
Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 978-0-494-83724-5

Our file Notre référence

ISBN: 978-0-494-83724-5

**NOTICE:**

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

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

---

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

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

**AVIS:**

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

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

---

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

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

**Canada**

# RÉSUMÉ

Ce rapport présente les recherches qui ont été effectuées en vue de considérer l'utilisation des matériaux composites dans les lignes aériennes de transport d'énergie électrique. Le présent document débute par une introduction présentant quelques généralités sur les matériaux composites, telles que les constituants du matériau (fibres, résines, charges et additifs) et les procédés de fabrication. Dans cette introduction, on présente également les choix des fibres, des résines, des charges et des additifs qui sont spécialement utilisés dans le domaine du transport d'énergie électrique, sans oublier les caractéristiques et les avantages des matériaux composites pour une utilisation dans ce domaine. Cette section se termine en présentant les principaux fabricants nord-américains de profilés en matériaux composites servant à des applications du génie civil.

Les méthodes de calcul nécessaires à la conception de structures en matériaux composites sont par la suite présentées dans ce rapport. Les notions et les équations requises pour la conception de profilés en matériaux composites, selon la norme européenne Eurocomp, sont résumées : principes de conception en tension, en compression, en flexion, en cisaillement, ainsi que les principes de stabilité tels que le voilement de l'âme sous charges concentrées, le flambement et les effets combinés. On présente également d'autres méthodes de conception de membrures en matériaux composites qui ont été trouvées et analysées lors de la recherche bibliographique effectuée sur le sujet. On y expose, notamment, les principes de plusieurs manuels de dimensionnement de divers fabricants et les équations de chercheurs tels que Barbero, Lekhnitskii, Kollár, Qiao & Shan et Pecce & Cosenza.

Au cœur de ce rapport, on retrouve le programme expérimental mis en place pour évaluer les principes de calcul précédemment énumérés dans le document. La méthode pour déterminer les propriétés mécaniques des profilés en matériaux composites testés en laboratoire ainsi que les résultats obtenus des essais sur les coupons sont résumés. On y présente également les essais en compression et en flexion qui ont été effectués dans les laboratoires de l'Université de Sherbrooke sur des membrures en matériaux composites telles que des cornières, des tubes carrés et rectangulaires, ainsi que des poutres à section en I et en H. Une comparaison entre les résultats expérimentaux et les méthodes existantes de conception de profilés en matériaux

composites est ensuite faite pour chacune des membrures testées en laboratoire. Le cœur du rapport se termine par la présentation des conceptions de structures en fibre de verre réalisées pour une ligne aérienne de transport d'énergie électrique de 69 kV. On retrouve donc dans cette section les hypothèses de calcul qui ont été utilisées pour la détermination des charges, les configurations des structures employées, la norme et les principes de conception qui ont été suivis, un résumé des membrures composant les structures ainsi qu'une analyse des coûts de cette ligne de 69 kV en matériaux composites. Le rapport se termine par une conclusion qui fait un retour sur les points importants exposés dans ce mémoire.

**Mots-clés :** fibre, laminé, matériaux composites, orthotropes, polymères, polymérisation, renfort et résine.

# REMERCIEMENTS

Je tiens spécialement à remercier mon directeur de recherche, monsieur Frédéric Légeron, professeur au Département de génie civil, pour toute l'aide qu'il m'a apportée au cours de ce projet de maîtrise. Je veux également lui exprimer toute ma gratitude pour m'avoir offert l'opportunité d'effectuer ce projet, pour tout le temps qu'il m'a accordé, pour ses précieux conseils, sa patience à mon égard ainsi que pour m'avoir guidé durant mes travaux et mes recherches.

Je voudrais aussi remercier le Conseil de recherche en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG), ainsi qu'Hydro-Québec pour leur soutien financier. Leur contribution a été un aspect très important à la réussite de ce projet de recherche.

Je tiens également à offrir mes plus sincères remerciements à monsieur Frédéric Turcotte, technicien au Département de génie civil de l'Université de Sherbrooke et membre de la Chaire industrielle CRSNG/HQTÉ, Lignes aériennes de transport d'énergie électrique, pour son précieux soutien lors des essais en laboratoire. Son aide durant la fabrication et l'installation des montages expérimentaux a été également très appréciée et je tiens à lui offrir toute ma reconnaissance.

Je désire exprimer ma gratitude à monsieur Marc Demers, assistant de recherche au Département de génie civil de l'Université de Sherbrooke, pour son aide lors des essais expérimentaux. Monsieur Demers a eu un rôle essentiel dans le succès des travaux de laboratoire et son expérience a permis d'obtenir des résultats de qualité.

Je veux également remercier messieurs Benjamin Marmion et Ahmed Godat pour leur incroyable contribution à ce projet de recherche. Tout le temps qu'ils ont mis sur ce projet et tous les travaux qu'ils ont effectués dans le cadre de cette recherche ont permis à cette maîtrise de se concrétiser et de se terminer.

Merci aux membres de la Chaire industrielle CRSNG/HQTÉ, Lignes aériennes de transport d'énergie électrique, à mes confrères des cycles supérieurs et aux techniciens du Département de génie civil de l'Université de Sherbrooke qui ont participé de près ou de loin à ce projet de maîtrise.

Enfin, je remercie tous les membres de ma famille, ainsi que mes amis, qui m'ont soutenu tout au long de ces années de travail. Plus spécialement, je voudrais remercier ma conjointe, Anne-Marie, de m'avoir apporté le support nécessaire afin de terminer mon projet de maîtrise.

# TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ .....	i
REMERCIEMENTS .....	iii
LISTE DES FIGURES.....	ix
LISTE DES TABLEAUX.....	xi
LEXIQUE .....	xv
LISTE DES SYMBOLES .....	xvii
LISTE DES ACRONYMES .....	xxv
Chapitre 1 INTRODUCTION .....	1
1.1. Les matériaux composites : quelques généralités.....	3
1.1.1. Les fibres (renfort).....	3
1.1.2. Les résines.....	5
1.1.3. Les additifs.....	7
1.2. Procédés de fabrication des matériaux composites .....	7
1.2.1. Les formages par moulage .....	8
1.2.2. L'enroulement filamentaire .....	9
1.2.3. Le processus de pultrusion.....	11
1.3. Les matériaux composites dans les lignes aériennes de transport d'énergie électrique.....	12
1.3.1. Le choix des fibres .....	12
1.3.2. Le choix de la résine .....	13
1.3.3. Le choix des additifs .....	14
1.3.4. Les produits structuraux utilisés .....	15
1.3.5. Les caractéristiques et les avantages des matériaux composites .....	15
1.4. Présentation des principaux fabricants nord-américains .....	18
1.4.1. RS Technologies – Une division de Resin Systems Inc. (Calgary, Alberta, Canada) .....	18
1.4.2. Shakespeare Composite Structures (Newberry, Caroline du Sud, USA) .....	21
1.4.3. Strongwell (Bristol, Virginie, USA) .....	24
Chapitre 2 MÉTHODES DE CONCEPTION DE MEMBRURES EN MATÉRIAUX COMPOSITES.....	29
2.1. Résistance en traction selon l'Eurocomp [5] .....	31
2.2. Résistance en compression .....	32
2.2.1. Flambement global .....	32
2.2.2. Flambement local.....	33
2.2.3. Flambement de flexion torsion .....	45
2.2.4. Résistance en compression suivant l'Eurocomp [5] .....	46
2.2.5. Résistance en compression suivant les autres manuels de conception .....	49

2.3.	Résistance en flexion.....	52
2.3.1.	Déversement latéral .....	52
2.3.2.	Résistance en flexion suivant l'Eurocomp [5].....	54
2.3.3.	Résistance suivant les autres manuels de conception.....	57
2.4.	Résistance en cisaillement d'après l'Eurocomp [5] .....	58
2.4.1.	Rupture de l'âme .....	58
2.4.2.	Flambement de l'âme .....	59
2.5.	Résistance en flexion et cisaillement des âmes d'après l'Eurocomp [5].....	60
2.6.	Résistance aux forces transversales de l'âme d'après l'Eurocomp [5] .....	61
Chapitre 3	PROCÉDURES ET RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX.....	65
3.1.	Le matériau – Composition et propriétés mécaniques .....	67
3.1.1.	Propriétés nominales.....	67
3.1.2.	Essais sur coupons – Détermination des propriétés en traction.....	69
3.1.3.	Analyses et résultats – Propriétés longitudinales .....	71
3.1.4.	Analyses et résultats – Propriétés transversales .....	78
3.2.	Essais en compression .....	81
3.2.1.	Essais en compression – Sections tubulaires.....	81
3.2.2.	Essais en compression – Cornières.....	89
3.3.	Essais en flexion.....	92
3.3.1.	Spécimens.....	92
3.3.2.	Procédure expérimentale .....	93
3.3.3.	Résultats des essais expérimentaux .....	94
Chapitre 4	COMPARAISON ENTRE LES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET LES MÉTHODES DE CONCEPTION.....	97
4.1.	Cornières .....	98
4.2.	Tubes carrés.....	100
4.2.1.	Manuels de dimensionnement .....	100
4.2.2.	Méthodes analytiques .....	101
4.2.3.	Résumé .....	101
4.3.	Tubes rectangulaires.....	102
4.3.1.	Manuels de dimensionnement .....	102
4.3.2.	Méthodes analytiques .....	103
4.3.3.	Résumé .....	105
4.4.	Poutre à section en I - 254 x 127 x 9.525 mm.....	106
4.5.	Poutre à section en I - 457 x 114 x 9.525 x 12.7 mm.....	109
4.6.	Poutre à section en H.....	110
Chapitre 5	MODÉLISATION ET CONCEPTION DE STRUCTURES EN MATÉRIAUX COMPOSITES .....	115
5.1.	Calcul des charges sur les portiques.....	116



---

5.2.	Dimensions et configurations des portiques.....	122
5.3.	Modélisations des portiques dans le logiciel de calcul (ADA).....	125
5.4.	Conception des profilés en matériaux composites.....	128
5.5.	Analyse des coûts de la ligne aérienne de 69 kV.....	132
Chapitre 6 CONCLUSION.....		136
BIBLIOGRAPHIE.....		141
LISTE DES ANNEXES.....		147



# LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Procédé de formage par moulage .....	9
Figure 1.2 : Processus d'enroulement filamenteux polaire, circonférentiel et hélicoïdal.....	10
Figure 1.3 : Procédé de pultrusion .....	11
Figure 1.4 : Comparaison de la résistance à la fatigue d'un alliage d'aluminium et d'un matériau composite [1].....	16
Figure 1.5 : Gamme de produits RStandard de RS Technologies.....	19
Figure 1.6 : Configurations de référence des assemblages RS Technologies.....	20
Figure 1.7 : Essais d'impact en grandeur réelle sur des poteaux Tuff-Pole.....	23
Figure 1.8 : Exemples de profilés structuraux proposés par Strongwell.....	25
Figure 1.9 : Poteaux SE28 de la compagnie Strongwell.....	25
Figure 1.10 : Étapes de fabrication du poteau SE28 à section dodécagonale .....	26
Figure 1.11 : Pylône prototype élaboré par Strongwell et Elbert Composites Corporation.....	28
Figure 1.12 : Assemblage « Snap And Build Connection » breveté par Strongwell-Elbert Composites Corporation.....	28
Figure 2.1 : Élément plaque sous compression uniforme .....	36
Figure 2.2 : Contrainte critique de flambement en fonction du rapport d'élancement selon différents code de conception .....	51
Figure 2.3 : Déversement latéral d'une poutre .....	53
Figure 2.4 : Longueur d'appui rigide .....	61
Figure 3.1 : Découpes d'une poutre Strongwell de la série 500 EXTREN.....	67
Figure 3.2 : Forme des éprouvettes selon la norme ASTM D 638 – 03.....	70
Figure 3.3 : Courbe force-déplacement mesurée lors des essais en traction.....	72
Figure 3.4 : Étendues et moyennes des résistances en traction mesurées lors des essais .....	76
Figure 3.5 : Étendues et moyennes des modules d'élasticité longitudinaux en traction mesurées lors des essais .....	77
Figure 3.6 : Montage pour les profilés tubulaires en compression .....	82
Figure 3.7 : Mode de flambement et rupture des profilés tubulaires en PRF .....	83
Figure 3.8 : Courbe force-déplacement latéral d'un tube carré mesuré : (a) sur une crête (b) sur un creux de demi-ondes .....	84
Figure 3.9 : Courbes force-déplacement des trois (3) tubes carrés .....	86
Figure 3.10 : Courbes force-déplacement axial des trois (3) poutres tubes rectangulaires .....	87

Figure 3.11 : Courbes force-déplacement d'un tube rectangulaire de la série 500 EXTREN soumis à de la compression.....	88
Figure 3.12 : Cornières en compression .....	89
Figure 3.13 : Mode de rupture des cornières testées en laboratoire.....	90
Figure 3.14 : Courbes force-déplacement latéral des cornières 76.2 x 76.2 x 6.35 mm de la série 500 EXTREN soumise à de la compression.....	91
Figure 3.15 : Les différentes configurations de chargement pour les tests en flexion.....	94
Figure 3.16 : Déformée de flambement de la poutre en H de la série 525 EXTREN Structural Shape .....	95
Figure 3.17 : Déversement latéral des poutres à section en I de la série 625 EXTREN Structural Shape .....	95
Figure 4.1 : Flambement local de la section d'un tube rectangulaire 228.6 x 152.4 x 7.937 mm, par Lekhnitskii [31] .....	103
Figure 4.2 : Flambement local de la section d'un tube rectangulaire 228.6 x 152.4 x 7.937 mm, par Kollár [36] .....	105
Figure 5.1 : Portique en bois .....	115
Figure 5.2 : Forme du dépôt de givre sur le câble en présence de vent [80] .....	120
Figure 5.3 : Facteur combiné de vent pour les câbles, en fonction de différentes catégories de terrains et hauteurs au-dessus du sol [80] .....	120
Figure 5.4 : Facteur de portée de vent dépendant de la longueur de la portée [80].....	121
Figure 5.5 : Définition des dimensions des portiques.....	124
Figure 5.6 : Modélisation des trois (3) portiques dans ADA pour une portée de 200 m.....	126
Figure 5.7 : Chiffrier des matériaux du logiciel ADA.....	126
Figure 5.8 : Onglet Vent du chiffrier de définition des chargements dans ADA .....	127
Figure 5.9 : Résumé des coûts totaux pour une ligne de 10 km en fonction des différentes portées étudiées.....	134
Figure B.1 : Poteaux Tuff-Pole transportés manuellement.....	152

# LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 : Propriétés physico-mécaniques des fibres [1].....	5
Tableau 1.2 : Propriétés physico-mécaniques des résines [1].....	6
Tableau 1.3 : Densité des matériaux de construction.....	16
Tableau 1.4 : Masse et nombre de poteaux classe 1 de 18 mètres transportables par camion régulier.....	21
Tableau 1.5 : Charges maximales supportées par les poteaux de la gamme Tuff-Poles.....	22
Tableau 1.6 : Propriétés en flexion des poteaux SE28 de la compagnie Strongwell, issue de tests réalisés par EDM International Inc. ....	27
Tableau 2.1 : Valeurs du coefficient de flambement k .....	33
Tableau 2.2 : Valeurs des coefficients de flambement latéral pour différents types de chargement et différentes conditions d'appuis [4,7] .....	34
Tableau 2.3 : Contrainte de flambement local minimale d'une plaque orthotrope pour des bords de longueur simplement supportés (SS) ou libre - simplement supporté (SL).....	40
Tableau 2.4 : Contrainte critique de flambement des plaques orthotropes RR (doublement restreinte en rotation) et RL (restreinte en rotation – libre) [40] .....	42
Tableau 2.5 : Contrainte critique de flambement des plaques orthotropes RR (doublement restreintes en rotation) et RL (restreintes en rotation – libre) [36] .....	44
Tableau 3.1 : Dimensions géométriques des profilés testés (en mm) .....	66
Tableau 3.2 : Propriétés mécaniques des poutres des séries 500/525/625 EXTREN* .....	68
Tableau 3.3 : Dimensions des éprouvettes de Type III (selon l'ASTM D 638 – 03) .....	70
Tableau 3.4 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés longitudinales mesurées pour les CORNIÈRES .....	73
Tableau 3.5 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés longitudinales mesurées pour les TUBES .....	74
Tableau 3.6 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés longitudinales mesurées pour les POUTRES.....	75
Tableau 3.7 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés transversales mesurées pour les CORNIÈRES .....	79
Tableau 3.8 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés transversales mesurées pour les TUBES CARRÉS .....	79
Tableau 3.9 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés transversales mesurées pour les TUBES RECTANGULAIRES .....	80
Tableau 3.10 : Dimensions nominales des sections tubulaires utilisées lors des essais .....	81
Tableau 3.11 : Dimensions et charge critique de compression des tubes carrés.....	85

Tableau 3.12 : Dimensions et charge critique de compression des tubes rectangulaires .....	89
Tableau 3.13 : Dimensions et charge critique en compression des cornières 76.2 x 76.2 x 6.35 mm de la série 500 EXTREN .....	92
Tableau 3.14 : Dimensions nominales des poutres en H de la série 525 et en I de la série 625 EXTREN Structural Shapes de Strongwell.....	93
Tableau 3.15 : Charge critique des poutres en H et en I des séries 525&625 EXTREN Structural Shape .....	96
Tableau 4.1 : Comparaison entre la valeur expérimentale minimale et les valeurs théoriques, cornières 76.2 x 76.2 x 6.35 mm.....	99
Tableau 4.2 : Comparaison entre la valeur expérimentale minimale et les valeurs théoriques, tubes carrés 152.4 x 152.4 x 9.525 mm.....	101
Tableau 4.3 : Comparaison entre la valeur expérimentale minimale et les valeurs théoriques, tubes rectangulaires 228.6 x 152.4 x 7.937 mm.....	106
Tableau 4.4 : Valeurs maximales du moment fléchissant, de l'effort tranchant et de la flèche pour différents cas de chargement.....	107
Tableau 4.5 : Comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques, poutre à section en I de 254 x 127 x 9.525 mm .....	109
Tableau 4.6 : Comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques, poutre à section I de 457 x 114 x 9.525 x 12.7 mm.....	110
Tableau 4.7 : Comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques, poutre en H de 254 x 254 x 9.525 mm.....	112
Tableau 5.1 : Données relatives aux câbles .....	117
Tableau 5.2 : Combinaisons et données climatiques .....	117
Tableau 5.3 : Facteur de correction de la densité de l'air de la pression dynamique du vent de référence due à l'altitude et aux températures [80] .....	118
Tableau 5.4 : Classification des catégories de terrain [80] .....	119
Tableau 5.5 : Charges climatiques calculées pour chaque combinaison .....	121
Tableau 5.6 : Résultats du calcul des flèches pour chacune des portées étudiées .....	123
Tableau 5.7 : Dimensions et configurations des portiques .....	124
Tableau 5.8 : Sections tubulaires circulaires obtenues après la conception en fonction des différentes portées étudiées .....	129
Tableau 5.9 : Sections tubulaires carrées ou rectangulaires obtenues après la conception en fonction des différentes portées étudiées.....	130
Tableau 5.10 : Sections en I obtenues après la conception en fonction des différentes portées étudiées.....	131
Tableau 5.11 : Coûts unitaires des portiques et coûts totaux d'une ligne de 10 km pour les sections tubulaires circulaires.....	132

---

Tableau 5.12 : Coûts unitaires des portiques et coûts totaux d'une ligne de 10 km pour les sections tubulaires carrées ou rectangulaires .....	133
Tableau 5.13 : Coûts unitaires des portiques et coûts totaux d'une ligne de 10 km pour les sections en I .....	133
Tableau E.1 : Les valeurs du coefficient partiel de sécurité no 1 [5] .....	158
Tableau E.2 : Les valeurs du coefficient partiel de sécurité no 2 [5] .....	159
Tableau E.3 : Les valeurs du coefficient partiel de sécurité no 3 [5] .....	159
Tableau E.4 : Propriétés d'un matériau composite [5] .....	161
Tableau E.5 : Valeurs limites recommandées pour la flèche .....	162
Tableau E.6 : Valeurs suggérées pour les coefficients $k_1$ et $k_2$ .....	163





# LEXIQUE

<b>Terme technique</b>	<b>Définition</b>
Additif	Substance que l'on ajoute au mélange de la résine d'un matériau composite afin d'obtenir certaines propriétés précises
Charge critique	Force à laquelle une membrure ou un élément devient instable
Coefficient de Poisson	Coefficient permettant de caractériser l'extension de la matière perpendiculaire à la direction de l'effort appliqué
Conductivité électrique	L'aptitude d'un matériau à laisser les charges électriques se déplacer librement, autrement dit à permettre le passage du courant électrique
Conductivité thermique	Grandeur physique caractérisant le comportement des matériaux lors du transfert thermique par conduction
Corrosion	Altération d'un matériau par réaction chimique avec un oxydant
Déversement latéral	Mode de flambement d'une membrure tordue et fléchie latéralement
Élancement	Longueur libre d'une membrure dans un plan perpendiculaire à l'axe de la longueur divisée par le rayon de giration par rapport à l'axe considéré
Enroulement filamentaire	Processus de fabrication de profilés en matériaux composites où le renfort imprégné de résine catalysée est enroulé sur un mandrin
Facteur partiel de sécurité	Coefficient de réduction de la résistance calculée afin de tenir compte de divers degrés d'incertitude
Fibre	Formation élémentaire synthétique, d'aspect filamenteux, se présentant sous forme de faisceaux. Portion résistante des matériaux composites
Flambement	Phénomène d'instabilité d'un élément
Isotrope	Invariance des propriétés physiques d'un matériau en fonction de la direction
Laminé	Assemblage composé d'un ou plusieurs plis de matériaux composites
Mandrin	Pièce sur laquelle on applique le renfort imprégné de la résine pour donner la forme au profilé lors du processus de fabrication d'enroulement filamentaire

---

Matériau composite	Assemblage d'au moins deux (2) matériaux non miscibles, mais ayant une forte capacité d'adhésion
Module d'élasticité	Constante qui relie la contrainte de traction (ou de compression) et la déformation pour un matériau élastique, communément appelé module de Young
Orthotrope	Variance des propriétés physiques d'un matériau en fonction de la direction
Polymère	Substance composée de macromolécules, c'est-à-dire de molécules de masse moléculaire élevée, généralement constituée par la répétition d'atomes ou groupe d'atomes
Polymérisation	Réaction chimique, ou le procédé, permettant la synthèse de polymères à partir de molécules réactives qui peut être des monomères ou des prépolymères linéaires
Pultrusion	Procédé de fabrication continu de profilés renforcés de fibre conduisant généralement à des membrures à section constante
Renfort	Assemblage de fibres unidimensionnel (fibres sous forme de filaments), bidirectionnel et tridimensionnel (tissus, feutres et mats)
Résine	Polymère rigide ou semi-rigide constituant la matrice d'un matériau composite
Rigidité	Résistance à la déformation élastique d'une membrure

---

# LISTE DES SYMBOLES

<b>Symbole</b>	<b>Définition</b>
$a$	Demi-longueur d'onde du mode de flambement
$A$	Aire de la section
$A_c$	Charge sur les câbles due à la pression du vent
$A_0$	Aire du câble
$A_{eff}$	Aire effective de la section
$A_{net}$	Aire de la section nette aux trous
$A_v$	Aire de la section résistant à l'effort tranchant
$A_w$	Aire de l'âme
$b$	Largeur de la plaque
$b_{eff}$	Largeur effective
$b_f$	Largeur de l'aile
$b_{lim}$	Épaisseur des plaques restrictives (limitatives)
$b_{rs}$	Épaisseur des plaques restreintes
$b_s$	Largeur de la plaque du raidisseur
$C_1$	Coefficient ajusteur du gradient de moment
$C_d$	Coefficient de traînée
$C_e$	Coefficient d'exposition
$C_g$	Coefficient de rafale
$C_{xc}$	Coefficient de traînée du câble
$C_w$	Constante de gauchissement
$d$	- Hauteur totale de la section - Diamètre du câble
$D$	- Hauteur totale de la section - Distance entre les mors d'une éprouvette
$D_{11}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope dans le plan 11
$(D_{11})_{lim}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope restrictive (limitative) dans le plan 11
$(D_{11})_{rs}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope restreinte dans le plan 11

---

$D_{12}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope dans le plan 12
$(D_{12})_{lim}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope restrictive (limitative) dans le plan 12
$(D_{12})_{rs}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope restreinte dans le plan 12
$D_{22}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope dans le plan 22
$(D_{22})_{lim}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope restrictive (limitative) dans le plan 22
$(D_{22})_{rs}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope restreinte dans le plan 22
$D_{66}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope dans le plan 66
$(D_{66})_{lim}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope restrictive (limitative) dans le plan 66
$(D_{66})_{rs}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope restreinte dans le plan 66
$D_{ij}$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope dans le plan ij
$D_x$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope dans la direction locale x
$D_{xy}$	Rigidité en cisaillement d'une plaque orthotrope dans le plan local xy
$D_y$	Rigidité en flexion d'une plaque orthotrope dans la direction locale y
$D_{yx}$	Rigidité en cisaillement d'une plaque orthotrope dans le plan local yx
$d_w$	Profondeur de l'âme
$E$	Module d'élasticité
$E_L$	Module d'élasticité longitudinal
$(E_L)_{lim}$	Module d'élasticité longitudinal d'une plaque restrictive (limitative)
$(E_L)_{rs}$	Module d'élasticité longitudinal d'une plaque restreinte
$E_T$	Module d'élasticité transversal
$(E_T)_{lim}$	Module d'élasticité transversal d'une plaque restrictive (limitative)
$(E_T)_{rs}$	Module d'élasticité transversal d'une plaque restreinte
$E_x$	Module d'élasticité dans la direction locale x
$E_{x,b,k}$	Module d'élasticité longitudinal caractéristique en flexion
$E_{x,c,k}$	Module d'élasticité longitudinal caractéristique en compression

---

---

$E_{x,d}$	Module d'élasticité longitudinal de conception
$E_{x,t,k}$	Module d'élasticité longitudinal caractéristique en tension
$E_y$	Module d'élasticité dans la direction locale y
$E_{y,b,k}$	Module d'élasticité transversal caractéristique en flexion
$E_{y,c,k}$	Module d'élasticité transversal caractéristique en compression
$E_{y,t,k}$	Module d'élasticité transversal caractéristique en tension
$E_{z,b,k}$	Module d'élasticité caractéristique en flexion selon l'axe faible
$F$	Force de traction
$F_c$	Charge critique de flambement élastique
$F_{cr}$	Charge critique en compression d'une membrure
$F_v$	Charge verticale totale sur la poutre
$G$	- Module d'élasticité en cisaillement - Distance entre les mors d'une éprouvette
$G_c$	Facteur combiné de vent
$g_{cag}$	Poids du manchon de givre du câble de garde
$g_{cond.}$	Poids du manchon de givre du conducteur
$G_L$	Facteur de portée
$(G)_{rs}$	Module d'élasticité en cisaillement d'une plaque restreinte
$G_{xy}$	Module d'élasticité en cisaillement dans le plan local xy
$G_{xy,d}$	Module d'élasticité de conception en cisaillement dans le plan local xy
$G_{xy,k}$	Module d'élasticité caractéristique en cisaillement
$h$	Profondeur totale de la section
$H_1$	Tension initiale dans le câble égale à la tension à RTS
$H_2$	Tension finale dans le câble
$H_x$	Hauteur en mètres au-dessus du sol d'un élément pour lequel on calcule les charges de vent
$I$	Moment d'inertie
$I_f$	Moment d'inertie de la semelle (ou de la plaque)
$I_s$	Moment d'inertie du raidisseur
$I_w$	Constante de gauchissement
$I_y$	Moment d'inertie selon l'axe fort

---

---

$I_{zz}$	Moment d'inertie selon l'axe faible
$J$	Moment d'inertie de torsion de la section
$k$	Coefficient de flambement
$k_{iso}$	Coefficient de flambement isotrope
$K_R$	Facteur de rugosité du terrain
$K_y$	Coefficient de longueur effective
$l$	Portée du câble
$l_u$	Longueur non supportée de la membrure
$L$	- Longueur de la membrure - Portée-vent du support
$L_0$	- Longueur initiale de la membrure - Longueur totale de l'éprouvette - Longueur à vide du câble
$L_1$	Longueur du câble à l'état initial
$M_{b,cr}$	Moment résistant critique au déversement latéral
$M_{b,cr,y}$	Moment résistant critique au déversement latéral selon l'axe fort
$M_{b,cr,z}$	Moment résistant critique au déversement latéral selon l'axe faible
$M_{c,cr}$	Moment résistant critique au flambement local de la section
$M_{c,cr,y}$	Moment résistant critique au flambement local de la section selon l'axe fort
$M_{c,cr,z}$	Moment résistant critique au flambement local de la section selon l'axe faible
$M_{Rd}$	Moment résistant en flexion de la section
$M_{Rd,y}$	Moment résistant en flexion de la section selon l'axe fort
$M_{Rd,z}$	Moment résistant en flexion de la section selon l'axe faible
$M_{Sd}$	Moment interne de flexion de conception dans la section
$M_{Sd,y}$	Moment interne de flexion de conception dans la section selon l'axe fort
$M_{Sd,z}$	Moment interne de flexion de conception dans la section selon l'axe faible
$(M_z)_{cr}$	Moment résistant critique de déversement latéral
$N_{cr}$	Charge critique de flambement
$N_{cr,y}$	Charge critique de flambement avec de la flexion selon l'axe fort

---

---

$N_{cr,z}$	Charge critique de flambement avec de la flexion selon l'axe faible
$N_{c,Rd}$	Résistance en compression de la section
$N_{c,Rd,x}$	Résistance en compression axiale de la section
$N_{c,Sd}$	Charge de conception en compression dans la section
$N_{c,Sd,x}$	Charge de conception en compression axiale dans la section
$N_{el}$	Charge critique d'Euler
$N_{t,Rd}$	Résistance en tension de la section
$N_{t,Rd,x}$	Résistance en tension axiale de la section
$N_{t,Sd}$	Charge de conception en tension dans la section
$N_{t,Sd,x}$	Charge de conception en tension axiale dans la section
$N_x$	Charge de compression résultante
$P_{cr}$	Charge critique théorique
$P_{ey}$	Charge critique d'Euler
$P_L$	Charge critique expérimentale
$q$	Pression de référence
$q_0$	Pression dynamique de référence en Pa ou $N/m^2$
$r$	- Rayon moyen d'un tube circulaire - Rayon de giration - Coefficient d'amplification
$R$	Rayon du congé de raccordement d'une éprouvette
$R_{b,Rb}$	Résistance au flambement de l'âme
$R_u$	Réaction à l'appui
$s$	Portée du câble divisée en deux
$S_n$	Projection à $45^\circ$ à partir de la moitié de la profondeur de la section
$S_s$	Longueur d'appui rigide minimum
$S_x$	Module de section élastique selon l'axe fort
$S_y$	Module de section élastique selon l'axe faible
$t$	- Épaisseur de la plaque - Épaisseur du verglas
$t_b$	Épaisseur des plaques courtes d'un tube rectangulaire
$t_d$	Épaisseur des plaques longues d'un tube rectangulaire
$t_f$	Épaisseur de l'aile

---

---

$t_{rs}$	Épaisseur d'une plaque restreinte
$T$	- Température en °C - Période de retour en année
$T_u$	Résistance à l'ultime du câble
$t_w$	Épaisseur de l'âme
$V$	Réaction verticale due au poids du câble
$V_{RB}$	Vent de référence
$V_{Rd}$	Résistance en cisaillement de la section
$V_{Sd}$	Effort tranchant de conception dans la section
$V_{y,Rd}$	Résistance à l'écrasement de l'âme
$W$	- Largeur de la section mince d'une éprouvette - Poids total du câble
$W_0$	Largeur de la tête d'une éprouvette
$W_c$	Module de section par rapport à la fibre comprimée
$W_t$	Module de section par rapport à la fibre tendue
$Z$	Flèche du câble
$\alpha$	- Coefficient prenant en compte la raideur de la connexion âme-semelle - Coefficient de dilatation thermique du câble
$\gamma_f$	Coefficient de sécurité
$\gamma_m$	Facteur partiel de sécurité
$\gamma_{m,1}$	Coefficient partiel de sécurité qui tient compte du degré d'incertitude relié à l'origine des propriétés des différents laminés, des panneaux et des sections pultrudées
$\gamma_{m,2}$	Coefficient partiel de sécurité qui tient compte du matériel et du procédé de fabrication
$\gamma_{m,3}$	Coefficient partiel de sécurité qui tient compte des effets de l'environnement et de la durée du chargement
$\delta$	Flèche
$\delta_2$	Flèche limite instantanée
$\delta_{max}$	Flèche limite maximale
$\Delta L$	Variation relative de la longueur de la membrure
$\varepsilon_x$	Déformation longitudinale maximale

---



---

$\varepsilon_y$	Déformation transversale maximale
$\zeta$	Coefficient de restriction
$\theta_1$	Température à l'état initial
$\theta_2$	Température à l'état final
$\mu$	Masse volumique de l'air
$\nu$	Coefficient de Poisson
$\nu_L$	Coefficient de Poisson longitudinal (majeur)
$(\nu_L)_{rs}$	Coefficient de Poisson longitudinal d'une plaque restreinte
$\nu_T$	Coefficient de Poisson transversal (mineur)
$\nu_{xy}$	Coefficient de Poisson longitudinal (majeur)
$\nu_{yx}$	Coefficient de Poisson transversal (mineur)
$\xi_1 mg$	Poids total du câble à l'état initial, incluant la glace s'il y a lieu
$\xi_2 mg$	Poids total du câble à l'état final, incluant la glace s'il y a lieu
$\sigma$	Contrainte
$\sigma_{b,x}$	Résistance longitudinale en flexion
$\sigma_{b,y}$	Résistance transversale en flexion
$\sigma_c$	Contrainte critique de flambement élastique
$\sigma_{c,k}$	Résistance caractéristique en compression
$\sigma_{c,cr}$	Résistance critique en compression de la membrure
$\sigma_{c,cr,y}$	Résistance critique en compression d'un élément de la section
$\sigma_{c,R}$	Résistance en compression de la section
$\sigma_{c,x}$	Contrainte longitudinale de compression
$\sigma_{c,y}$	Contrainte transversale de compression
$\sigma_{cr}$	Contrainte critique de flambement
$\sigma_{cr,iso}$	Contrainte critique de flambement d'une plaque isotrope
$\sigma_{cr,I,W}$	Contrainte critique de flambement d'un profilé en I ou en H
$\sigma_{cr,L}$	Contrainte critique de flambement d'une cornière
$\sigma_{cr,orth}$	Contrainte critique de flambement d'une plaque orthotrope
$(\sigma_{cr})_{lim}^{SS}$	Contrainte critique de flambement d'une plaque restrictive (limitative) simplement supportée
$(\sigma_{cr})_{rs}^{SS}$	Contrainte critique de flambement d'une plaque restreinte simplement supportée

---

---

$\sigma_{cr,tube}$	Contrainte critique de flambement d'un tube (circulaire, carré ou rectangulaire)
$\sigma_t$	Résistance en traction
$\sigma_{t,k}$	Résistance caractéristique en traction
$\sigma_{t,x}$	Résistance longitudinale en traction
$\sigma_{t,y}$	Résistance transversale en traction
$\sigma_{x,b}$	Contrainte de flexion en plan
$\sigma_{x,b,k}$	Contrainte de rupture longitudinale caractéristique en flexion
$\sigma_{x,c,k}$	Contrainte de rupture longitudinale caractéristique en compression
$\sigma_{x,cr,b}$	Contrainte critique de rupture de flambement en flexion en plan
$\sigma_{x,cr,c}$	Contrainte critique de rupture de flambement
$\sigma_{x,t,k}$	Contrainte de rupture longitudinale caractéristique en tension
$\sigma_{y,b,k}$	Contrainte de rupture transversale caractéristique en flexion
$\sigma_{y,c,d,w}$	Contrainte de rupture de conception transversale en compression de l'âme
$\sigma_{y,c,k}$	Contrainte de rupture transversale caractéristique en compression
$\sigma_{y,c,k,w}$	Contrainte de rupture transversale caractéristique en compression de l'âme
$\sigma_{y,t,k}$	Contrainte de rupture transversale caractéristique en tension
$\sigma_\tau$	Résistance en cisaillement
$\tau$	Facteur de correction de la densité de l'air
$\tau_{cr}$	Contrainte critique de cisaillement
$\tau_{xy}$	Contrainte de cisaillement en plan
$\tau_{xy,cr,b}$	Contrainte critique de rupture de flambement en cisaillement en plan
$\tau_{xy,k}$	Contrainte de rupture caractéristique en cisaillement en plan
$\varphi$	Rapport L / b
$\Omega$	Angle d'incidence du vent par rapport au câble
$\omega$	Poids linéaire du câble

---

# LISTE DES ACRONYMES

---

<b>Acronyme</b>	<b>Définition</b>
ASCE	American Society of Civil Engineers
ASTM	American Society for Testing and Materials
CRSNG	Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada
FHWA	Federal Highway Administration
HQTÉ	Hydro-Québec/Trans-Énergie
LVDT	Linear Variable Differential Transformer
PRF	Polymères renforcés de fibres
RL	Restreint en rotation – libre
RR	Restreint en rotation – restreint en rotation
SCS	Shakespeare Composites Structures
SL	Simplement supportée – libre
SS	Simplement supportée sur les deux bords de longueur
UV	Ultraviolets

---

# CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Les concepteurs de projets sont constamment à la recherche de nouveaux matériaux plus performants, plus légers, plus durables et moins onéreux. À cet effet, les matériaux composites représentent une avenue très intéressante pour plusieurs applications. Depuis longtemps un choix de matériau très populaire dans les domaines de l'aérospatial et de la réhabilitation de structures en béton armé, les matériaux composites sont actuellement en train de devenir un matériau de construction de plus en plus utilisé en génie civil pour remplacer les matériaux conventionnels tels que l'acier, le bois et le béton. Cette vague se fait graduellement sentir dans différents secteurs : le domaine du transport de l'énergie n'y échappe pas. Les raisons sont parfois d'ordre économique, mais plus souvent d'ordre stratégique. Certes, leur potentiel est très grand. C'est pourquoi leur intégration dans le réseau nord-américain de distribution de l'énergie électrique s'avère particulièrement intéressante, comme nous le verrons prochainement.

Depuis quelques années, on observe une augmentation de l'utilisation des matériaux composites dans le domaine de la construction, tel que dans le secteur du bâtiment, des ponts et également dans le secteur du transport d'énergie électrique. Cette augmentation est principalement due aux avancements technologiques concernant les méthodes de fabrication, qui permettent maintenant de produire des profilés de plus grandes dimensions, en mesure de servir comme membrures structurales (Zureick 1998; Bakis et al. 2002). Un certain nombre de projets réalisés avec des structures en matériaux composites, présentés en annexe D, ont récemment vu le jour.

Les matériaux composites deviennent de plus en plus une alternative à envisager, puisqu'ils possèdent certaines propriétés et caractéristiques très intéressantes, spécialement pour les pylônes servant au transport de l'énergie électrique. D'abord utilisés pour leur bonne résistance à la corrosion, les matériaux composites sont maintenant reconnus pour leurs nombreux avantages, tels que leur masse volumique faible, leur transparence magnétique, leur tolérance aux dommages, leur formabilité et leur faible coût d'installation. La possibilité d'orienter, lors de la fabrication, la résistance du matériau dans la direction désirée est également un avantage très intéressant.

De plus, leur conductivité électrique est quasiment nulle, ce qui s'avère un atout de grande importance dans le domaine du transport de l'énergie électrique. L'augmentation continue de la consommation d'énergie électrique est limitée par la capacité des lignes de transport. Comme il est très difficile de faire approuver la construction de nouvelles lignes, une des solutions les plus communes pour accroître la capacité de transport est d'augmenter la tension électrique. Par contre, cette méthode fait face à un problème d'importance, qui est la distance minimale de sécurité électrique entre les conducteurs et la structure. Pour pouvoir augmenter la tension électrique des lignes de transport existantes, il pourrait être nécessaire de garder la même apparence afin de faciliter et de réduire le temps d'approbation des permis de construction. Une des solutions possibles serait de remplacer les membrures d'acier, lesquelles ont une très grande conductivité, par des profilés en matériaux composites dont la conductivité est quasiment nulle.

Toutefois, une autre raison incite à considérer cette alternative. Les ingénieurs font plus que jamais face à de nouveaux problèmes qui ne sont pas nécessairement reliés aux performances structurales. En fait, les ingénieurs doivent dorénavant considérer très sérieusement les impacts sur l'environnement créés par l'implantation d'un nouveau projet, notamment le tracé d'une nouvelle ligne de transport d'énergie électrique. Les concepteurs ont donc comme défi de choisir des géométries et des matériaux plus esthétiques qui permettront d'amoindrir les impacts visuels et la dégradation du paysage environnant. Sachant que l'implantation d'une nouvelle ligne électrique ne fait généralement pas l'unanimité, la grande formabilité et les diverses possibilités esthétiques des matériaux composites permettront également de faciliter l'approbation par le public.

Cependant, tous ces avantages vont de pair avec un comportement structural complètement nouveau pour leur utilisation en génie civil. En conséquence, les règles de conception connues, développées pour les structures métalliques, doivent être évaluées pour le dimensionnement des structures en matériaux composites. C'est pourquoi des codes et des méthodes de calcul permettant une utilisation efficace de ces produits avec un bon degré de sécurité structurale sont devenus nécessaires aujourd'hui.

Le présent mémoire a pour but de présenter les matériaux composites pour la conception des lignes aériennes de transport de l'électricité. La suite de ce premier chapitre présente les différents matériaux que l'on peut utiliser dans les lignes de transport électrique, ainsi que les différents fabricants nord-américains spécialisés dans le domaine. Le chapitre 2 résume les équations pour la conception de membrures en matériaux composites selon la norme européenne Eurocomp ainsi que selon les autres méthodes intéressantes de calcul des structures en matériaux composites trouvées dans la littérature. Le chapitre 3 présente le programme expérimental mis en place pour évaluer ces méthodes de calcul, alors que le quatrième chapitre compare les résultats expérimentaux aux prédictions des différentes méthodes de calcul identifiées. Finalement, le chapitre 5 montre les résultats des analyses, des modélisations et des conceptions de structures de transport d'énergie électrique, pour une ligne aérienne de 69 kV, fabriquée à l'aide de profilés en matériaux composites.

## 1.1. Les matériaux composites : quelques généralités

Un matériau composite est un assemblage d'au moins deux (2) matériaux non miscibles, mais ayant une forte capacité d'adhésion. Le nouveau matériau ainsi constitué possède des propriétés que les éléments seuls ne possèdent pas et il diffère des matériaux conventionnels homogènes d'un point de vue macroscopique. Ceux que l'on nomme maintenant de façon courante des *matériaux composites* sont aussi communément appelés des **PRF** (**P**olymères **R**enforcés de **F**ibres). Plus spécifiquement, il s'agit souvent de fibres noyées dans une matrice résineuse et d'additifs dont le but est d'améliorer les caractéristiques de la matrice en diminuant les coûts de production. D'un point de vue mécanique, l'ensemble résine-additifs se comporte comme un matériau homogène.

### 1.1.1. Les fibres (renfort)

Les fibres représentent la portion résistante du composite. Elles ont pour rôles principaux de supporter les charges et de fournir à l'ensemble sa résistance et sa rigidité. Les fibres sont formées par plusieurs centaines ou milliers de filaments ayant un diamètre variant de 5 à 15 microns. Les fabricants s'efforcent de les faire aussi fines que possible, car des recherches ont démontré que leur résistance à la rupture diminue lorsque leur diamètre est trop important. Ce phénomène peut facilement s'expliquer, puisque la présence de défauts et d'imperfections

dans le matériau croît linéairement avec l'augmentation du diamètre des fibres. Sur le marché, les fibres sont produites courtes ou longues. Les fibres courtes mesurent à peine quelques centimètres, ou même quelques fractions de millimètre. Elles forment des feutres, des mats et des fibres courtes injectées qui sont utilisées dans le procédé de fabrication par moulage. Les fibres longues sont coupées au moment de la fabrication du matériau composite. Elles peuvent être utilisées sous leur forme la plus simple, ou encore être tissées.

L'assemblage des fibres constitue le *renfort*. Il peut être unidimensionnel, bidimensionnel ou tridimensionnel. Le renfort unidimensionnel est formé de fibres orientées dans une même direction. Le renfort bidimensionnel est constitué de surfaces tissées (tissus) ou non tissées (feutres, mats). Le renfort tridimensionnel est composé de fibres orientées suivant trois (3) directions et plus. Ce dernier est aussi quelques fois appelé tissus multidimensionnel.

Les filaments ne peuvent généralement pas être assemblés directement pour diverses raisons, telles que l'absence de cohésion entre les fils et la création de charges électrostatiques consécutives aux manipulations. C'est pourquoi avant la fabrication du renfort, les fibres subissent un traitement de surface nommé ensimage. Le processus d'ensimage permet d'établir une certaine cohésion entre les fils et de les protéger contre l'abrasion. Sa qualité détermine aussi celle de liaison matrice-fibre, dont dépendent les performances mécaniques du matériau, ainsi que son comportement aux agressions extérieures.

On trouve sur le marché de nombreux types de fibre : les fibres de verre, de carbone, d'aramide et céramique ou métallique, tel que l'aluminium par exemple. Les principales propriétés physico-mécaniques de ces fibres sont reportées dans le tableau 1.1. Les fibres de verre, de carbone et plus rarement d'aramide sont les plus utilisées pour les applications en génie civil. Les fibres de verre restent toutefois privilégiées de par leurs bonnes propriétés mécaniques couplées à un faible coût.

Tableau 1.1 : Propriétés physico-mécaniques des fibres [1]

Renforts	Masse volumique $\rho$ kg/m <sup>3</sup>	Module d'élasticité longitudinal E MPa	Module de cisaillement G MPa	Coefficient de Poisson $\nu$	Contrainte de rupture en traction $\sigma$ MPa	Allongement à rupture A %	Coefficient de dilatation thermique $\alpha$ °C <sup>-1</sup>	Conductivité thermique à 20°C $\lambda$ W/m x °C	Capacité thermique massique c J/Kg x °C	Température limite d'utilisation T <sub>max</sub> °C
Verre « R » (Hautes performances)	2 500	86 000		0.20	3 200	4.0	$0,3 \times 10^{-5}$	1	800	700
Verre « E » (Usage courant)	2 600	74 000	30 000	0.25	2 500	3.5	$0,5 \times 10^{-5}$	1	800	700
Kevlar 49	1 450	130 000	12 000	0.40	2 900	2.3	$-0,2 \times 10^{-5}$	0.03	1 400	
Graphite « HR » (Haute résistance)	1 750	230 000	50 000	0.30	3 200	1.3	$0,02 \times 10^{-5}$	200 (20°C) 60 (800°C)	800	> 1 500
Graphite « HM » (Haut module)	1 800	390 000	20 000	0.35	2 500	0.6	$0,08 \times 10^{-5}$	200 (20°C) 60 (800°C)	800	> 1 500
Bore	2 600	400 000			3 400	0.8	$0,4 \times 10^{-5}$			500
Alumine	3 700	380 000			1 400	0.4		50 (20°C) 7 (800°C)	900	> 1 000
Silicate d'alumine	2 600	200 000			3 000	1.5				
Carbure de silicium	2 550	200 000			2 800	1.3	$0,5 \times 10^{-5}$			1 300
Polyéthylène	960	100 000			3 000					150

### 1.1.2. Les résines

Si les fibres ont un rôle structural dans les composites, les résines permettent plutôt à l'ensemble d'offrir les propriétés désirées. Les résines ont pour fonctions de lier les fibres, d'assurer le transfert et la redistribution des charges entre les fibres et également de protéger les fibres contre l'environnement extérieur. La liaison entre les fibres et la matrice est créée pendant la phase d'élaboration du composite. Cette liaison a une influence importante sur les propriétés mécaniques du matériau.

D'abord, il faut savoir qu'il existe trois (3) types majeurs de matrice : les polymériques, les métalliques et les céramiques. Les matrices des PRF sont toutes des polymères organiques. Les polymériques organiques se divisent en deux (2) grandes familles : les thermoplastiques et les thermodurcissables. Un choix approprié du type de matrice à utiliser est essentiel. Chaque type de polymères possède des caractéristiques particulières, qui les rendent aptes à servir à une fibre ou à une condition plutôt qu'à une autre.

La performance des structures en composite est fonction des propriétés et des caractéristiques des polymères, mais aussi de la qualité du matériel manufacturé. Parmi ces caractéristiques, certaines sont des facteurs déterminants de la pérennité du matériau, tandis que d'autres facilitent sa fabrication. Une faible viscosité est nécessaire pour assurer un bon mouillage des



fibres et une imprégnation complète, et ainsi minimiser le nombre d'interstices, accélérateurs du vieillissement du matériau. Le contrôle et la durée du processus de polymérisation sont aussi des facteurs fondamentaux qui permettent d'atteindre des propriétés mécaniques optimales, d'empêcher la résine de se ramollir sous l'action de la chaleur, de limiter le fluage, de réduire la diffusion de l'humidité au travers du matériau et de minimiser les effets de la plastification. La polymérisation est une réaction exothermique qui, dans la plupart des cas, aide le procédé de durcissement. Lorsque l'épaisseur du composite est excessive, une mauvaise gestion de la polymérisation peut provoquer une non-homogénéité de la résine. L'utilisation d'assemblages composés de plusieurs sections minces est alors nécessaire pour la production des sections épaisses.

Les principaux types de résine, ainsi que leurs propriétés physico-mécaniques, sont énumérés dans le tableau 1.2. Ce tableau montre la grande variété de résine disponible sur le marché. Cependant, seules les résines thermodurcissables sont utilisées en génie civil et sont aussi les seules admises dans les codes et guides de calculs en usage.

**Tableau 1.2 : Propriétés physico-mécaniques des résines [1]**

Matrices résineuses	Masse volumique $\rho$ kg/m <sup>3</sup>	Module d'élasticité longitudinal E MPa	Module de cisaillement G MPa	Coefficient de Poisson $\nu$	Contrainte de rupture en traction $\sigma$ MPa	Allongement à rupture A %	Coefficient de dilatation thermique $\alpha$ °C <sup>-1</sup>	Conductivité thermique à 20°C $\lambda$ W/m x °C	Capacité thermique massique c J/Kg x °C	Température limite d'utilisation T <sub>max</sub> °C
<b>Thermodurcissables</b>										
Époxyde	1 200	4 500	1 600	0.40	130	2 (100°C) 6 (200°C)	11 x 10 <sup>-5</sup>	0.2	1 000	90 à 200
Phénolique	1 300	3 000	1 100	0.40	70	2 (100°C) 6 (200°C)	1 x 10 <sup>-4</sup>	0.3	1 000	120 à 200
Polyester	1 200	4 000	1 400	0.40	80	3	8 x 10 <sup>-5</sup>	0.2	1 400	60 à 200
Polycarbonate	1 200	2 400		0.35	60		6 x 10 <sup>-5</sup>		1 200	120
Vinylester	1 150	3 300			75	4	5 x 10 <sup>-5</sup>			> 100
Silicone	1 100	2 200		0.50	35					100 à 350
Uréthane	1 100	700 à 7 000			30	100				100
Polyimide	1 400	4 000 à 19 000	1 100	0.35	70	1	8 x 10 <sup>-5</sup>	0.2	1 000	250 à 300
<b>Thermoplastiques</b>										
Polypropylène	900	1 200		0.40	30	20 à 400	9 x 10 <sup>-5</sup>		330	70 à 140
Polysulfure de phénylène	1 300	4 000			65	100	5 x 10 <sup>-5</sup>			130 à 250
Polyamide	1 100	2 000		0.35	70	200	8 x 10 <sup>-5</sup>		1 200	170
Polyéther sulfone	1 350	3 000			85	60	6 x 10 <sup>-5</sup>			180
Polyéther imide	1 250	3 500			105	60	6 x 10 <sup>-5</sup>	0.2		200
Polyéther-éther-cétone	1 300	4 000			90	50	5 x 10 <sup>-5</sup>	0.3		140 à 250

### 1.1.3. Les additifs

Lors de la fabrication des matériaux composites, différents produits peuvent être incorporés à la résine pour lui conférer des caractéristiques mécaniques et physiques particulières ou en réduire le coût.

Les additifs, pouvant atteindre parfois quelques dizaines de pourcentages (%) du matériau fini, peuvent servir à modifier les propriétés mécaniques ou physiques de la résine, telles que son module d'élasticité, sa masse volumique et sa viscoélasticité. Les additifs peuvent également servir à diminuer le prix du produit fini.

Les additifs (dans certains cas la quantité étant qu'une petite fraction du mélange) sont également très importants, puisqu'ils permettent de modifier le taux de polymérisation, d'empêcher le retrait lors de la polymérisation, d'améliorer la résistance à l'altération (ex. : agents anti-UV), ou encore de colorer le produit. À titre d'exemples, il est possible d'utiliser des agents de polymérisation permettant de modifier la vitesse des réactions et de contrôler la cure ou le degré de dureté de la résine; des inhibiteurs peuvent permettre le retardement des réactions chimiques; des agents de couplage autorisent l'amélioration de la qualité de l'interface renfort/matrice, tout en protégeant la surface des fibres des agents environnementaux.

## 1.2. Procédés de fabrication des matériaux composites

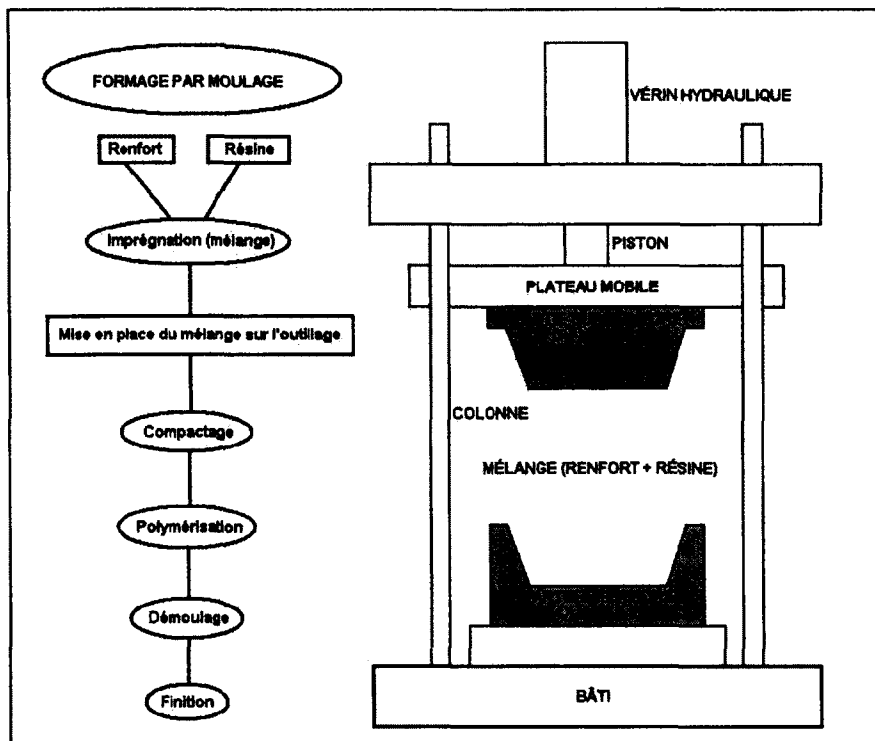
Il existe une grande variété de processus permettant la mise en œuvre des matériaux composites sur le marché. Le choix adéquat du procédé, guidé par l'expertise du fabricant, permet d'optimiser le coût de production de son produit. Chacun possède des caractéristiques différentes, leur permettant de se spécialiser dans la fabrication de tel ou tel type de structure en composites. Afin de choisir le processus de fabrication le plus efficace, l'équipe responsable de la mise en œuvre considère plusieurs facteurs, tels que les besoins du client, les performances requises, les dimensions du produit, la complexité de la finition de surface, l'apparence, le volume total de production, les objectifs et les limitations économiques, le travail et les matériaux requis, ainsi que les outils et les équipements d'assemblage disponibles.

L'objectif de ce chapitre n'est pas de faire une étude approfondie de ces techniques de mise en œuvre. Il se propose simplement de dégager les principaux procédés de fabrication utilisés, à savoir le formage par moulage, l'enroulement filamentaire et le procédé de pultrusion. Il est cependant à noter que les industries du composite, qui se spécialisent dans la production de profilés servant pour les applications en génie civil, utilisent plus particulièrement l'enroulement filamentaire et le processus de pultrusion. Ces méthodes de fabrication consistent à élaborer les pièces en matériaux composites par couches successives, comportant matrice et renfort. Cette technique générale est appelée stratification.

### 1.2.1. Les formages par moulage

Les procédés de formage par moulage sont divers et variés. Ils peuvent être réalisés sans pression, au contact ou par projection, sous vide, en compression, ou encore par injection à chaud ou à froid. Ils sont choisis en fonction de la nature des pièces, de l'importance des séries ou du prix de revient. Le processus reste généralement le même : la résine est déposée ou injectée dans un moule et mise en forme à l'aide de la pression, d'un rouleau ou d'un contre-moule. Divers matériaux, comme les métaux, la résine, le bois ou encore le plâtre, sont utilisés pour la fabrication des moules.

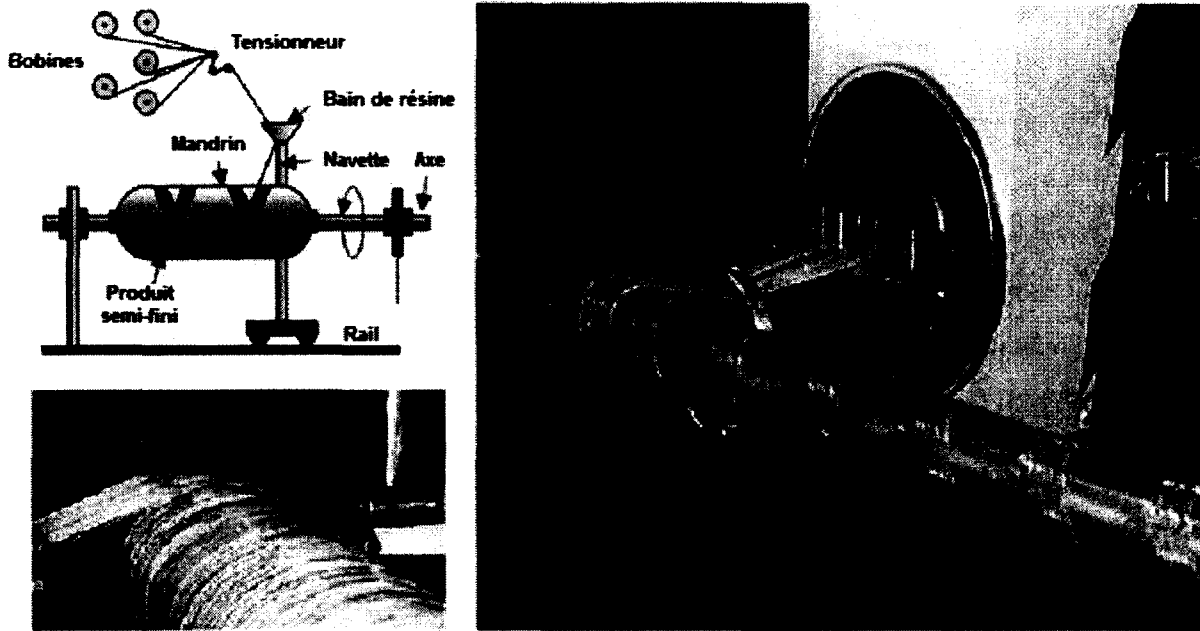
Dans ce paragraphe, le moulage par compression est présenté à titre d'exemple. Le processus détaillé est illustré sur la figure 1.1. Moule et contre-moule sont enduits d'agents de démoulage et de gel-coat (résine de surface, souvent colorée). Puis, le renfort et la matrice sont déposés sur le moule. L'ensemble moule/contre-moule est fermé, puis pressé. La polymérisation se produit à ce moment. La polymérisation est le phénomène qui entraîne le durcissement de la pièce. Il est activé par un produit chimique (accélérateur), une basse pression ou un apport calorifique. Par exemple, le moulage à froid, à basse pression, utilise l'exothermie de polymérisation de la résine. L'énergie calorifique accumulée par le moulage des pièces permet de maintenir le moule à des températures élevées en fonctionnement permanent. Moins performant que le moulage à chaud (où moule et contre-moule sont chauffés), l'investissement reste moins important. Une fois la pièce formée, il ne reste plus qu'à procéder au démoulage et à la finition.



**Figure 1.1 : Procédé de formage par moulage**

### 1.2.2. L'enroulement filamentaire

Lors du processus d'enroulement filamentaire, le renfort (fil continu, ruban, etc.) imprégné de résine catalysée est enroulé, avec une légère tension, sur un mandrin cylindrique ou de révolution en rotation (voir la figure 1.2). Une fois l'opération d'enroulement accomplie, la résine est traitée ou polymérisée et la partie composée est retirée du mandrin. Ce type de moulage est bien adapté aux surfaces cylindriques et sphériques, et permet une conception avancée des pièces. Les stratifiés obtenus peuvent comporter des proportions élevées de renfort (jusqu'à 80 % en volume), permettant ainsi d'obtenir un matériau à hautes caractéristiques mécaniques. Cependant, l'investissement reste relativement plus important que pour les processus de formage par moulage.



**Figure 1.2 : Processus d'enroulement filamentaire polaire, circonférentiel et hélicoïdal**

suivant les mouvements relatifs du mandrin et du système d'approvisionnement en renfort, divers types d'enroulement (et par conséquent de stratification) sont obtenus : l'enroulement circonférentiel, l'enroulement hélicoïdal et l'enroulement polaire.

Dans le cas de l'enroulement circonférentiel, le bobinage est effectué à  $90^\circ$  par rapport à l'axe du mandrin et confère une résistance tangentielle élevée. Pour obtenir une résistance longitudinale satisfaisante, il est nécessaire d'intercaler des couches de tissus unidirectionnels dans le sens axial du mandrin.

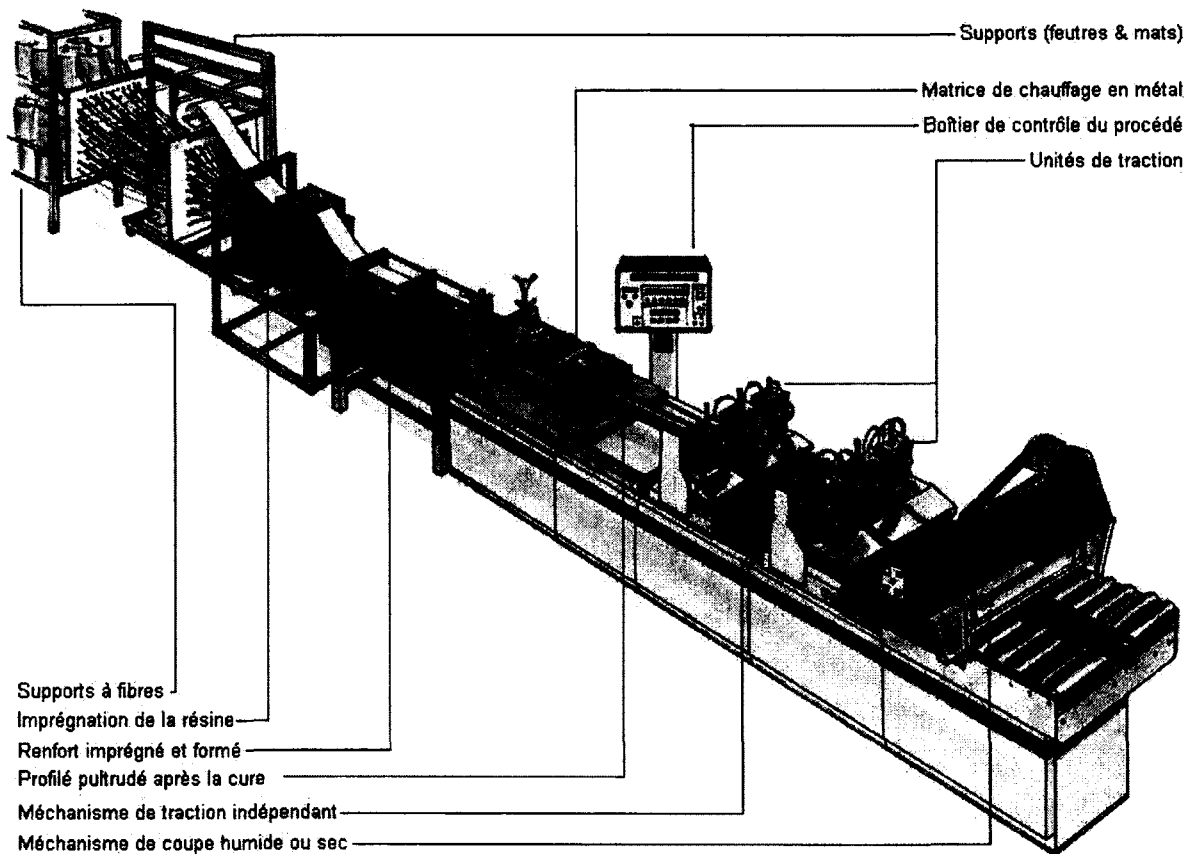
En ce qui concerne l'enroulement hélicoïdal, la direction d'enroulement des fils est inclinée par rapport au mandrin. La valeur de l'angle est choisie en fonction du rapport souhaité entre la résistance tangentielle et la résistance longitudinale.

L'enroulement polaire permet de fabriquer des pièces à extrémités fermées sans discontinuités de l'enroulement. Dans ce type d'enroulement, le mandrin possède trois degrés ( $3^\circ$ ) de liberté en rotation.

### 1.2.3. Le processus de pultrusion

La pultrusion est un processus de fabrication qui produit des profilés en matériaux composites rectilignes ou courbes à section constante, hautement renforcés dans la direction principale.

Le processus implique de tirer les fibres, les feutres ou autres plutôt que de les pousser dans un moule de formage généralement en acier, à l'aide d'un dispositif de traction continue (voir la figure 1.3). Par la suite, les renforts sont imbibés par la résine liquide. Les renforts, saturés de résine, entrent dans une matrice de chauffage de pultrusion en métal. Cette dernière dicte les dimensions et la forme de la section fabriquée. À l'intérieur de cette matrice de métal, la chaleur est transmise aux renforts et à la résine liquide. L'énergie calorifique active la polymérisation de la résine, qui transforme le liquide en solide : c'est le durcissement. Le profilé solidifié se refroidit, puis il est tiré sans interruption par la machine. Il est par la suite coupé à la longueur désirée. Le processus est conduit par un système de chenilles ou d'extracteurs tandems, situé entre la sortie de la matrice et le mécanisme de coupe.



**Figure 1.3 : Procédé de pultrusion**

Ce procédé est applicable aux résines thermodurcissables et thermoplastiques. Les profilés obtenus ont des caractéristiques mécaniques élevées, compte tenu de la possibilité d'obtenir des proportions de renfort importantes (jusqu'à 80 % en volume). De nombreuses sections peuvent être produites : des sections en I, des cornières, des sections tubulaires (carrées, rectangulaires ou cylindriques), des profilés en C et d'autres plus complexes. Le processus est adapté aux productions d'assez grandes séries (vitesse de défilement de 0.5 à 3 mètres par minute). Il nécessite cependant un investissement préliminaire important.

### 1.3. Les matériaux composites dans les lignes aériennes de transport d'énergie électrique

Maintenant que les matériaux composites ont été introduits, il serait intéressant de regarder leur utilisation selon une perspective plus spécifique, c'est-à-dire dans les lignes aériennes de transport d'énergie électrique. Dans cette section, les avantages et les inconvénients des matériaux composites pour cette utilisation précise seront mis en valeur et comparés aux matériaux utilisés dans ce domaine, comme le bois, le béton et l'acier.

#### 1.3.1. Le choix des fibres

Les fibres de verre semblent être une solution privilégiée pour la construction des structures servant au transport d'énergie électrique. Leurs propriétés physico-mécaniques intéressantes par rapport à leur faible coût expliquent principalement ce choix. Le tableau 1.1 présente ces propriétés. Les fibres de verre ont entre autres l'avantage d'être peu dispendieuses, en plus d'offrir une grande résistance en tension et aux produits chimiques, une grande ténacité, une excellente résistance aux impacts et un excellent potentiel d'isolation thermique et électrique.

Les fibres de carbone et d'aramide, quant à elles, sont beaucoup plus onéreuses et présentent des inconvénients non négligeables dans le contexte des lignes de transport de l'énergie électrique. Les fibres de carbone sont conductrices d'électricité, alors que les fibres d'aramide sont sensibles aux rayons ultraviolets et à l'hydrolyse.

### 1.3.2. Le choix de la résine

La sélection des résines polymères pour concevoir des structures en matériaux composites, par exemple des pylônes électriques, est déterminée par un certain nombre de facteurs et ne doit pas être faite sans avoir consulté fournisseurs et fabricants. Les paramètres pertinents sont la résistance, la rigidité, la durabilité du matériau et, surtout, la résine doit permettre une bonne imprégnation des fibres de verre. Le choix de la résine doit être également effectué en fonction de l'usage prévu, de la température d'exposition, de l'environnement et de la méthode de fabrication. Une bonne connaissance de la température de service est nécessaire en vue d'obtenir un système stable. En effet, une température de service près de la température maximale tolérée par la résine affecte les propriétés de cette dernière, notamment en engendrant des pertes significatives au niveau de la rigidité et en accélérant le fluage.

Les résines les plus utilisées pour fabriquer les produits structuraux en matériaux composites sont les résines thermodurcissables, et plus particulièrement les polyesters insaturés et les vinylesters. Ces résines sont grandement utilisées étant donné certaines de leurs propriétés physico-mécaniques avantageuses (voir le tableau 1.2), mais aussi parce qu'elles demeurent actuellement les moins chères sur le marché.

D'ailleurs, même si les résines polyesters insaturées ne sont pas acceptées dans les codes et guides de dimensionnement en usage au Canada, l'Institut des composites estime qu'environ 85 % de la production en matériaux composites des États-Unis est basée sur ce type de résine. Les résines polyesters insaturés de type iso sont performantes et facilement utilisables dans les procédés de fabrication utilisant des fibres orientées, à l'image de la pultrusion. Ces résines offrent une viscosité faible, une polymérisation rapide, une bonne stabilité dimensionnelle, de bonnes résistances mécaniques et chimiques, et ce, pour un coût relativement faible. Cependant, elles dénotent une tenue médiocre à la température, un retrait notable et une dégradation importante aux UV.

Pour leur part, les vinylesters ont l'avantage d'offrir une excellente résistance en tension, une bonne résistance à la fissuration, une excellente tolérance aux produits chimiques et à la chaleur, une viscosité faible, une bonne adhésion aux fibres de verre et une polymérisation rapide.



Les résines époxydes peuvent être une alternative. Ce sont les résines les plus utilisées après les polyesters insaturés (de l'ordre de 5 % du marché), car elles sont considérées comme des résines à hautes performances. Elles associent de bonnes propriétés mécaniques (traction, flexion, compression, choc, fluage, etc.) à une excellente résistance chimique, un faible retrait et une très bonne mouillabilité à la fibre de verre. Leurs inconvénients sont un important temps de polymérisation, une sensibilité à la fissuration et, surtout, un coût élevé.

Toutes ces résines présentent des avantages à l'utilisation dans les structures de transport d'énergie électrique. Le choix se porte sur le rapport qualité/prix désiré.

### 1.3.3. Le choix des additifs

Comme il a été mentionné auparavant dans le document, des additifs peuvent être incorporés à la résine pour lui conférer des caractéristiques mécaniques et physiques particulières ou en réduire le coût.

Par exemple, l'assemblage des matériaux en profilés sandwich permet d'augmenter les propriétés mécaniques, et particulièrement en flexion, sans élévation notable du poids. Les profilés sandwich sont obtenus en fixant des stratifiés en matériaux composites minces sur les faces d'un noyau léger. Des mousses, des nids d'abeilles et d'autres matériaux solides peuvent faire office de noyaux. Les profilés sandwich possèdent une bonne résistance mécanique dans toutes les directions, une certaine stabilité dimensionnelle et thermique, ainsi qu'une résistance accrue à la fatigue et aux impacts.

Il est également possible d'ajouter un gel de surface pour obtenir une finition extérieure particulière ou, tout simplement, pour augmenter la durée de vie du matériau dans certaines zones à risques. Ils peuvent être ajoutés à la surface pour diverses raisons, pour filtrer les radiations ultraviolettes, augmenter la résistance aux agressions climatiques, créer une barrière thermique et retarder la propagation des flammes en cas d'incendie, apporter une résistance aux agents chimiques ou pour supprimer complètement la conductivité électrique du matériau composite.

#### 1.3.4. Les produits structuraux utilisés

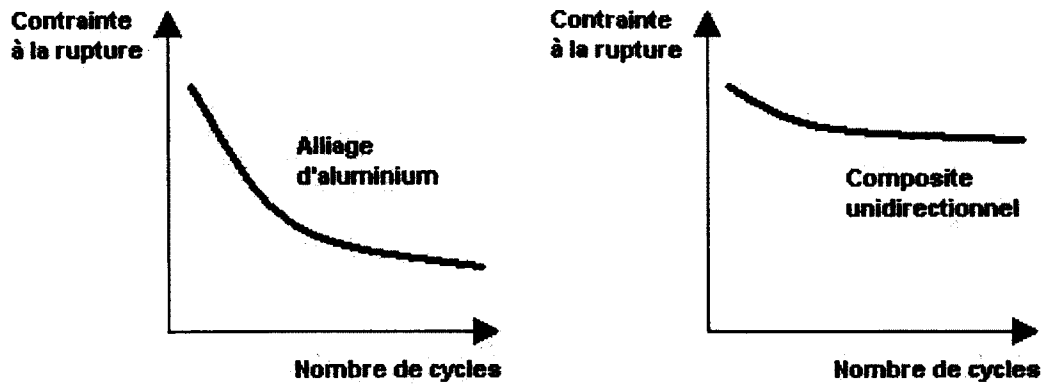
Les principaux produits structuraux proposés par les fabricants nord-américains sont les tubes, les profilés à section en L, en I, en C, en H et autres, les tubes coniques, les sections polygonales, ainsi que d'autres formes spéciales ou plus complexes.

Une revue de littérature montre une prédominance de l'utilisation des structures tubulaires lorsque des matériaux composites sont employés dans des structures de transport de l'énergie électrique. Le procédé de pultrusion est le plus souvent employé pour la fabrication de tubes à section constante, tels que les tubes cylindriques. Les tubes à sections variables, comme les cônes, sont plus souvent fabriqués par enroulement filamentaire, tel que présenté précédemment.

#### 1.3.5. Les caractéristiques et les avantages des matériaux composites

L'intérêt porté aux matériaux composites pour la conception et la construction de pylônes est attribuable à leurs nombreux avantages comparativement au bois, au béton, à l'acier ou tout autre alliage. À résistance en traction égale, le prix de revient au kilogramme des profilés commerciaux en matériaux composites est marginalement supérieur à celui de l'acier. Cependant, les matériaux composites peuvent être avantageux lorsque leurs caractéristiques particulières sont mises à profit.

Tout d'abord, ces matériaux ont une bonne limite d'endurance. Cette résistance est trois (3) fois plus élevées que celle des alliages d'aluminium, et deux (2) fois plus que celle des aciers à haute résistance et des alliages de titane. Cette caractéristique s'explique par le fait que la limite d'endurance d'un matériau composite est égale à 90 % de sa résistance en traction, contre 35 % pour les alliages d'aluminium et 50 % pour les aciers ainsi que les alliages de titane. À titre de comparaison, la figure 1.4 [1] montre les courbes SN (Stress-Number of Cycles) d'un alliage d'aluminium et d'un composite unidirectionnel.



**Figure 1.4 : Comparaison de la résistance à la fatigue d'un alliage d'aluminium et d'un matériau composite [1]**

Le principal avantage des matériaux composites reste leur légèreté. Ces derniers sont environ trois (3) fois moins lourds que l'acier et environ 30 % plus légers que l'aluminium (voir le tableau 1.3). Cette légèreté apporte des bénéfices notables dans les structures de lignes aériennes de transport d'énergie électrique. En effet, l'équipement et la machinerie nécessaires au transport, à la manutention et à l'installation des profilés en composite peuvent être réduits, engendrant ainsi une économie considérable. De plus, en travaillant avec un matériau plus léger, le montage en chantier s'effectue plus rapidement, permettant ainsi une réduction du temps d'installation, ce qui contribue à réduire les coûts inhérents à la mobilisation de la main-d'œuvre et de l'équipement.

**Tableau 1.3 : Densité des matériaux de construction**

<b>Bois</b>	350 à 1 370
<b>Matériaux composites</b>	1 600 à 2 500
<b>Aluminium</b>	2 560 à 2 780
<b>Acier</b>	7 480 à 8 000

Il s'agit également de matériaux durables. De ce fait, ils requièrent une maintenance pratiquement nulle et ils ont une période de remplacement moindre. D'ailleurs, des études ont révélé que les structures en composites survivent facilement à des structures similaires en bois,

---

en aluminium ou en acier, et ce, pour une exposition à des conditions climatiques identiques. Autrement dit, le coût d'entretien d'une structure en matériaux composites est beaucoup moins élevé que celui d'une structure en matériau traditionnel.

Il existe d'autres caractéristiques qui rendent les matériaux composites très attrayants pour la fabrication des structures de transport d'énergie électrique. Généralement, ces matériaux ne se corrodent pas. Ils peuvent être utilisés dans des milieux extrêmement corrosifs, sans aucun problème. Cette caractéristique permet d'augmenter les délais d'inspection, ce qui engendre une diminution des coûts de maintenance.

De plus, les matériaux composites à base de fibre de verre ou d'aramide sont non conducteurs. Cette propriété est d'ailleurs mise en avant pour la fabrication de certains isolateurs commerciaux. Elle peut aussi se traduire par des économies au niveau de la chaîne d'isolation, par un encombrement réduit et par des lignes plus compactes, réduisant ainsi l'impact visuel des structures de transport d'énergie électrique. Les matériaux composites peuvent aussi être une solution au problème récurrent des transporteurs d'énergie, à savoir une augmentation constante de la demande se traduisant par celle de la capacité de transit. Augmenter le voltage des lignes de transport implique aussi d'augmenter la distance entre les conducteurs et tout matériau conducteur, ce qui résulte à une transformation totale de la structure. Avec les difficultés que connaissent les transporteurs d'énergie à seulement modifier la structure des lignes, remplacer les membrures existantes par des membrures isolantes en matériaux composites pourrait se révéler être une solution intéressante.

À l'exception de ceux renforcés de fibres de carbone, les matériaux composites possèdent une très faible conductivité thermique. Celle-ci est 250 fois inférieure à celle de l'aluminium et 60 fois moindre que celle de l'acier.

Les matériaux composites ont également une excellente stabilité dimensionnelle. Ils ne subissent pratiquement aucune variation sous l'effet des contraintes thermiques.

En plus, contrairement au bois, les matériaux composites ne pourrissent pas : ils ne sont pas affectés par des dégradations causées par les insectes et les champignons. À l'inverse du bois, il n'est donc pas nécessaire de les traiter en utilisant des substances toxiques, ce qui s'avère très bénéfique pour l'environnement.

Finalement, les caractéristiques esthétiques des matériaux composites, telles que la couleur et la formabilité, peuvent être modulées afin d'amoindrir l'impact visuel des structures de ligne sur l'environnement.

#### 1.4. Présentation des principaux fabricants nord-américains

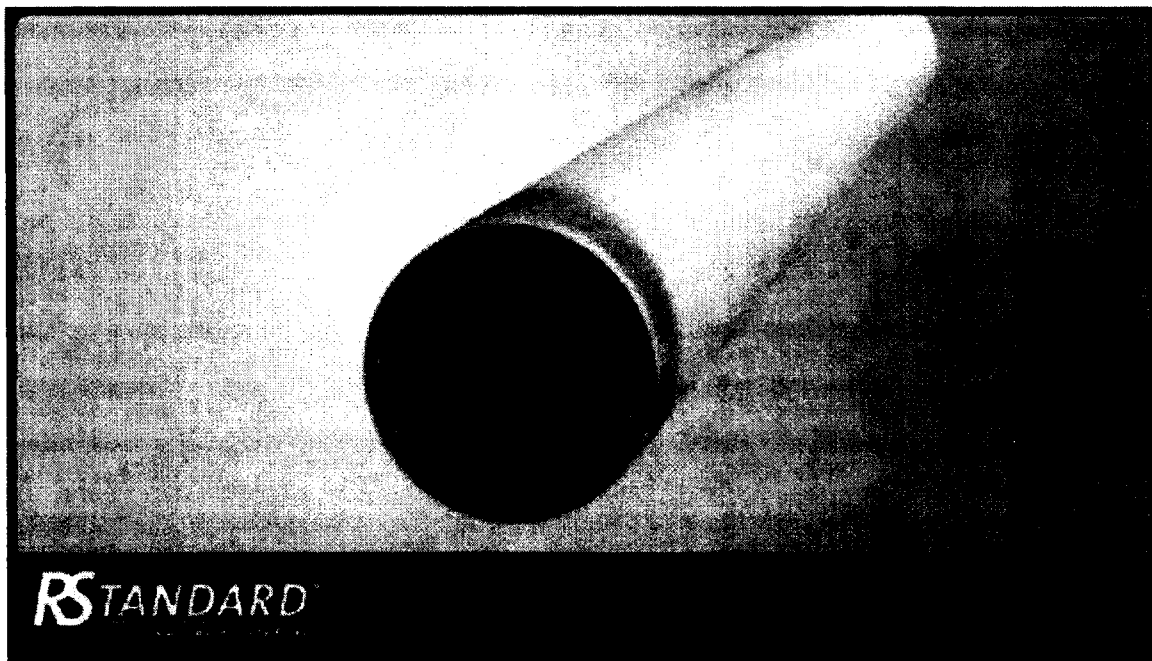
La section qui suit trace le portrait des trois (3) principaux fabricants nord-américains de profilés en matériaux composites utilisés dans le domaine du transport énergétique : RS Technologies, Shakespeare Composite Structures et Strongwell.

Cependant, cette présentation est rapide et plus de détails sont donnés en annexes A, B et C. Les informations présentées dans cette section ont été prises des documents et sites Internet des fabricants. Elles n'ont fait l'objet d'aucune vérification.

L'annexe D, quant à elle, présente quelques-uns des principaux projets d'utilisation des matériaux composites dans le transport de l'énergie électrique.

##### 1.4.1. RS Technologies – Une division de Resin Systems Inc. (Calgary, Alberta, Canada)

Compagnie fondée en 1995, Resin Systems Inc. a commencé ses activités par des recherches sur un revêtement polyuréthane. Ces recherches ont débouché sur la création d'une série de résines. RS Technologies produit aujourd'hui une ligne complète de tubes à sections circulaires en composites; composite à matrice issue de ces recherches et renforcée par de la fibre de verre. Les tubes de la gamme RStandard sont coniques et fabriqués au nombre de huit (8) diamètres différents. Ce type de profilé permet de maximiser l'efficacité de l'entreposage et du transport (voir la figure 1.5).



**Figure 1.5 : Gamme de produits RStandard de RS Technologies**

Les poteaux en matériaux composites RStandard sont fabriqués à partir de l'assemblage de ces huit (8) membrures. Une gamme complète de poteaux pouvant aller jusqu'à 120 pieds de haut (36.58 mètres) est proposée par l'entreprise. La figure 1.6 montre les sept (7) configurations de référence que l'on peut obtenir à l'aide des huit (8) sections modulaires. Ce type de conception permet une diminution des coûts d'inventaire et de transport, ainsi qu'une réduction des temps d'installation des pylônes, et facilite aussi la manutention des éléments.

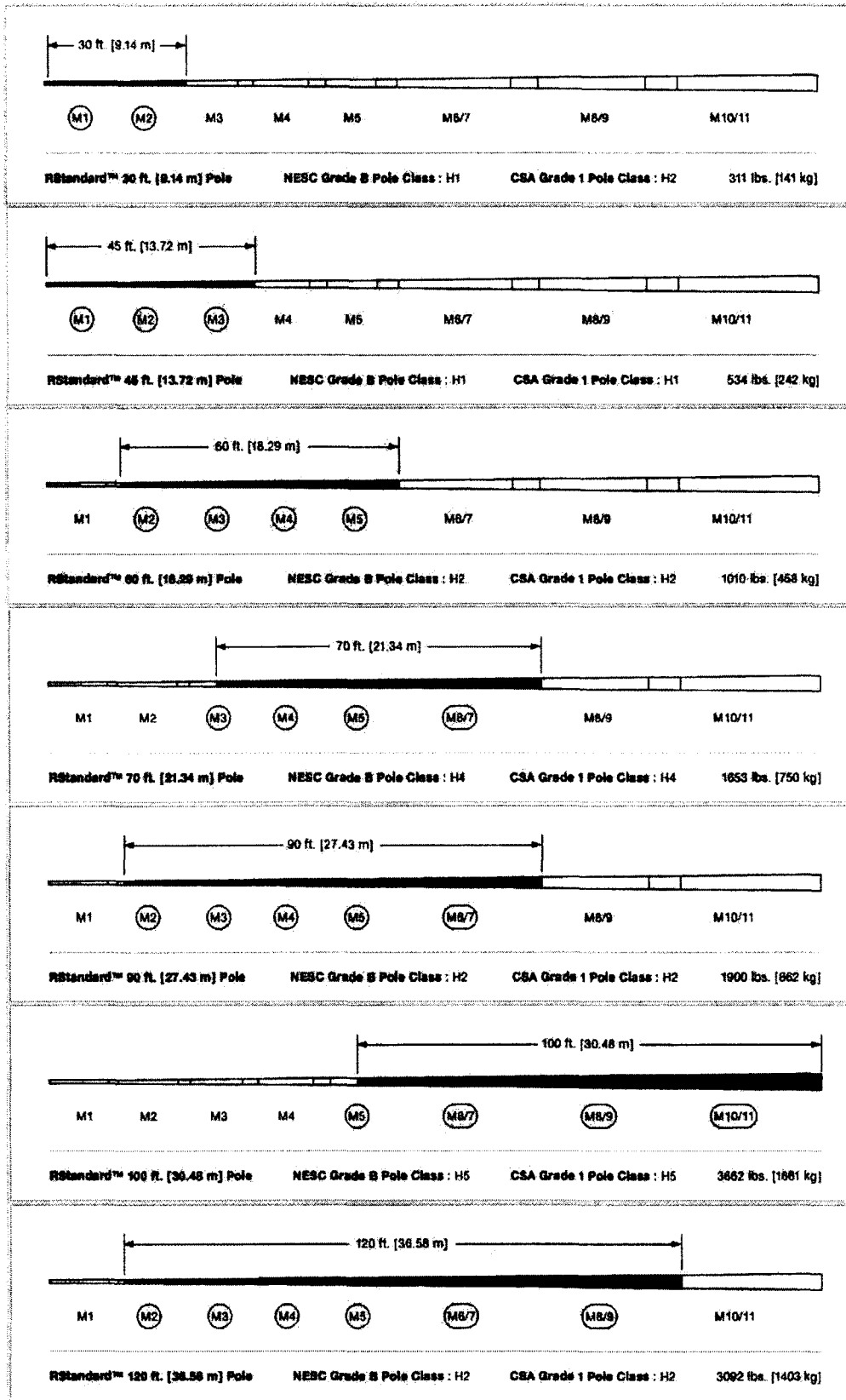


Figure 1.6 : Configurations de référence des assemblages RS Technologies

L'utilisation des matériaux composites permet donc une réduction du poids de la structure. Le tableau 1.4 présente une comparaison massique entre les poteaux fabriqués en matériaux traditionnels, et ceux en matériaux composites de la compagnie. Les supports de lignes RS sont quasiment deux (2) fois plus légers que ceux en acier, trois (3) fois plus que ceux en bois et sept (7) fois plus que ceux fabriqués en béton.

**Tableau 1.4 : Masse et nombre de poteaux classe 1 de 18 mètres transportables par camion régulier**

<b>Matériaux</b>	<b>Masse d'un poteau standard (kg)</b>	<b>Nombre de poteaux par camion</b>
<b>RStandard</b>	430	46
<b>Acier</b>	740	27
<b>Bois</b>	1 040	19
<b>Béton</b>	2 975	6

De plus, les poteaux RStandard ont une durée de vie de 80 ans, contrairement aux poteaux de bois et aux supports en acier, qui ont respectivement une durée de vie de 30 à 50 ans et de 50 à 60 ans. La durée de vie des poteaux en béton est la même que celle des poteaux en acier, c'est-à-dire de 50 à 60 ans. Les poteaux en matériaux composites de la compagnie RS Technologies possèdent une bonne résistance aux agressions environnementales, sans traitement chimique particulier. Ils résistent à l'humidité, à la corrosion structurale, ainsi qu'aux dommages causés par les insectes et les animaux. Un filtre anti-UV est appliqué à leur surface, empêchant la dégradation des propriétés physico-mécaniques, ainsi que la décoloration des structures.

#### 1.4.2. Shakespeare Composite Structures (Newberry, Caroline du Sud, USA)

La compagnie Shakespeare Composites Structures (SCS) est présente sur le marché de la fabrication de poteaux en matériaux composites depuis 40 ans. À ses débuts, la compagnie fabriquait seulement des poteaux destinés à l'industrie des lampadaires. Même si cela reste leur production principale, Shakespeare Composites Structures a également créé une gamme de produits destinés aux réseaux de distribution de l'énergie électrique. On trouve dans cette gamme de poteaux en matériaux composites, nommée Tuff-Poles, des poteaux pouvant atteindre une hauteur de 125 pieds, soit environ 38 mètres.



Le tableau 1.5 présente les résistances maximales de la gamme de produits disponibles. Les poteaux ayant une hauteur supérieure à 50 pieds (c.-à-d. 15.2 mètres) sont composés de deux (2) membrures distinctes, alors que ceux de plus de 90 pieds (c.-à-d. 27, 4 mètres) sont un assemblage de trois (3) membrures.

**Tableau 1.5 : Charges maximales supportées par les poteaux de la gamme Tuff-Poles**

Overall Pole Length	Maximum ANSITip Load 2' from Tip	@ Std Burial Depth (10%+2')	
		Maximum Groundline Moment (in) KIPS	Maximum Groundline Moment FT/LBS
30'	>15,500#	>4,278	>356,500
35'	>15,500#	>5,115	>426,250
40'	>15,500#	>5,952	>496,000
45'	>15,500#	>6,789	>565,750
50'	15,500#	7,626	635,500
55'	14,100#	7,699	641,550
60'	12,900#	7,740	645,000
65'	11,800#	7,717	643,100
70'	10,900#	7,717	643,100
75'	10,000#	7,620	635,000
80'	9,400#	7,670	639,200
85'	8,800#	7,656	638,000
90'	8,300#	7,669	639,100
95'	7,900#	7,726	643,850
100'	7,500#	7,740	645,000
105'	6,500#	7,059	588,250
110'	5,000#	5,700	475,000
115'	4,200#	5,015	417,900
120'	3,600#	4,493	374,400
125'	3,000#	3,906	325,500

Les profilés de SCS sont de section circulaire ou tubulaire-carrée. Les membrures circulaires sont fabriquées par un procédé d'enroulement filamentaire conçu et élaboré par Shakespeare Composites Structures. La fibre de verre est d'abord imprégnée dans une résine brevetée par

l'entreprise, puis enroulée autour d'un mandrin rotatif chauffé. Sous une tension continue et uniforme, un enroulement hélicoïdal est appliqué sous un angle faible par rapport à l'axe longitudinal pour obtenir la résistance en traction du matériau. La résistance en compression est obtenue par l'ajout d'une couche faite par un enroulement circulaire.

Les profilés de section tubulaire-carrée sont fabriqués par pultrusion. D'abord imprégnée, la fibre de verre est ensuite pultrudée dans une série de guides spéciaux. Le résultat est un poteau à section tubulaire formé d'une pièce unique. La seule section actuellement disponible pour les profilés de section tubulaire-carrée est une pièce de dimensions 102 x 127 mm.

SCS a développé un poteau pouvant directement absorber l'énergie provenant de l'impact d'un véhicule sans mesure de sécurité additionnelle, telle que les glissières de sécurité. Ce poteau, nommé « Shakespeare Composite Structure Energy Absorbing distribution Pole », respecte les exigences du niveau TL-2 (c.-à-d. 70km/h) de la Federal Highway Administration (FHWA). Des tests ont été effectués en grandeur nature, tel qu'il est illustré sur la figure 1.7. Ils ont démontré la bonne tenue en regard des exigences de la FHWA des poteaux de moins de 50 pieds (c.-à-d. 15.2 mètres).



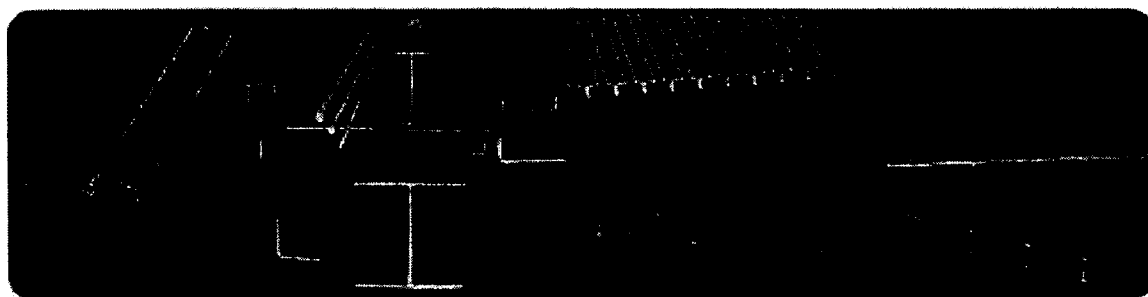
**Figure 1.7 : Essais d'impact en grandeur réelle sur des poteaux Tuff-Pole**

Les pigments de couleur (bronze, gris ou noir) et les inhibiteurs UV sont directement intégrés à la résine lors de la fabrication des profilés. Ce procédé permet une protection aux rayons ultraviolets sur toute l'épaisseur, contrairement aux protections seulement appliquées en surface. Une fois la fabrication terminée, les poteaux sont revêtus d'une couche additionnelle de couleur et d'inhibiteur UV hautes performances breveté par Shakespeare Composite Structure. Cette étape additionnelle est réalisée afin de prévenir la décoloration et d'avoir un produit qui conservera son apparence initiale durant toute la durée de vie des supports de transport d'énergie électrique.

#### 1.4.3. Strongwell (Bristol, Virginie, USA)

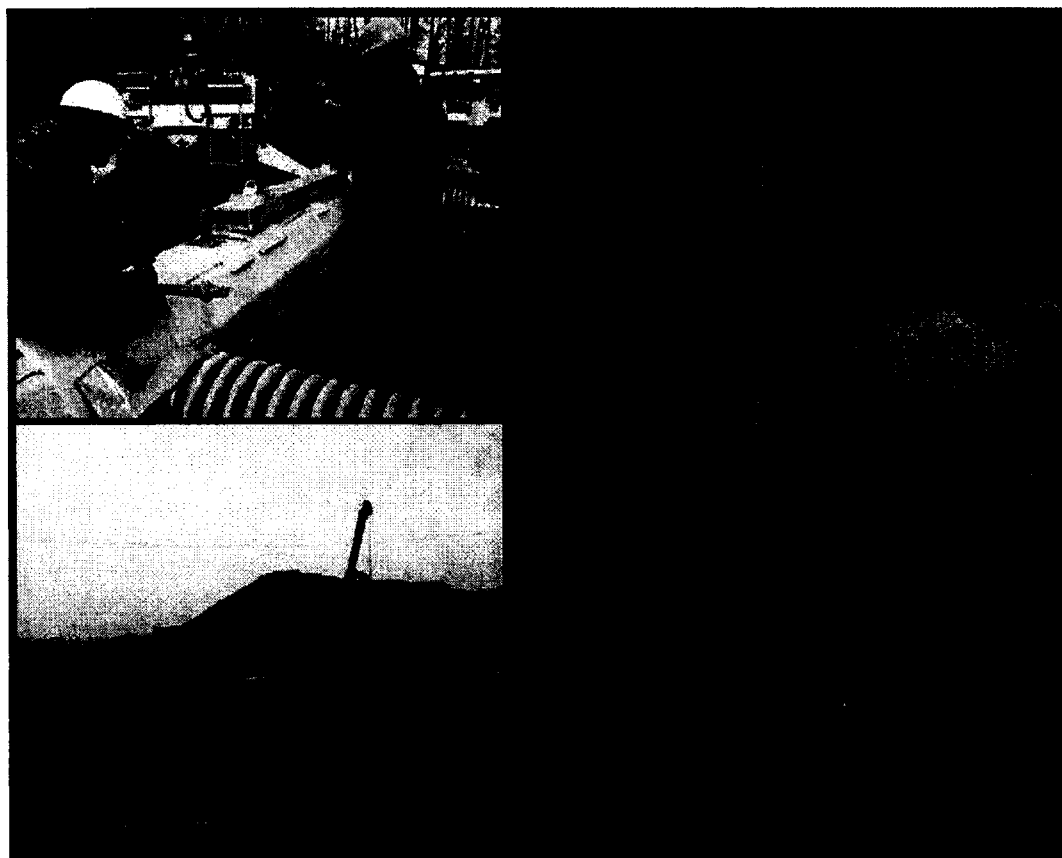
La compagnie Strongwell a été créée en 1924 à Bristol, en Virginie. À cette époque, l'usine fabriquait des produits pour les industries de l'aviation, des télécommunications et, durant la Seconde Guerre mondiale, des pièces en fibre de carbone pour l'industrie de l'armement. C'est durant les années 40 que les premières pièces en plastique renforcé sont sorties de cette usine. Quelques années plus tard, en 1956, la compagnie utilise pour la première fois un procédé automatisé et continu de fabrication de pièces en matériaux composites; procédé aujourd'hui connu sous le nom de pultrusion.

Avec plus de 66 machines de pultrusion et environ 650 000 pieds carrés d'espace de fabrication répartis dans trois (3) usines et autant de localités, Strongwell possède une grande variété de produits en matériaux composites (voir la figure 1.8). L'entreprise propose des gammes complètes de profilés structuraux, plaques, plateformes, garde-corps, panneaux structuraux, boulons et écrous, échelles, poutres de ponts ainsi que des poteaux destinés au domaine du transport énergétique. Strongwell est le plus important fabricant de profilés structuraux pultrudés et de structures en matériaux composites renforcés de fibres de verre.



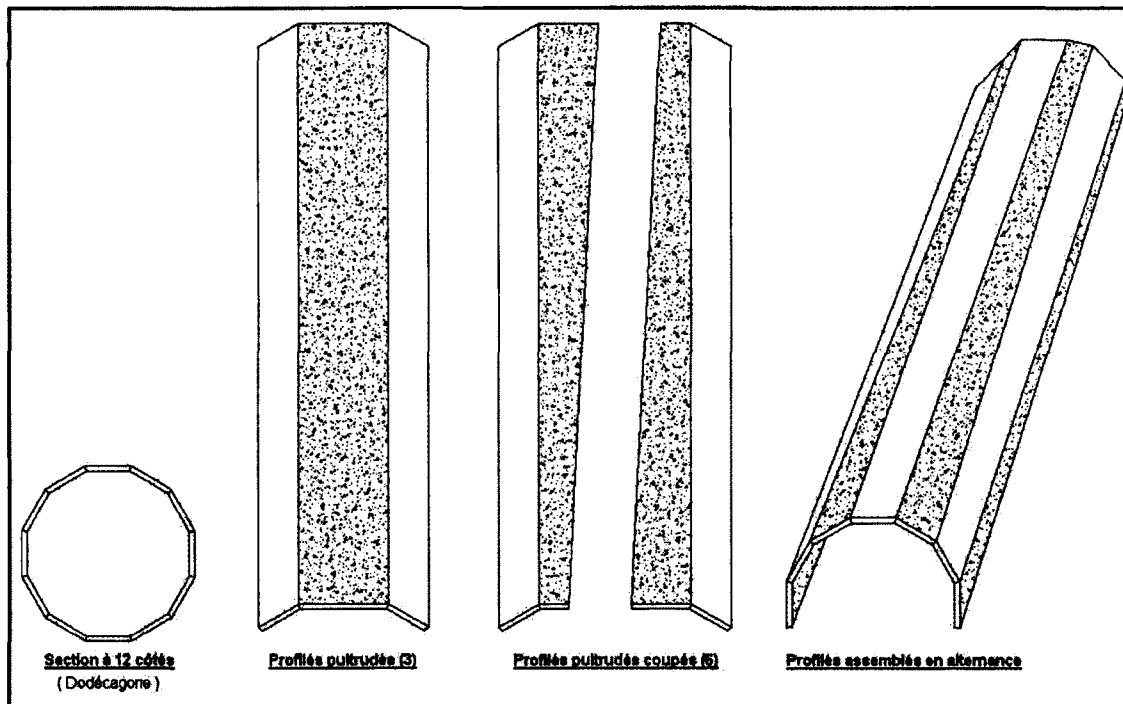
**Figure 1.8 : Exemples de profilés structuraux proposés par Strongwell**

Strongwell est également le premier fabricant à avoir produit des poteaux de transmission en matériaux composites de grandes hauteurs (80 pieds, soit environ 24 mètres). Le poteau de la figure 1.9, nommé SE28, offre une résistance spécifique supérieure à l'acier et au bois. Quantitativement, son poids est environ égal à 60 % de celui des poteaux en acier et à 30 % de celui des poteaux en bois.



**Figure 1.9 : Poteaux SE28 de la compagnie Strongwell**

Les poteaux S28 sont fabriqués par pultrusion à l'aide de six (6) sections longitudinales, permettant de former des sections polygonales allant jusqu'à douze (12) côtés (dodécagonales). Pour la fabrication de cette dernière membrure à section variable, Strongwell produit par pultrusion trois (3) profilés identiques, tel qu'il est illustré sur la figure 1.10. Chaque profilé est formé de trois (3) plaques adjacentes, faisant un angle de  $150^\circ$  entre elles. La plaque du milieu forme un grand panneau, approximativement deux (2) fois plus large que les deux (2) plaques adjacentes. Une fois ces trois (3) profilés fabriqués par pultrusion, pour une longueur égale à la longueur totale du poteau, le panneau du milieu est coupé diagonalement sur toute sa longueur. On obtient alors six (6) membrures, chacune formée d'une plaque rectangulaire et d'un panneau trapézoïdal. Les profilés sont ensuite assemblés en alternant les panneaux rectangulaires et trapézoïdaux. Il en résulte un poteau tronconique, dont le diamètre du dodécagone est plus petit au sommet qu'à la base. Pour coller toutes les sections ensemble, Strongwell utilise un adhésif à base d'uréthane, du nom de Pliogrip, qui est produit par la compagnie Ashland Specialty Chemical.



**Figure 1.10 : Étapes de fabrication du poteau SE28 à section dodécagonale**

Les poteaux SE28 sont conçus à l'aide de divers types de renforts en fibres de verre, incluant les tissus multidirectionnels. Ces tissus fournissent une bonne résistance longitudinale, mais

aussi transversale au matériau. Pour améliorer les propriétés en flexion, les poteaux sont finalement remplis de mousse d'uréthane.

La compagnie fabrique actuellement six (6) hauteurs différentes de poteaux SE28. Le tableau 1.6 présente les diamètres aux sommets et à la base, ainsi que les moments résistants et le poids des six (6) hauteurs disponibles du poteau dodécagonal. Ces valeurs sont le résultat d'essais réalisés en laboratoire par la compagnie EDM International Inc. Strongwell a contacté cette firme dans le but de réaliser des essais indépendants sur la capacité en flexion de ses profilés. Des essais ont été réalisés sur des poteaux de 80, 70, 60, 50 et 40 pieds de hauteur. Après avoir été découpés à la longueur désirée, les poteaux ont été installés à l'horizontale en porte-à-faux. À l'aide d'un câble attaché à approximativement 610 mm du sommet, la charge a été appliquée à un taux constant de déformation. Lors des essais, la charge et la déformation ont été enregistrées toutes les secondes, jusqu'à la rupture du poteau.

**Tableau 1.6 : Propriétés en flexion des poteaux SE28 de la compagnie Strongwell, issue de tests réalisés par EDM International Inc.**

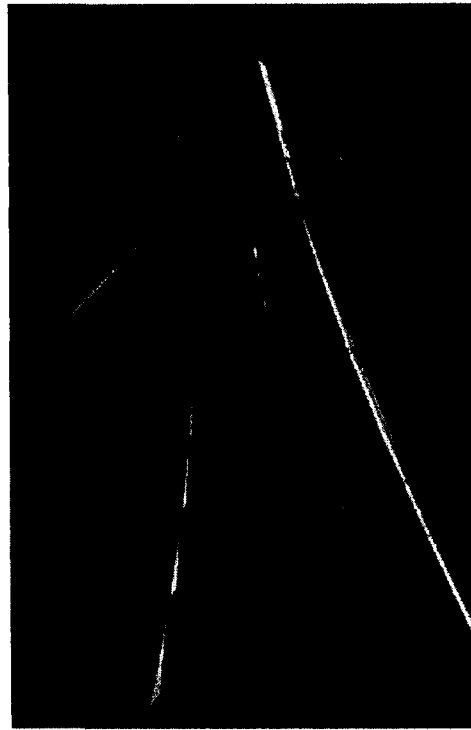
<b>Total Pole Length (ft)</b>	<b>Butt<sup>a</sup> Diameter (in)</b>	<b>Tip<sup>a</sup> Diameter (in)</b>	<b>Ultimate Moment Capacity @G.L. (ft-kips)</b>	<b>Pole Weight (lbs)</b>
55	22.08	12.13	128	900
60	22.54	11.69	140	1,000
65	23.00	11.25	153	1,050
70	23.46	10.82	166	1,150
75	23.92	10.39	178	1,250
80	24.38	9.96	191	1,350

**Notes:**

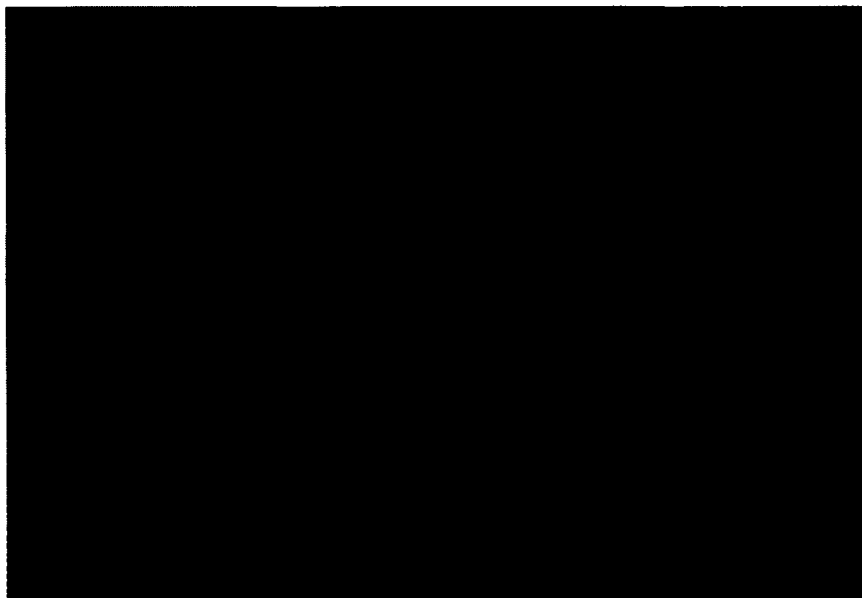
1. Moment capacity = 2812.5 lbs x moment arm length
2. Moment arm length = length of pole - (10% of length + 2 ft) - 2 ft
3. Load is applied 2 ft from tip of pole.
4. Diameter based on minimum circumscribed circle around pole cross section.

En plus de fabriquer les poteaux SE28, la compagnie Strongwell s'est associée à Elbert Composites Corporation pour expérimenter des pylônes en treillis composés de membrures en PRF (voir la figure 1.11). Ce pylône, Strongwell-Elbert Composites Corporation, ne contient aucune connexion boulonnée ou collée. Les connexions s'effectuent par emboîtement, à l'aide

du processus breveté nommé « Snap And Build Connection », tel qu'il est montré sur la figure 1.12.



**Figure 1.11 : Pylône prototype élaboré par Strongwell et Elbert Composites Corporation**



**Figure 1.12 : Assemblage « Snap And Build Connection » breveté par Strongwell-Elbert Composites Corporation**

## CHAPITRE 2 MÉTHODES DE CONCEPTION DE MEMBRURES EN MATÉRIAUX COMPOSITES

Pour étudier la conception de pylônes électriques en matériaux composites, une revue de la littérature a été nécessaire : des recherches à la bibliothèque ainsi que sur Internet ont été effectuées afin de prendre conscience de ce qui est présentement écrit dans le monde à ce sujet. Beaucoup d'informations existent déjà concernant l'utilisation de matériaux composites dans plusieurs domaines, comme l'aéronautique et le béton armé de barres en PRF, mais les données relatives à la conception de structures entièrement en composite pour des applications en génie civil sont plus rares [4-7; 44, 55, 57, 82].

Cependant, on constate que depuis une quinzaine d'années, il y a une importante croissance quant à l'utilisation de ce type de matériau en génie civil. Actuellement, on retrouve diverses compagnies fabriquant des profilés en matériaux composites, comme des cornières, des poutres en I, des profilés tubulaires, des plaques et bien d'autres. Avec ces composantes, divers projets en génie civil ont déjà été réalisés : des ponts, des passerelles, des bâtiments, et même des pylônes servant au transport d'énergie électrique.

Les recherches effectuées ont permis de trouver quelques manuels de dimensionnement d'entreprises, normes et codes de conception. En Europe, une compagnie nommée Fiberline fabrique depuis 1979 des profilés en matériaux composites. L'expertise et l'expérience de cette dernière lui ont permis de développer un manuel de conception propre à ses produits [6]. Ce manuel est basé sur le Code de design européen, appelé Eurocomp [5]. À ce jour, il s'agit d'un ouvrage de référence pour la conception de structures en matériaux composites, selon les normes européennes de design. Il est à noter que l'Eurocomp fonctionne aux états limites, et non aux contraintes admissibles, ce qui est compatible avec les approches de conception des pylônes.

Des manuels de conception américains provenant des compagnies Strongwell [7], Creative Pultrusion [55] et Delta Composite [82] sont aussi disponibles. Ces manuels de conception ont également été analysés et étudiés, mais étant donné qu'ils sont basés sur les contraintes admissibles, ils sont moins intéressants et moins appréciés que les livres européens.



Certes, après avoir effectué ces nombreuses recherches, il apparaît évident que l'Eurocomp [5] se rapproche beaucoup des méthodes de calculs canadiennes, puisqu'il est basé sur les états limites ultimes et les états limites de services. L'Eurocomp [5] est en fait conçu pour être utilisé en harmonie avec les différents Eurocodes. De plus, les principes de la norme de conception Eurocomp [5] ont été donnés pour être applicables à tous profilés renforcés de fibre (PRF). Ainsi, cette norme permet de prendre en compte les variations sur les matériaux et la géométrie des pièces par l'introduction de coefficients partiels de sécurité qui sont présentés à l'annexe E de ce mémoire. Cette façon de faire permet d'obtenir une fiabilité suffisante aux conceptions utilisant l'Eurocomp et non, de prédire précisément la capacité des membrures en matériaux composites.

Il est possible maintenant de présenter une partie des équations et des principes de calculs qui sont énumérés dans les divers documents trouvés dans la littérature. Autrement dit, ce rapport ne traite pas de tous les éléments du design. Ce chapitre a plutôt pour but premier d'initier le lecteur aux principales notions, aux principes de calculs et aux équations se rattachant au design de membrures en matériaux composites destinées à la conception d'une structure aérienne de transport d'énergie électrique.

Ainsi, on effectue un survol des principes de conception en tension, en compression, en flexion, en cisaillement, ainsi que les principes de stabilité tels que le voilement de l'âme, le flambement et les effets combinés. La conception des assemblages et les effets de second ordre ne sont pas traités dans ce document, mais ils peuvent être retrouvés dans la littérature.

La rigidité relativement faible des matériaux composites, couplée aux faibles épaisseurs des membrures, fait du flambement le facteur essentiel de la conception des profilés en composites. Que ce soit en compression ou en flexion, le flambement apparaît généralement pour des contraintes très inférieures à la capacité du matériau.

Le flambement global régit le comportement des membrures élancées. Dans le cas de membrures courtes, à épaisseur relativement faible, la ruine se réalise généralement au niveau de la section; un flambement local peut se réaliser en premier et conduire à de grandes déformations ou des dégradations du matériau.

Plusieurs études ont été menées sur le flambage des membrures en matériaux composites, que ce soit de la part de chercheurs ou des fabricants eux-mêmes. De ces études ont découlé des méthodes de calculs sur le flambage global, le déversement latéral et le flambement local des membrures en PRF. Dans ce chapitre, nous présenterons un résumé de ces méthodes de calculs. Les différentes références de ces études et de ces méthodes de calculs sont données dans ce chapitre dans leur section respective.

## 2.1. Résistance en traction selon l'Eurocomp [5]

Cette sous-section traite des éléments qui sont soumis à des forces de traction selon la norme européenne Eurocomp [5]. Il est à noter que de l'information complémentaire à cette partie se retrouve à l'annexe E du présent document.

Tous les éléments sont considérés selon leurs axes longitudinaux. La valeur de la charge de conception en tension dans la section,  $N_{t,Sd}$ , doit satisfaire l'équation suivante :

$$N_{t,Sd} \leq N_{t,Rd} \quad (2.1)$$

La résistance en tension de la section,  $N_{t,Rd}$ , est obtenue en prenant la plus petite des deux valeurs suivantes :

- 1) La résistance en tension de la section minimum brute est donnée par :

$$N_{t,Rd} = \frac{A\sigma_{x,t,k}}{\gamma_m} \quad (2.2)$$

- 2) La résistance en tension de la section nette aux trous est donnée par :

$$N_{t,Rd} = \frac{0,9A_{net}\sigma_{x,t,k}}{\gamma_m} \quad (2.3)$$

où  $A$  est l'aire de la section brute,  $A_{net}$  est l'aire de la section nette aux trous,  $\sigma_{x,t,k}$  est la résistance en tension de la section brute de laminé et  $\gamma_m$  est le facteur partiel de sécurité du matériau qui est défini à l'annexe E du présent document.

Les cornières qui sont connectées sur une seule aile, de même que toutes les autres sections susceptibles de ne pas être complètement retenues, comme les profilés en T et en C, doivent être conçues en tenant compte du décalage en cisaillement.

## 2.2. Résistance en compression

### 2.2.1. Flambement global

La charge critique de flambement élastique, connue sous le nom de charge critique d'Euler, est définie par [3] :

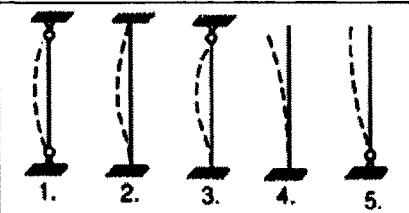
$$F_c = \frac{\pi^2 E_L I}{(kL)^2} \quad (2.4)$$

ou bien, la contrainte critique de flambement élastique est :

$$\sigma_c = \frac{\pi^2 E_L}{\left(\frac{kL}{r}\right)^2} \quad (2.5)$$

où  $E_L$  est le module d'élasticité longitudinal,  $I$  est le moment d'inertie transversale (le plus contraignant),  $r = \sqrt{I/A}$  est le rayon de giration,  $A$  est l'aire de la section transversale et  $k$  est le coefficient de flambement. De plus, le terme  $\frac{kL}{r}$  est appelé coefficient d'élancement de la membrure. Le coefficient de flambement  $k$  est fonction des conditions d'appui de la membrure. Le tableau 2.1 illustre les cas les plus fréquents de combinaisons que l'on peut rencontrer et donne les valeurs de leurs facteurs  $k$  respectifs. Ces valeurs sont issues des différents manuels de dimensionnement étudiés [6, 55 & 7].

Tableau 2.1 : Valeurs du coefficient de flambement  $k$ 

 1. 2. 3. 4. 5.	Strongwell [7], Pultex [55]	Fiberline [6]
1. Double rotule	1	1
2. Double encastrement	0,5	0,65
3. Rotule + encastrement	0,7	0,8
4. Libre + encastrement	2	2,1
5. Libre + rotulé		2

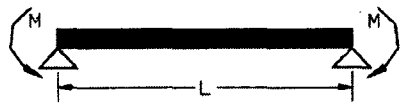
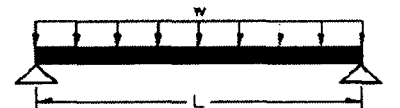
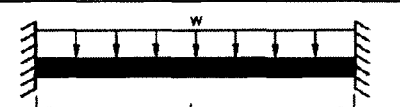
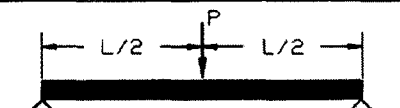
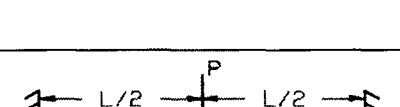
On remarque que le coefficient de flambement diffère en fonction de l'origine du manuel de dimensionnement, qu'il soit européen ou anglo-saxon. Les valeurs du danois Fiberline [6] sont distinctes des nord-américains Pultrex [55] et Strongwell [7] (voir le tableau 2.1).

### 2.2.2. Flambement local

Comme précisé dans la section précédente, les profilés en matériaux composites pultrudés sont des matériaux à caractère orthotrope. Cette sous-section traite du flambement local des membrures en matériaux composites.

En général, l'analyse du flambement local des poutres ou colonnes en matériaux composites est réalisée en modélisant les profilés comme un assemblage de plaques orthotropes et en considérant la flexibilité des connexions âme-semelle. La charge critique de flambement est alors déterminée, soit : (i) exactement, en assumant que l'ensemble des plaques qui constitue la membrure flambe simultanément et que les conditions de continuité aux intersections des plaques sont respectées, comme Bulson [24]; (ii) ou approximativement, les plaques étant prises individuellement en considérant la flexibilité de leurs connexions les unes aux autres (à l'image de Bleich [25]).

**Tableau 2.2 : Valeurs des coefficients de flambement latéral pour différents types de chargement et différentes conditions d'appuis [4,7]**

	Support latéral	Ajusteur du gradient de moment $C_1$	Coefficient de longueur effective $K_y$
	Non	1,0	1,0
	Non Sur toute la longueur	1,13 0,97	1,0 0,5
	Non Sur toute la longueur	1,30 0,86	1,0 0,5
	Non Sur toute la longueur	1,35 1,07	1,0 0,5
	Non Sur toute la longueur	1,70 1,04	1,0 0,5

Des méthodes analytiques, tenant compte de l'élément dans son ensemble et aboutissant à l'expression de solutions numériques permettant de déterminer le flambement local de membrures constituées de plaques orthotropes soumises à des chargements axiaux [26] ou à la flexion [27], ont été développées.

En considérant chaque plaque individuellement, plusieurs études ont été développées. La méthodologie consiste dans un premier temps à déterminer le type de restriction causée par les plaques adjacentes. Plusieurs auteurs, à l'image de Webber et al. [28], Barbero et Raftoyiannis [29], Qiao et coll. [30], se sont penchés sur ce problème et ils sont parvenus à

---

une formulation pour plusieurs types de restrictions. L'expression du flambement de la plaque restreinte est dans un deuxième temps déterminée.

Des expressions explicites sont disponibles pour des plaques chargées en compression uniforme, lorsque les bords non chargés sont considérés simplement supportés ou encastrés [31], ou encore, lorsque l'un des bords est supposé libre et l'autre, simplement supporté [32]. D'autres expressions sont proposées pour des plaques sous chargement linéairement variable dans le plan, dont les bords non chargés sont simplement supportés ou encastrés [33]. Veres et Kollár [34] ont présenté des formules approximatives pour le flambement local des plaques orthotropes, encastrées et/ou simplement supportées, soumises à une compression bi-axiale.

Des procédures numériques sont valables pour des plaques sous compression uniforme, lorsque les bords sont considérés élastiquement restreints [29-30], ainsi que quand l'un est libre et l'autre, élastiquement restreint [30, 35]. Zureick et Shih [27] et Qiao et al. [30] ont abouti aux expressions explicites du flambement d'une plaque orthotrope, dont les bords non chargés sont élastiquement restreints et respectivement soumis à un chargement linéairement variable dans le plan, ou à un effort tranchant.

Plus récemment, en étudiant les démarches précédentes, Kollár [36] a proposé une solution empirique pour le flambement des plaques orthotropes soumises à un chargement uni-axial, dont la rotation des bords non chargés est restreinte. Plus tard, en utilisant un cheminement similaire, Kollár [37] a développé les équations du flambement local de plaques orthotropes dont les bords sont libre-encastrés (CL) ou libre-restreints en rotation (RL). Parallèlement, et en utilisant une variante de la formulation de la méthode de Ritz pour établir un problème aux valeurs propres, Qiao et Zou [38] ont développé une expression explicite du flambement d'une plaque orthotrope aux bords restreints en rotation et soumise à un chargement linéairement variable dans le plan. Ensuite, en combinant les fonctions de forme des membrures simplement supportées (SS) et encastrées (CC) sur leur deux bords, Qiao et Zou [39] ont proposé une solution explicite approximative au flambement d'une plaque orthotrope avec un bord libre et l'autre, restreint en rotation (RF). Qiao et Shan [40] ont formulé les expressions explicites du flambement d'une plaque orthotrope sous compression constante et dont les bords sont restreints en rotation.

Cette section présente une vue théorique de l'instabilité des plaques orthotropes soumises à la compression, selon leur axe principal. Dans notre cas d'étude, le chargement est uniformément réparti sur la largeur de plaque. Les axes principaux sont pris parallèles aux bords de la plaque. Nous nous emploierons à déterminer la valeur de la charge , dite charge critique, pour laquelle la plaque perd sa stabilité géométrique.

Certaines des démarches préalablement présentées seront mises en revue, en commençant par le cas simple d'une plaque simplement supportée et en finissant par leurs utilisations dans les manuels de dimensionnement.

Il peut aussi être approprié de présenter les équations régissant le comportement des plaques isotropes puisque, dans certains cas, l'expression des coefficients du flambage isotrope sert de base à la détermination de celui des plaques orthotropes.

Aussi, dans l'ensemble des cas d'étude, les bords chargés sont considérés simplement supportés.

#### 2.2.2.1. Flambement de plaque isotrope

Une introduction à la stabilité des plaques nous est donnée par Bleich [25]. On considère une plaque isotrope de longueur  $L$  et de largeur  $b$  ( $L \gg b$ ) (voir la figure 2.1).

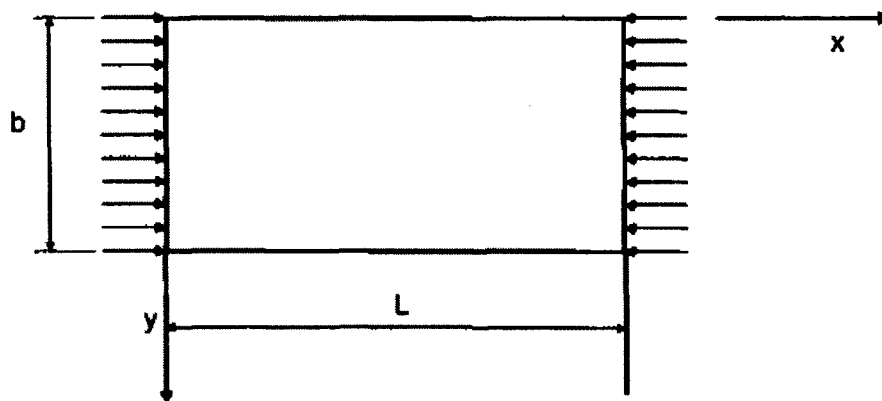


Figure 2.1 : Élément plaque sous compression uniforme

L'expression générale de la contrainte critique de flambement d'une plaque isotrope est [25] :

$$\sigma_{cr,iso} = k_{iso} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (2.6)$$

où  $t$  est l'épaisseur de la plaque et  $\nu$  est le coefficient de Poisson du matériau  $k_{iso}$ , quant à lui est le coefficient de flambement isotrope. Il dépend des conditions de restriction de bords, du rapport  $\varphi = L / b$ , des propriétés élastiques du matériau et de la distribution de contrainte à travers l'épaisseur de plaque. Dans notre cas d'étude, la distribution de contrainte est uniforme sur l'épaisseur.  $k_{iso}$  est égal à 4 dans le cas d'une plaque de longueur infinie simplement supportée pour  $y = 0$  et  $y = b$  et 0.5 pour une plaque libre sur  $y = 0$  et simplement supportée sur  $y = b$ .

#### 2.2.2.2. Flambement de plaque orthotrope

On considère des plaques de longueur  $L$  et de largeur  $b$  ( $L \gg b$ ) soumises à une compression uniforme  $N_x$ . L'équation différentielle régissant le flambement local des éléments « plaque » des sections transversales des poutres en matériaux composites doublement symétriques (orthotropes), soumises à un chargement axial, nous est donnée par [25] :

$$D_{11} \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2D_{12} \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + 4D_{66} \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + D_{22} \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} + N_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0 \quad (2.7)$$

où  $N_x$  est la charge de compression résultante et  $w(x, y)$  est la fonction de forme flambée de la plaque, alors que :

$$\begin{aligned} D_{11} &= \frac{E_L t^3}{12(1-\nu_L \nu_T)} \\ D_{22} &= \frac{E_T t^3}{12(1-\nu_L \nu_T)} \\ D_{12} &= \frac{\nu_T E_L t^3}{12(1-\nu_L \nu_T)} \\ D_{66} &= \frac{G t^3}{12} \end{aligned} \quad (2.8)$$

sont les rigidités en flexion de la plaque orthotrope,  $E_L$  et  $E_T$  sont les modules élastiques longitudinal (axe des X) et transversal (axe des Y),  $\nu_L$  et  $\nu_T$  sont les coefficients de Poisson majeur et mineur,  $G$  est le module de cisaillement et  $t$  est l'épaisseur de la plaque.



La solution de l'équation différentielle 2.7 est fonction des conditions limites aux quatre (4) bords de la plaque. Une solution générale à cette équation nous est donnée par [25] :

$$w(x,y) = \sin\left(\frac{n\pi x}{L}\right) \left[ C_1 \cosh\left(\frac{k_1 n\pi y}{L}\right) + C_2 \sinh\left(\frac{k_1 n\pi y}{L}\right) + C_3 \cos\left(\frac{k_2 n\pi y}{L}\right) + C_4 \cos\left(\frac{k_2 n\pi y}{L}\right) \right] \quad (2.9)$$

avec  $n \in N$  et  $k_1, k_2$  définis par :

$$k_1 = \sqrt{\alpha + k_3} ; k_2 = \sqrt{-\alpha + k_3} \text{ avec } k_3 = \sqrt{\alpha^2 - \beta + \mu^2}$$

et

$$\alpha = \frac{D_{12} + 2D_{66}}{D_{22}} ; \beta = \frac{D_{11}}{D_{22}} ; \mu^2 = \frac{N_x}{D_{22}} \left(\frac{L}{n\pi}\right)^2$$

Les constantes  $C_1, C_2, C_3$  et  $C_4$  sont fonctions des conditions limites aux bords ( $y = 0$  et  $y = b$ ). Sur la base d'une satisfaction des conditions limites, un système de quatre (4) équations homogènes est obtenu; ce dernier possède une solution si et seulement si son déterminant est égal à zéro. En posant le déterminant égal à zéro, on obtient alors un ensemble de solutions pour la charge  $N_{cr}$  de variable  $n \in N$ . On définit la valeur critique comme la plus petite valeur non nulle de l'ensemble des solutions.

L'expression de la charge critique de flambement d'une plaque orthotrope chargée uniformément en compression, avec les deux bords de longueur (non chargés) simplement supportés, nous est donnée par Lekhnitskii [31].

Dans le cas d'une plaque chargée uniformément sur son axe principal et simplement supportée, les conditions aux bords sont :

à  $x = 0$  et  $x = L$

$$\begin{cases} w = 0 \\ M_x = -D_{11} \frac{\delta^2 w}{\delta x^2} - D_{12} \frac{\delta^2 w}{\delta y^2} = 0 \end{cases}$$

à  $y = 0$  et  $y = b$

$$\begin{cases} w = 0 \\ M_y = -D_{12} \frac{\delta^2 w}{\delta x^2} - D_{22} \frac{\delta^2 w}{\delta y^2} = 0 \end{cases}$$

Les conditions limites sont respectées pour une déformée d'expression :

$$w = A_{mn} \sin\left(\frac{m\pi x}{L}\right) \sin\left(\frac{n\pi y}{b}\right) \quad (2.10)$$

avec  $A_{mn}$  fonction des entiers  $m$  et  $n$ . En remplaçant l'expression de la déformée  $w$  exprimée ci-dessus dans l'équation 2.9, on obtient :

$$\pi^2 A_{mn} \left[ m^4 D_{11} + 2m^2 n^2 (D_{12} + 2D_{66}) \left(\frac{L}{b}\right)^2 + n^4 D_{22} \left(\frac{L}{b}\right)^4 \right] = N_x A_{mn} m^2 L^2$$

En posant  $L/b = \alpha$ , la valeur de la charge critique prend la forme suivante :

$$N_x = \frac{\pi^2}{L^2 m^2} [m^4 D_{11} + 2m^2 n^2 (D_{12} + 2D_{66}) \alpha^2 + n^4 D_{22} \alpha^4]$$

qui peut être écrit sous la forme (Lekhnitskii [31]) :

$$N_x = \frac{\pi^2 \sqrt{D_{11} D_{22}}}{b^2} \left[ \left(\frac{m}{\alpha}\right)^2 \frac{D_{11}}{\sqrt{D_{11} D_{22}}} + 2n^2 \frac{(D_{12} + 2D_{66})}{\sqrt{D_{11} D_{22}}} + n^4 \frac{D_{22}}{\sqrt{D_{11} D_{22}}} \left(\frac{\alpha}{m}\right)^2 \right] \quad (2.11)$$

La plus petite valeur de  $N_x$  est clairement définie pour  $n = 1$ . Cette valeur correspond à un mode de flambement sur la largeur  $b$  en demi-onde sinusoïdale. Il faut donc, pour obtenir la charge critique de flambement local, trouver la valeur de  $m$  pour laquelle  $N_x$  est minimum (définie positive).

Pour  $n = 1$ , la charge critique par unité d'épaisseur prend la forme suivante :

$$N_x = \frac{\pi^2 \sqrt{D_{11} D_{22}}}{b^2} \left[ \left(\frac{m}{\alpha}\right)^2 \frac{D_{11}}{\sqrt{D_{11} D_{22}}} + 2 \frac{(D_{12} + 2D_{66})}{\sqrt{D_{11} D_{22}}} + \frac{D_{22}}{\sqrt{D_{11} D_{22}}} \left(\frac{\alpha}{m}\right)^2 \right]$$

On dérive l'expression précédente en fonction de  $m$ , et pour  $N'_x(m) = 0$ , et on obtient la valeur de  $m$  pour laquelle  $N_x$  est minimale, c'est-à-dire :

$$m = \alpha^4 \sqrt{\frac{D_{22}}{D_{11}}}$$

soit :

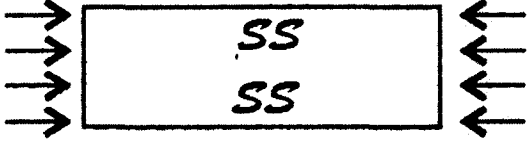

$$N_{cr} = \frac{\pi^2}{b^2} [2\sqrt{D_{11}D_{22}} + 2(D_{12} + 2D_{66})]$$

ou

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2}{tb^2} [2\sqrt{D_{11}D_{22}} + 2(D_{12} + 2D_{66})] \quad (2.12)$$

En 1999, Barbero [32] nous donne l'expression de la contrainte critique de flambement d'une plaque dont un bord est libre et l'autre, simplement supporté (voir le tableau 2.3). La valeur calculée précédemment est aussi reportée au tableau.

**Tableau 2.3 : Contrainte de flambement local minimale d'une plaque orthotrope pour des bords de longueur simplement supportés (SS) ou libre - simplement supporté (SL)**

Cas	Contrainte limite de flambement, $\sigma_{x,cr}$
 Lekhnitskii [31]	$\frac{\pi^2}{tb^2} [2\sqrt{D_{11}D_{22}} + 2(D_{12} + 2D_{66})]$ (2.13)
 Barbero [32]	$\frac{12D_{66}}{tb^2} + \frac{\pi^2 D_{11}}{tL^2}$ (2.14)

Les expressions de la charge critique données précédemment sont valables pour une plaque simplement appuyée. Lorsque les parties de la membrure sont différentes, les essais ont démontré que la valeur de la charge limite de flambement est supérieure à celles répertoriées dans le tableau 2.3 [32]. En considérant les plaques comme simplement supportées sur leurs longueurs non chargées, la rigidité de la connexion entre l'âme et les semelles des membrures est négligée et la valeur de la charge critique est ainsi sous-estimée.

Ces dernières années, plusieurs études théoriques et empiriques ont été réalisées pour déterminer les types de contraintes sont imposés par les parties adjacentes. Qiao [41] a développé une méthode de calcul de la contrainte critique de flambement des plaques

laminées, basée sur la solution générale de Bleich [25]. Dans cette méthode, l'expression de la contrainte critique d'une plaque longue élastiquement restreinte par une ou deux plaques adjacentes, est donnée par :

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2}{12} \left( \frac{t_{rs}}{b} \right)^2 \left[ \sqrt{q} (2\sqrt{(E_L)_{rs} \cdot (E_T)_{rs}}) + p((\vartheta_L)_{rs} \cdot (E_T)_{rs} + 2(G)_{rs}) \right] \quad (2.15)$$

Dans l'équation (2.15), l'indice  $rs$  indique qu'il s'agit des propriétés et des dimensions de la plaque restreinte. La rigidité en rotation de la connexion entre les plaques est prise en compte par l'introduction du coefficient de restriction  $\zeta$ , dont les coefficients  $p$  et  $q$  sont fonctions des dimensions et du module d'élasticité de la plaque. Ces coefficients peuvent être obtenus par analyse numérique [41]. Davalos et coll. [42] proposent, dans le cas d'une plaque dont les deux bords non chargés sont élastiquement restreints :

$$p = 2 + \left( \frac{0,002}{\zeta - 1,3} \right); \quad q = 1 + \left( \frac{0,08}{\zeta + 0,2} \right); \quad \zeta = \frac{b_{lim} \cdot (E_T)_{rs}}{b_{rs} \cdot (E_T)_{lim}}; \quad \text{et } b = b_{rs} \quad (2.16)$$

où  $b_{lim}$  et  $b_{rs}$  sont les épaisseurs respectives des plaques restrictives (limitatives) et restreintes.

En ce qui concerne les plaques dont un bord de longueur est élastiquement restreint et l'autre, libre :

$$p = 0,3 + \left( \frac{0,004}{\zeta - 0,5} \right); \quad q = 0,025 + \left( \frac{0,065}{\zeta + 0,4} \right); \quad \zeta = \frac{2b_{lim} \cdot (E_T)_{rs}}{b_{rs} \cdot (E_T)_{lim}}; \quad \text{et } b = \frac{b_{rs}}{2} \quad (2.17)$$

Le coefficient de restriction  $\zeta$  est défini égal à 0 pour une plaque encadrée, et égal à l'infini dans le cas d'une plaque simplement supportée. En posant  $\zeta$  égal à l'infini, on obtient en effet les équations 2.13 et 2.14 pour des plaques SS (simplement supportée sur les deux bords de longueur) et SL (simplement supportée – libre).

Plus récemment, Qiao et Shan [40], ont proposé des expressions du flambement local pour des plaques orthotropes soumises à un chargement uniforme (voir le tableau 2.4) et dont les conditions de bords sont :

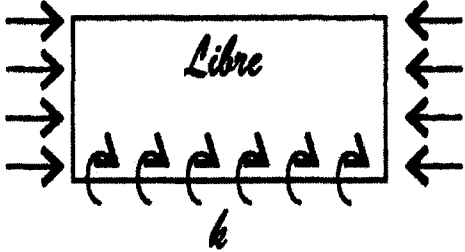
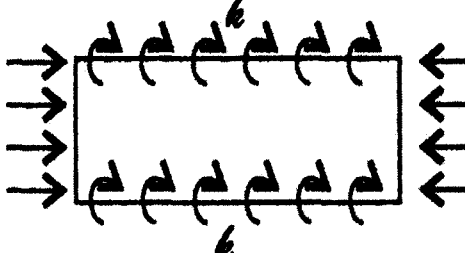
- restreint en rotation – restreint en rotation (RR)
- restreint en rotation – libre (RL)

Les solutions explicites, définies en termes de rigidité en rotation ( $k$ ), ont été obtenues en développant une variante de la méthode de Ritz, dans le but d'établir un problème aux valeurs propres.

Les coefficients  $\tau_1, \tau_2$  et  $\tau_3$ , dans les équations 2.18 et 2.19, sont des fonctions du coefficient de restriction  $\zeta$ , et sont définis par :

$$\tau_1 = \zeta^2 + 22\zeta + 124, \tau_2 = \zeta^2 + 14\zeta + 24, \tau_3 = \zeta^2 + 18\zeta + 102$$

**Tableau 2.4 : Contrainte critique de flambement des plaques orthotropes RR (doublement restreinte en rotation) et RL (restreinte en rotation – libre) [40]**

	$\frac{4}{tb^2(11k^2b^2 + 77D_{22}kb + 140D_{22}^2)} \left[ -7(5D_{22} + kb)D_{22}kb + \sqrt{35(3D_{22} + kb)(11k^2b^2 + 77D_{22}kb + 140D_{22}^2)}D_{11}D_{22}kb + 28(2k^2b^2 + 10D_{22}kb + 15D_{22}^2)D_{66} \right] \quad (2.18)$
	$\frac{24}{tb^2} \left[ 1,871 \sqrt{\frac{\tau_2}{\tau_1}} (\sqrt{D_{11}D_{22}}) + \frac{\tau_3}{\tau_1} (D_{12} + 2D_{66}) \right] \quad (2.19)$

Le coefficient de restriction  $\zeta$  est quant à lui égal à :

$$\zeta = \frac{kb_{rs}}{(D_{22})_{rs}}$$

où  $b_{rs}$  et  $(D_{22})_{rs}$  sont respectivement la largeur et la rigidité transversale en flexion de la plaque restreinte. Dans le cas d'une plaque RR, le coefficient de rigidité en rotation  $k$  est défini par :

$$k = \frac{(D_{22})_{lim}}{b_{rs} \rho \left( \frac{b_{lim}}{b_{rs}} \right)} r$$

où  $b_{lim}$  et  $(D_{22})_{lim}$  sont respectivement la largeur et la rigidité transversale en flexion des plaques limitatives. La fonction  $p(b_i/b_j)$  est de la forme :

$$p\left(\frac{b_i}{b_j}\right) = \frac{1}{2\pi} \tanh\left(\frac{\pi b_i}{b_j}\right) \left\{ 1 + \frac{\frac{\pi b_i}{b_j}}{\sinh\left(\frac{\pi b_i}{b_j}\right)} \right\}$$

et  $r$  est le coefficient d'amplification, introduit par Bleich [25], prenant en compte l'effet des contraintes de compression dans les semelles des membrures à sections minces. Dans le cas des poutres en matériaux composites dont les éléments plaques ont les mêmes épaisseurs et les mêmes superpositions de couches,  $r$  est déterminé par :

$$r = 1 - \frac{(\sigma_{cr})_{rs}^{ss}}{(\sigma_{cr})_{lim}^{ss}} \quad (2.20)$$

où  $(\sigma_{cr})_{rs}^{ss}$  et  $(\sigma_{cr})_{lim}^{ss}$ , sont les contraintes de flambement critique des plaques simplement supportées formant la membrure. À l'aide de l'équation 2.13, la valeur du coefficient d'amplification pour une plaque dont les deux bords de longueur sont restreints en rotation est alors :

$$r = 1 - \left(\frac{b_{lim}}{b_{rs}}\right)^2 \frac{(\sqrt{(D_{11})_{rs}(D_{22})_{rs}} + (D_{12})_{rs} + 2(D_{66})_{rs})}{(\sqrt{(D_{11})_{lim}(D_{22})_{lim}} + (D_{12})_{lim} + 2(D_{66})_{lim})} = 1 - \left(\frac{b_{lim}}{b_{rs}}\right)^2 \quad (2.21)$$

Lorsque la plaque est restreinte-libre (RL), le coefficient  $k$  est défini par :

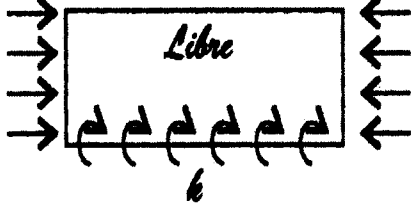
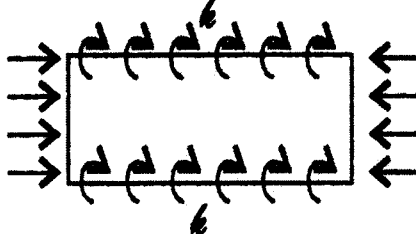
$$k = \frac{(D_{22})_{lim}}{b_{rs}} r$$

et :

$$r = 1 - \frac{6}{\pi^2} \left(\frac{b_{lim}}{b_{rs}}\right)^2 \frac{D_{66}^{rs}}{\left(\sqrt{D_{11}^{lim} D_{22}^{lim}}\right) + D_{12}^{lim} + 2D_{66}^{lim}} \quad (2.22)$$

À l'image de Qiao, Kollár [36] a proposé des solutions explicites au problème d'instabilité des plaques orthotropes en fonction du coefficient de restriction en rotation  $k$  (voir le tableau 2.5).

**Tableau 2.5 : Contrainte critique de flambement des plaques orthotropes RR (doublement restreintes en rotation) et RL (restreintes en rotation – libre) [36]**

	$\frac{\sqrt{D_{11}D_{22}}}{tb^2} [15,1\eta\sqrt{1-v} + 6(K-\eta)(1+v)]$ pour $k > 1$ $\frac{\sqrt{D_{11}D_{22}}}{tb^2} \left[ K \left( 15,1\eta\sqrt{1-v} + 6(K-\eta)(1+v) \right) + 7 \frac{1-K}{\sqrt{1+4,12\zeta}} \right]$ pour $K < 1$ <p style="text-align: right;">(2.23)</p>
	$\frac{\pi^2}{tb^2} \left[ \sqrt{1+4,139\bar{\xi}} (2\sqrt{D_{11}D_{22}}) + (2+0,62\bar{\xi}^2) (D_{12} + 2D_{66}) \right]$ <p style="text-align: right;">(2.24)</p>

Dans le cas de la poutre RL (éq. 2.23), le coefficient de restriction  $\zeta$  est défini par :

$$\zeta = \frac{(D_{22})_{rs}}{kb_{rs}} \quad (2.25)$$

où  $b_{rs}$  et  $(D_{22})_{rs}$  sont respectivement la largeur et la rigidité transversale en flexion de la plaque restreinte. La constante de rigidité  $k$  est quant à elle déterminée à l'aide de l'équation suivante :

$$k = \frac{c(D_{22})_{rs}}{b_{rs}} r \quad (2.26)$$

où  $c = 2$  et  $r$  est le coefficient d'amplification défini ci-dessus (éq. 2.20). Finalement,  $\eta = 1/1\sqrt{1+(7,22-3,55v)\zeta}$ ;  $K = \frac{(2D_{66}+D_{12})}{\sqrt{D_{11}D_{22}}}$ ; et  $v = D_{12}/(2D_{66} + D_{12})$  dans l'équation 2.23.

Dans le cas de la plaque RR (éq. 2.24), Kollár [36] introduit  $\xi = 1/(1 + p\zeta^q)$ , où  $\zeta$  est le coefficient de restriction (éq. 2.25).  $\xi$  est égal à 0 dans le cas d'une plaque simplement supportée et il est égal à 1 dans le cas d'une plaque encastree sur ses deux bords non chargés (voir équations 2.13 et 2.14). Les coefficients  $p$  et  $q$  sont déterminés par régression linéaire. Kollár [36] nous donne  $p = 10$  et  $q = 1$ , soit  $\xi = 1/(1 + 10\zeta)$ .

Les différences entre la méthode de Qiao et Shan et celle de Kollár viennent des méthodes de résolution. La formule de Qiao et Shan découle d'une résolution rigoureuse par la méthode de Ritz de l'équation différentielle régissant le flambement d'une plaque orthotrope soumise à un chargement en compression dans son plan [40], alors que celle de Kollár est basée sur des approximations [36].

En variant la géométrie du profilé et les propriétés élastiques du matériau (le rapport  $G/E_T = 0.33$  restant, cependant invariant), Pecce et Cosenza [43] ont établi l'expression empirique de la contrainte critique de flambement des membrures à section en I, dont le ratio  $b_f/t_f$  est supérieur à 30 ( $b_f$  et  $t_f$  sont les dimensions de la semelle, partie flambante de la poutre). Pecce et Cosenza ont donc proposé l'équation :

$$\sigma_{cr} = \alpha \left( \frac{E_T}{E_L} \right)^{0,85} \frac{\pi^2 E_L}{12(1-\nu_L\nu_T)} \left( \frac{t_f}{b_f} \right)^2 \quad (2.27)$$

où  $\alpha$  est le coefficient prenant en compte la raideur de la connexion âme-semelle. Cette équation est basée sur l'équation des plaques isotropes (éq. 2.6). Le coefficient  $\alpha$ , calculé par élément fini, est une fonction du rapport  $b_f t_w / b_w t_f$ , c'est-à-dire  $\alpha = \frac{b_f t_w}{b_w t_f} + 0,125$ , lorsque  $0,3 < b_f t_w / b_w t_f < 1,152$ , où  $b_w$  et  $t_w$  sont les dimensions de l'âme.

### 2.2.3. Flambement de flexion torsion

Les membrures en compression peuvent aussi être sujettes à une ruine en flambement par flexion-torsion. Pour les sections creuses fermées, le flambement en torsion et flexion-torsion n'est généralement pas critique, sauf pour les pièces avec des parois de très faible épaisseur. Les cornières, les profilés en C et en T et les pièces asymétriques sont quant à eux plus sensibles à ce mode de flambement.



Cependant, n'ayant pas été observé lors des expérimentations (voir le chapitre 3), ce mode de rupture ne fait pas l'objet d'une étude plus approfondie dans ce mémoire.

#### 2.2.4. Résistance en compression suivant l'Eurocomp [5]

Cette sous-section traite des éléments, conçus selon la norme européenne Eurocomp, qui sont soumis à de la compression axiale, avec ou sans flexion, et pour lesquels les effets en torsion peuvent être négligés (voir l'annexe E pour obtenir de l'information complémentaire à cette partie).

À noter également que les effets de second ordre ne sont pas considérés, même si en pratique le concepteur devrait se soucier de ce phénomène. Pour les membrures en compression axiale, la valeur de la charge de conception en compression dans la section  $N_{c,Sd}$  doit satisfaire l'équation suivante :

$$N_{c,Sd} \leq N_{c,Rd} \quad (2.28)$$

où  $N_{c,Rd}$  est la résistance en compression de la section.

Comme pour le design en acier, le concepteur doit vérifier la résistance ultime en compression de la section, la résistance de la membrure au flambement global, ainsi que la résistance de la membrure au flambement local. Pour obtenir ces valeurs, on doit utiliser les principes et les équations décrites ci-dessous :

- 1) La résistance ultime de la section en compression est donnée par :

$$N_{c,Rd} = \frac{A\sigma_{c,R}}{\gamma_m} \quad (2.29)$$

où  $\sigma_{c,R}$  = la résistance en compression de la section.

- 2) La résistance de la membrure au flambement global est donnée par :

$$N_{c,Rd} = \frac{k\pi^2 E_{x,d} I_{zz}}{L^2 \gamma_m} \quad (2.30)$$

où  $I_{zz}$  est le moment d'inertie selon l'axe faible. On utilise  $k = 1$  pour les sections en compression dont les extrémités sont rotulées, et  $k = 4$  pour les sections en compression dont les extrémités sont encastées.

- 3) La résistance de la membrure au flambement local est donnée par :

$$N_{c,Rd} = \frac{A_{eff}\sigma_{c,cr}}{\gamma_m} \quad (2.31)$$

où  $A_{eff}$  est l'aire effective de la section et  $\sigma_{c,cr}$  est la critique en compression de la membrure qui est déterminée en calculant la résistance critique en compression de chaque élément formant la membrure.

La résistance critique en compression d'un élément de la section est déterminée de la façon suivante :

- a) Pour un élément de la section pouvant être défini comme une longue plaque rectangulaire connectée des deux côtés sur toute sa longueur (par exemple, l'âme d'une poutre en I), la résistance est obtenue avec l'équation suivante :

$$\sigma_{c,cr,y} = \frac{2\pi^2 \left[ (D_x D_y)^{\frac{1}{2}} + H_0 \right]}{t b_{eff}^2} \quad (2.32)$$

avec

$$H_0 = \frac{1}{2} (v_{xy} D_y + v_{yx} D_x) + 2 \left( \frac{G_{xy} t^3}{12} \right) \quad (2.33)$$

où  $b_{eff}$  est la largeur effective de la plaque de l'élément,  $t$  est l'épaisseur de la plaque de l'élément, alors que  $D_x$  et  $D_y$  sont les rigidités de la plaque.

Les rigidités de la plaque sont obtenues à l'aide des équations présentées ci-dessous, dépendamment du cas à l'étude :

Plaques isotropes :

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \quad (2.34)$$

Plaques orthotropes :

$$D_x = \frac{E_x t^3}{12(1-\nu_{xy}\nu_{yx})} \quad (2.35)$$

$$D_{xy} = D_{yx} = \frac{(\nu_{yx}E_x t^3)}{12(1-\nu_{xy}\nu_{yx})} \quad (2.36)$$

$$D'_{xy} = \frac{G_{xy} t^3}{12} \quad (2.37)$$

$$D_y = \frac{E_y t^3}{12(1-\nu_{xy}\nu_{yx})} \quad (2.38)$$

où  $t$  est l'épaisseur de la plaque,  $D_{xy}$  est la rigidité en cisaillement dans le plan local  $xy$ ,  $E$  est le module d'élasticité en flexion,  $E_x$  est le module d'élasticité en flexion dans la direction locale  $x$ ,  $E_y$  est le module d'élasticité en flexion dans la direction locale  $y$ ,  $G_{xy}$  est le module en cisaillement dans le plan local  $xy$ ,  $\nu_{xy}$  est le coefficient majeur de Poisson (déformation en  $y$  lorsqu'il y a sollicitation en  $x$ ) et  $\nu_{yx}$  est le coefficient mineur de Poisson (déformation en  $x$  lorsqu'il y a sollicitation en  $y$ ).

- b) Pour un élément de la section pouvant être défini comme une longue plaque rectangulaire, dont l'une des extrémités est connectée sur toute sa longueur tandis que l'autre extrémité est libre (par exemple, l'aile d'une cornière), la résistance est obtenue en résolvant l'équation suivante :

$$\sigma_{c,cr,y} = \frac{\pi^2 \left[ \left( D_x \left( \frac{b_{eff}}{a} \right)^2 \right) + \left( \frac{12D'_{xy}}{\pi^2} \right) \right]}{t b_{eff}^2} \quad (2.39)$$

où  $a$  est la demi-longueur d'onde du mode de flambement,  $b_{eff}$  est la largeur effective de la plaque,  $t$  est l'épaisseur de la plaque, alors que  $D_x$ ,  $D_y$  et  $D'_{xy}$  sont les rigidités énumérées précédemment.

- c) Pour les sections tubulaires où le ratio  $r/t$  doit être plus grand que 10, la résistance est obtenue en utilisant la formule suivante :

$$\sigma_{c,cr,y} = \frac{0,25E_{x,c,k}t}{r} \quad (2.40)$$

où  $E_{x,c,k}$  est le module d'élasticité longitudinal caractéristique en compression,  $t$  est l'épaisseur de la paroi du tube et  $r$  est le rayon moyen du tube circulaire.

### 2.2.5. Résistance en compression suivant les autres manuels de conception

Dans la version révisée du Fiberline Composites Design Manual [6], la valeur de la charge critique d'une membrure soumise à la compression est donnée par :

$$F_{cr} = \frac{F_d}{1 + \frac{F_d}{N_{el}}} = \frac{N_{el}}{1 + \frac{N_{el}}{F_d}} \quad (2.41)$$

où  $N_{el}$  est la charge critique d'Euler (éq. 2.4); et  $F_d = A \cdot \sigma_{c,R}$  où  $\sigma_{c,R}$  est la résistance en compression de la section diminuée d'un coefficient de sécurité. Cette fois-ci, le coefficient appliqué à la charge est égal à 1.3.

Selon le manuel de dimensionnement rédigé par Strongwell [7], le flambement global des membrures en compression est calculé par différentes équations, dépendantes des géométries de section. Les contraintes critiques en flambement des cornières ( $\sigma_{cr,L}$ ), des tubes cylindriques ou carrés ( $\sigma_{cr,tube}$ ) et des profilés en I ou en H ( $\sigma_{cr,I,W}$ ) sont respectivement donnés par les équations 2.42, 2.43 et 2.44.

$$\sigma_{cr,L} = \frac{E_L}{56 \left(\frac{kL}{r}\right)^{5,5}} \quad (2.42)$$

$$\sigma_{cr,tube} = \frac{1,3E_L}{\left(\frac{kL}{r}\right)^{1,3}} \quad (2.43)$$

$$\sigma_{cr,I,W} = \frac{4,9E_L}{\left(\frac{kL}{r}\right)^{1,7}} \quad (2.44)$$

Ces valeurs sont des contraintes ultimes. Un coefficient de sécurité, lui aussi égal à 3, est appliqué aux valeurs de la contrainte critique obtenues.

La figure 2.2 présente une comparaison des différentes formulations des contraintes critiques de flambement global des membrures répertoriées dans les manuels de dimensionnement.

De par sa définition, la contrainte critique de flambement définie par Fiberline [6] (éq. 2.41) est inférieure à celle d'Euler. Pour les membrures élancées, ou  $F_d \gg N_{el}$ , la charge converge vers la valeur d'Euler (voir la figure 2.2). Dans le cas d'une membrure à faible élancement, la contrainte critique sera alors régie par la résistance en compression du matériau. En ce qui concerne les membrures de longueur moyenne, par cette formule, Fiberline [6] suggère une interaction entre le flambement global et la résistance en compression du matériau.

Dans les manuels de dimensionnement, la valeur de charge critique d'une membrure soumise en compression est prise comme le minimum de la charge critique de flambement global de la membrure, de la charge limite en compression et de la charge critique de flambement local pour les membrures moins élancées. Dans le Fiberline Composites Design Manual [6], le flambement local n'est pas un facteur dimensionnant des membrures courtes; seule la résistance en compression du matériau est considérée. Les limites de la méthode de calcul de Fiberline [6] induites par l'absence de prise en compte du flambement de la section seront mises en valeur.

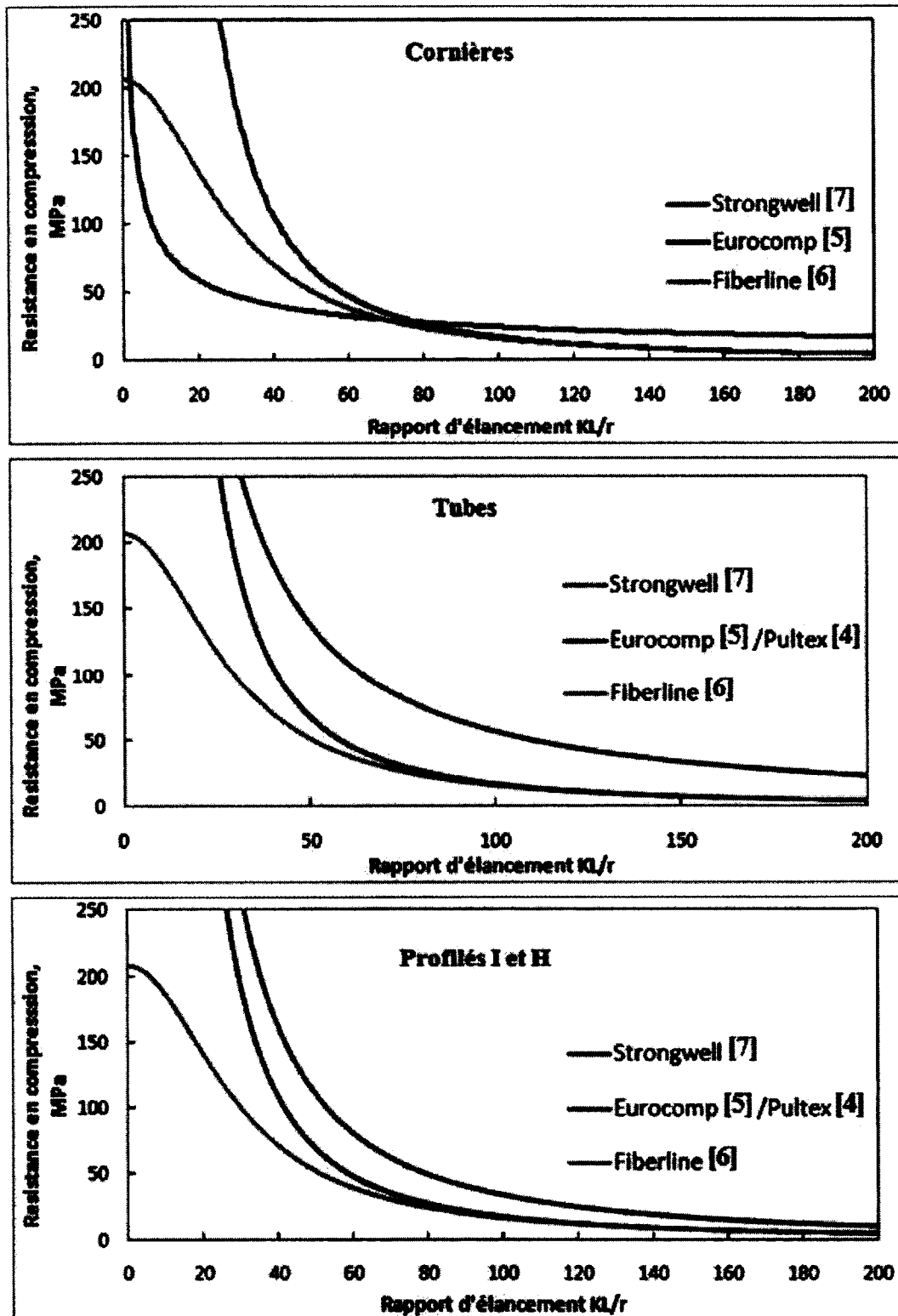


Figure 2.2 : Contrainte critique de flambement en fonction du rapport d'élanement selon différents code de conception

Les principes avancés par Strongwell [7], retranscrits de la section 9 « Compression Members » de leur manuel, sont des principes empiriques issus d'un ensemble de tests menés par le manufacturier sur ses propres produits.

Dans le cas des membrures à section en L, la contrainte critique est inférieure à celle d'Euler pour des petites valeurs du coefficient d'élanement et tend vers l'infini lorsque ce dernier tend lui-même vers 0 (voir la figure 2.1). Pour des valeurs du coefficient d'élanement plus grandes, la charge critique converge parallèlement à celle d'Euler, vers une valeur supérieure. Aussi, à part pour des valeurs du coefficient d'élanement très petites, la contrainte critique  $\sigma_{cr}$  des membrures à section en L reste inférieure à la résistance du matériau  $\sigma_c$ .

Dans le cas des membrures tubulaires, la valeur de  $\sigma_{cr}$  éditée par Strongwell [7] est nettement supérieure à la valeur d'Euler. Cependant, ces deux (2) courbes possèdent les mêmes asymptotes. Les valeurs de flambement divergeant pour des valeurs du rapport d'élanement trop petites, c'est la résistance en compression ou le flambement local qui régit la valeur de la contrainte critique.

Les remarques sont les mêmes dans le cas des profilés en I et en H que pour les membrures tubulaires. La courbe de la contrainte de flambement définie par Strongwell [7] est supérieure à celle définie par Euler, bien que cette différence soit moins importante.

## 2.3. Résistance en flexion

### 2.3.1. Déversement latéral

Dans une poutre en flexion, une partie de la section est soumise à des contraintes de compression, et l'autre, à des contraintes de traction. Lorsque la longueur non retenue de la poutre est importante, les contraintes de compression peuvent provoquer une instabilité, qui donnera lieu à un type de flambement appelé déversement latéral. Ce dernier se caractérise par une flexion latérale de la poutre et par une rotation de la section autour de l'axe longitudinal (voir la figure 2.3). La résistance d'une poutre au déversement latéral dépend donc de sa rigidité en flexion et de sa rigidité en torsion.

Les premiers travaux sur le déversement latéral ont été publiés en 1899 par Michell [8] et Prandtl [9] pour des tubes rectangulaires à sections minces.

Depuis ce temps, l'analyse du problème de déversement latéral des poutres isotropes à sections minces (basée sur les hypothèses de la théorie des tubes à sections minces) [3; 10-15] ou des poutres à sections transversales symétriques, ignorant le gauchissement [16], ont été réalisées par un grand nombre de chercheurs. Notons que dans l'étude du déversement latéral des poutres isotropes, Reissner [13] a été le premier à introduire l'effet du cisaillement transversal dans son analyse.

De plus, le problème du déversement latéral des poutres à sections minces en composites a aussi été examiné, en prenant en compte [17-20] ou non [21-22] l'effet de la déformation en cisaillement.

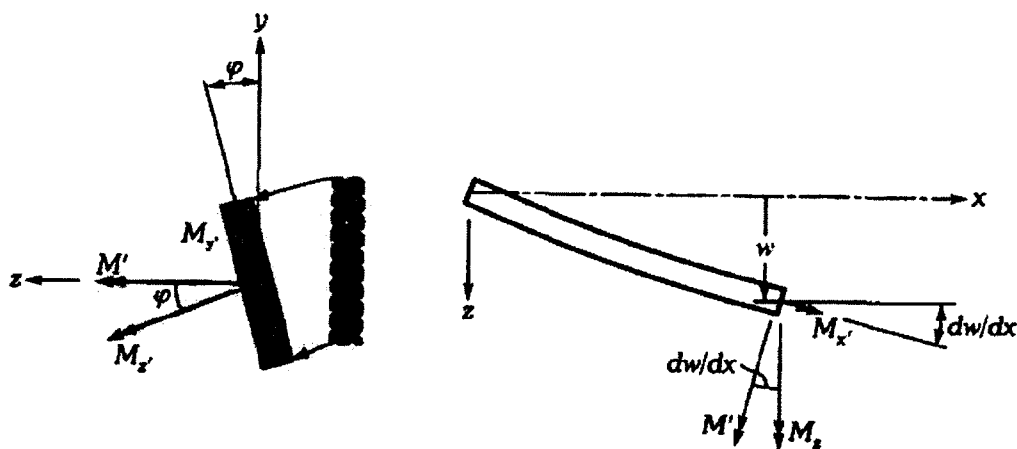


Figure 2.3 : Déversement latéral d'une poutre

Dans cette section, la théorie de Michell [8] et Prandtl [9], ajoutée du phénomène de gauchissement, sera présentée. Cette démarche est celle employée dans les manuels de dimensionnement des structures en matériaux composites [4-7].

Le moment critique,  $(M_z)_{cr}$ , de déversement latéral d'un profilé mince à section fermée est donné par :

$$(M_z)_{cr} = \frac{\pi}{L} \sqrt{E I_{zz} G J} \quad (2.45)$$



Dans le cas des profilés minces à sections ouvertes, comme les poutres en I, il faut modifier le développement précédent pour tenir compte du gauchissement de la section. Le moment critique de déversement latéral est alors donné par :

$$(M_z)_{cr} = C_1 \frac{\pi}{K_z \cdot l_u} \sqrt{C_w \cdot I_{zz} \cdot \left(\frac{\pi \cdot E}{K_z \cdot l_u}\right)^2 + E \cdot I_{zz} \cdot G \cdot J} \quad (2.46)$$

où  $I_{zz}$  est le moment d'inertie de la section selon l'axe faible,  $J$  est le moment d'inertie de torsion de la section,  $l_u$  est la longueur de poutre non supportée,  $C_1$  est le coefficient ajusteur du gradient de moment,  $K_z$  est le coefficient de longueur effective et  $C_w$  est la constante de gauchissement. Les coefficients  $C_1$  et  $K_z$  dépendent du type de chargement et des conditions d'appui aux extrémités. Leurs valeurs, pour des cas usuels, sont répertoriées dans le tableau 2.2.

### 2.3.2. Résistance en flexion suivant l'Eurocomp [5]

Dans les pages qui suivent, les notions tirées de la norme européenne Eurocomp relatives à la conception des membrures sollicitées en flexion sont abordées. De l'information complémentaire à cette section peut être consultée à l'annexe E de ce rapport.

Pour les membrures en flexion, la valeur du moment interne de flexion de conception dans la section  $M_{Sd}$  doit satisfaire l'équation suivante :

$$M_{Sd} \leq M_{Rd} \quad (2.47)$$

Le moment résistant en flexion de la section  $M_{Rd}$  est obtenue en considérant la plus petite des valeurs associées aux trois (3) critères suivants :

- 1) Le moment résistant ultime en flexion de la section brute est donnée par :

$$M_{Rd} = \frac{W_t \sigma_{t,k}}{\gamma_m} \quad (2.48)$$

où  $W_t$  est le module de section en tension et  $\sigma_{t,k}$  est la résistance caractéristique en tension du matériau composite.

2) *Le moment résistant au flambement local de la section brute est donnée par :*

$$M_{Rd} = \min \left[ \frac{M_{c,cr}}{\gamma_m} \text{ et } \frac{W_c \sigma_{c,k}}{\gamma_m} \right] \quad (2.49)$$

où  $W_c$  est le module de section en compression,  $\sigma_{c,k}$  est la résistance caractéristique en compression du matériau composite et  $M_{c,cr}$  est le moment résistant critique au flambement local de la section qui est donné par :

$$M_{c,cr} = \min \left[ \frac{\sigma_{c,cr,y} I_y}{C} \text{ ET } \frac{\sigma_{x,cr,b} I_y}{C} \right] \quad (2.50)$$

où  $\sigma_{c,cr,y}$  est la résistance critique en compression d'un élément de la section (voir la section 2.2.4, équations 2.32, 2.39 et 2.40),  $C$  est la distance de l'axe neutre à la fibre extrême en compression de l'élément de la section et  $\sigma_{x,cr,b}$  est la contrainte critique de rupture de flambement en flexion en plan qui est déterminée ci-dessous.

La contrainte de flexion en plan,  $\sigma_{x,b}$ , doit satisfaire la relation suivante :

$$\sigma_{x,b} \leq \sigma_{x,cr,b} \quad (2.51)$$

où  $\sigma_{x,cr,b}$  se calcule comme suit :

a) Pour les matériaux isotropes :

$$\sigma_{x,cr,b} = \frac{k\pi^2 E \left( \frac{t_w}{d_w} \right)^2}{12(1-\nu_{xy}^2)} \quad (2.52)$$

où  $k = 23.9$

b) Pour les matériaux orthotropes :

$$\sigma_{x,cr,b} = \frac{k\pi^2 D_x}{d_w^2 t_w} \quad (2.53)$$

où, si l'âme est assumée rattachée aux ailes,  $k = 50$  lorsque  $D_y / D_x = 1$  et  $k = 20$  lorsque  $D_y / D_x = 0.5$ .

- 3) Le moment résistant au flambement en déversement latéral de la membrure est donnée par :

$$M_{Rd} = \frac{M_{b,cr}}{\gamma_m} \quad (2.54)$$

où  $M_{b,cr}$  est le moment résistant critique au déversement latéral de la membrure.

Le moment résistant critique au déversement latéral,  $M_{b,cr}$ , est calculé de la manière suivante dans la norme européenne Eurocomp [5] :

$$M_{b,cr} = C_1 P_{ey} \left[ k \frac{I_w}{I_{zz}} + \frac{G_{xy} J}{P_{ey}} \right]^{0.5} \quad (2.55)$$

où  $P_{ey}$  est la charge critique d'Euler par rapport à l'axe faible,  $k$  est le coefficient de flambement se référant aux rotations aux extrémités selon l'axe faible (ce coefficient est égal à 0.5 pour le cas où il y a une fixation complète et à 1.0 pour le cas où il n'y a aucune fixation),  $I_w$  est la constante de gauchissement,  $I_{zz}$  est le moment d'inertie selon l'axe faible,  $G_{xy}$  est le module d'élasticité en cisaillement dans le plan local  $xy$  et  $C_1$  est le coefficient ajusteur du gradient de moment dépendant du cas de chargement et des conditions de rotation.

Pour une poutre simplement supportée selon l'axe fort, le coefficient  $C_1$  est déterminé selon l'Eurocomp [5] comme suit :

- Charge uniformément distribuée et  $k = 1.0$ , alors  $C_1 = 1.132$
- Charge uniformément distribuée et  $k = 0.5$ , alors  $C_1 = 0.972$
- Charge concentrée et  $k = 1.0$ , alors  $C_1 = 1.365$
- Charge concentrée et  $k = 0.5$ , alors  $C_1 = 1.070$

La charge critique d'Euler par rapport à l'axe faible,  $P_{ey}$ , est obtenue avec l'équation suivante :

$$P_{ey} = \frac{\pi^2 E_{z,b} k I_{zz}}{(kL)^2} \quad (2.56)$$

où  $L$  est la longueur non supportée de la membrure et  $E_{z,b,k}$  est le module d'élasticité en flexion selon l'axe faible.

La constante de gauchissement,  $I_w$ , est quant à elle définie par la relation suivante :

$$I_w = I_f \frac{(D-t)^2}{2} \quad (2.57)$$

avec

$$I_f = \frac{b^3 t}{12} \quad (2.58)$$

### 2.3.3. Résistance suivant les autres manuels de conception

Dans le manuel de conception de l'ASCE [44], l'expression de la contrainte de flambement des plaques isotropes (éq. 2.6) est utilisée pour déterminer celle des plaques orthotropes:

$$\sigma_{cr,orth} = \sqrt{E_T/E_L} \sigma_{cr,iso} = k_{iso} \frac{\pi^2 \sqrt{E_T/E_L}}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2$$

ou

$$\sigma_{cr,orth} = k_{iso} \sqrt{\frac{E_T}{E_L}} \frac{\pi^2 E_L}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (2.59)$$

L'expression du coefficient de Poisson n'est pas définie dans l'ASCE; cependant,  $\nu^2$  peut être considéré égal à  $\nu_L \nu_T$ .

En ce qui concerne The Pultex Design Manual [4], la valeur de flambement local des membrures courtes en compression est donnée dans la section « Load Tables for Compression Members – Design Equations for Short Columns » :

$$\sigma_{cr} = \varphi k \frac{\pi^2 E_L}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (2.60)$$

Le coefficient  $\varphi$  est égal à 0,8 et sert à prendre en compte le caractère orthotrope du matériau. Une valeur de 0,5 est recommandée pour le coefficient de flambement  $k$  dans le cas d'une semelle non raidie (une plaque simplement supportée sur une longueur et libre sur l'autre), ou une valeur de 4,0 dans le cas de l'âme raidie (simplement supportée sur ses deux bords non chargés).  $\nu^2$  est pris égal au carré du coefficient de Poisson longitudinal du matériau

orthotrope  $v_L^2$ . L'expression de la contrainte critique de flambement donnée par The Creatives Pultrusions Inc. [55], se base sur l'équation 2.60, avec  $\varphi k$  remplaçant  $k_{iso}\sqrt{E_T/E_L}$ .

De plus, dans « Load Tables For Flexural Members And Connections », la valeur de la contrainte critique de flambement local des poutres en flexion (une partie de la poutre en flexion est soumise à un chargement en compression pouvant entraîner son instabilité) proposée par Pultex n'est autre que celle issue des travaux de Qiao [41], soit l'équation 2.15.

Selon la section 10 du manuel de dimensionnement rédigé par la Strongwell Inc. [7], le flambement local des membrures courtes en compression est calculé par différentes équations, dépendantes des géométries de section. Les contraintes critiques en flambement local des cornières ( $\sigma_{cr,L}$ ), des tubes cylindriques ou carrés ( $\sigma_{cr,tube}$ ) et des profilés en I ou en H ( $\sigma_{cr,I,W}$ ) sont respectivement donnés par les équations suivantes :

$$\begin{cases} \sigma_{cr,L} = \frac{E_L}{27\left(\frac{b}{t}\right)^{0,95}} \\ \sigma_{cr,tube} = \frac{E_L}{16\left(\frac{b}{t}\right)^{0,85}} \\ \sigma_{cr,I,W} = \frac{0,5E_L}{\left(\frac{b}{t}\right)^{1,5}} \end{cases} \quad (2.61)$$

Ces équations sont des équations empiriques issues de tests réalisés par le fabricant. Elles prennent en compte directement les caractéristiques biaxiales des matériaux utilisés par Strongwell. Un coefficient de sécurité, égal à 3, est appliqué aux valeurs de la contrainte critique obtenues.

## 2.4. Résistance en cisaillement d'après l'Eurocomp [5]

### 2.4.1. Rupture de l'âme

Pour les membrures cisailées, la valeur de l'effort tranchant de conception dans la section  $V_{Sd}$  doit satisfaire l'équation suivante :

$$V_{Sd} \leq V_{Rd} \quad (2.62)$$

La résistance en cisaillement de la section  $V_{Rd}$  est calculée avec l'équation suivante :

$$V_{Rd} = \frac{A_v \tau_{xy,k}}{\gamma_m} \quad (2.63)$$

où  $\tau_{xy,k}$  est la contrainte de rupture caractéristique en cisaillement en plan et  $A_v$  est l'aire de la section résistant à l'effort tranchant. Cette aire est sélectionnée et calculée comme suit :

- a) Pour les sections fabriquées en I et en H, de même que pour les sections creuses chargées parallèlement à l'âme :

$$A_v = \sum d_w t_w \quad (2.64)$$

où  $d_w$  est la profondeur de l'âme et  $t_w$  est l'épaisseur de l'âme.

- b) Pour les sections en I et en H, ainsi que pour les cornières chargées parallèlement aux ailes :

$$A_v = A - \sum d_w t_w \quad (2.65)$$

- c) Pour les sections circulaires creuses et les sections tubulaires dont l'épaisseur est uniforme :

$$A_v = \frac{2A}{\pi} \quad (2.66)$$

- d) Pour les plaques et les barres solides :

$$A_v = A \quad (2.67)$$

Pour les autres cas,  $A_v$  doit être déterminée de manière similaire aux cas mentionnés plus haut (équations 2.64 et 2.65). Si l'épaisseur n'est pas constante, on doit prendre la valeur  $t_w$  la plus petite.

#### 2.4.2. Flambement de l'âme

La contrainte de cisaillement en plan dans l'âme,  $\tau_{xy}$ , doit satisfaire la relation suivante :

$$\tau_{xy} \leq \tau_{xy,cr,b} \quad (2.68)$$

où  $\tau_{xy,cr,b}$  est la contrainte critique de rupture de flambement d'un panneau rectangulaire soumis à du cisaillement en plan, qui se calcule comme suit :

a) Pour les matériaux isotropes :

$$\tau_{xy,cr,b} = \frac{k\pi^2 E \left(\frac{t_w}{d_w}\right)^2}{12(1-\nu^2)} \quad (2.69)$$

où  $k = 5.35$  pour les plaques avec les bords simplement supportés et  $a/b > 10$ , alors que  $k = 8.98$  pour les plaques avec les bords encastés et  $a/b > 10$ .

b) Pour les matériaux orthotropes :

$$\tau_{cr} = \frac{4k(D_x D_y^3)^{0.25}}{d_w^2 t_w} \quad (2.70)$$

où  $k = 8$ , alors que  $D_x$  et  $D_y$  sont obtenus à l'aide des équations présentées à la sous-section 2.2.4.

## 2.5. Résistance en flexion et cisaillement des âmes d'après l'Eurocomp [5]

Les âmes, avec ou sans raidisseur, qui sont soumises au cisaillement et à la flexion en plan combinés, doivent respecter la relation suivante :

$$\left(\frac{\tau_{xy}}{\tau_{xy,cr,b}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{b,x}}{\sigma_{x,cr,b}}\right)^2 \leq 1 \quad (2.71)$$

où  $\sigma_{b,x}$  est la contrainte en plan due à la flexion.

Les raidisseurs d'âmes isotropiques, avec les mêmes propriétés élastiques que celles de la membrure à laquelle ils sont connectés, doivent être dimensionnés en utilisant le principe qui suit. En fait, le plus petit moment d'inertie du raidisseur par rapport au plan de l'âme  $I_s$  doit satisfaire la relation suivante :

$$I_s = 0.34 d_w^4 \left(\frac{t_w}{b_s}\right)^3 \quad (2.72)$$

## 2.6. Résistance aux forces transversales de l'âme d'après l'Eurocomp [5]

La résistance aux forces transversales qui sont appliquées sur les ailes d'une âme sans raidisseur doit être vérifiée pour les modes d'effondrement suivants : écrasement de l'âme et flambement de l'âme sur toute la profondeur de la membrure. Il est également important de bien distinguer les deux cas de chargement : des forces appliquées sur une aile qui sont transmises par la résistance au cisaillement de l'âme, et des forces appliquées sur une aile qui sont transmises à l'autre aile, directement par l'âme.

### Longueur d'appui rigide

La longueur d'appui rigide,  $S_s$ , sur laquelle la force appliquée est efficacement transmise, est présentée à la figure 2.4.

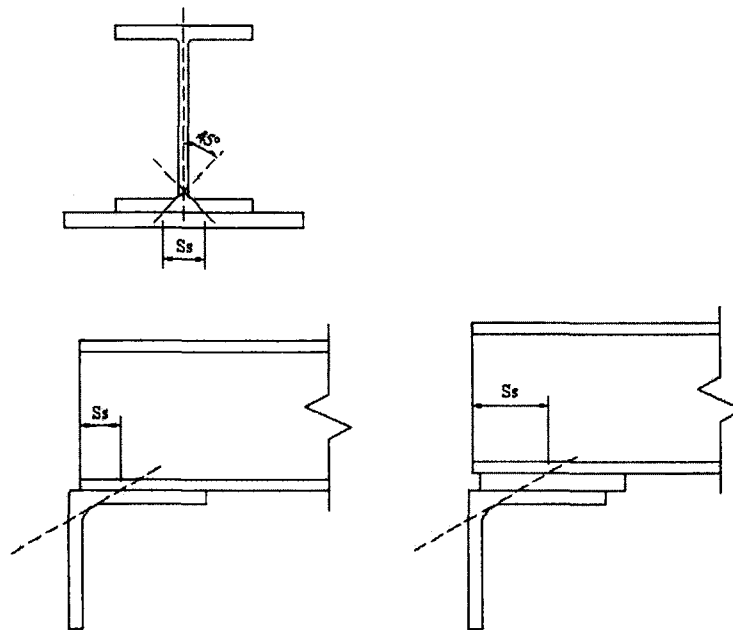


Figure 2.4 : Longueur d'appui rigide

La longueur d'appui minimum est déterminée à l'aide de l'équation ci-dessous :

$$S_s = \frac{R_u}{t_w \sigma_{y,c,d,w}} \quad (2.73)$$

où  $R_u$  est la réaction à l'appui,  $t_w$  est l'épaisseur de l'âme et  $\sigma_{y,c,d,w}$  est la résistance de conception en compression transversale du matériau de l'âme.



### Résistance à l'écrasement de l'âme

La résistance à l'écrasement de l'âme  $V_{y,Rd}$  d'une section en I, en H ou en U est obtenue avec la formule suivante :

$$V_{y,Rd} = \frac{(S_s + S_n)t_w\sigma_{y,c,k,w}}{\gamma_m} \quad (2.74)$$

où  $S_s$  est la longueur d'appui rigide présentée à la figure 2.4,  $S_n$  est obtenue par la projection à  $45^\circ$  à partir de la moitié de la profondeur de la section (voir également la figure 2.4) et  $\sigma_{y,c,k,w}$  est la contrainte de rupture transversale caractéristique en compression de l'âme.

### Résistance au flambement de l'âme

La résistance au flambement de l'âme,  $R_{b,Rb}$ , d'une section en I, en H ou en U est obtenue en considérant l'âme comme une membrure virtuelle en compression avec une largeur effective  $b_{eff}$  calculée par l'entremise de l'équation suivante :

$$b_{eff} = (h^2 + S_s^2)^{0.5} \quad (2.75)$$

où  $h$  est la profondeur totale de la section.

Près des extrémités de la membrure, la largeur effective  $b_{eff}$  ne doit pas être prise plus grande que la largeur réellement disponible.

La contrainte critique de flambement,  $\sigma_{cr}$ , est déterminée de la manière suivante :

$$\sigma_{cr} = \frac{k\pi^2\sqrt{D_x D_y}}{b_{eff}^2 t_w} \quad (2.76)$$

avec

$$k = 2 \left( 1 + \frac{H}{\sqrt{D_x D_y}} \right) \quad (2.77)$$

et

$$H_0 = 0.5 (v_{xy} D_y + v_{yx} D_x) + \frac{G t_w^3}{6} \quad (2.78)$$

Note : pour les cas isotropiques  $D_x = D_y = H_0$  et  $k = 4$ .

### Flambement en compression d'une aile (une extrémité retenue et l'autre libre)

La contrainte longitudinale de compression dans l'aile à tous les points de la membrure,  $\sigma_{c,x}$ , doit satisfaire la relation suivante :

$$\sigma_{c,x} \leq \frac{\sigma_{x,cr,c}}{\gamma_m} \quad (2.79)$$

où  $\sigma_{x,cr,c}$  est la contrainte critique de rupture de flambement.

- a) Pour les cas isotropes pour lesquels l'aile est considérablement plus longue que sa largeur et où il y a absence d'une analyse plus rigoureuse, la contrainte critique de rupture de flambement dans l'aile  $\sigma_{x,cr,c}$  peut être obtenue de la façon suivante :

$$\sigma_{x,cr,c} = G_{xy,d} \left( \frac{(2t_f)}{b_f} \right)^2 \quad (2.80)$$

où  $G_{xy,d}$  est le module d'élasticité de conception en cisaillement dans le plan de l'aile,  $t_f$  est l'épaisseur de l'aile et  $b_f$  est la largeur de l'aile.

- b) Pour les cas orthotropes, la contrainte critique de rupture de flambement en flexion en plan pour une longue plaque, dont l'une des extrémités est retenue longitudinalement alors que l'autre demeure libre, est donnée par :

$$\sigma_{x,cr,b} = \frac{\pi^2 \left[ D_x \left( \frac{b_f}{a} \right)^2 + \left( \frac{12D'_{xy}}{\pi^2} \right) \right]}{t_f b_f^2} \quad (2.81)$$

où  $a$  est la longueur de la plaque dans la direction longitudinale (soit la demi-longueur d'onde du mode de flambement).



## CHAPITRE 3      PROCÉDURES      ET      RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Des essais en laboratoire ont été effectués sur six (6) cornières à ailes égales, trois (3) profilés à section tubulaire carrée, trois (3) profilés à section tubulaire rectangulaire, deux (2) poutres à section en I et une (1) poutre à section en H (section dont la largeur des semelles est approximativement égale à la hauteur de la section). Tous ces profilés, issus des séries 500/525/625 EXTREN Standard Structural Shapes, ont été fabriqués dans l'usine de Strongwell située à Bristol, en Virginie, aux États-Unis.

Une partie de ce chapitre résume les essais en traction réalisés sur des coupons prélevés sur les membrures pour la vérification des propriétés élastiques du matériau. La découpe des éprouvettes, ainsi que le montage des essais, ont été faits en respect avec la méthode d'essai ASTM (ASTM D 638 – 03, Section 8 – Plastiques, Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics [45]).

Les essais expérimentaux qui ont été réalisés sur quinze (15) profilés sont présentés dans ce chapitre. Les profilés sont composés de plis de fibres de verre de type E, imprégnés de résine polyester ou vinylester. La fibre de verre de type E a été sélectionnée pour cette étude étant donné qu'elle est très répandue dans les applications du génie civil, alors que d'autres types de fibres, telles que la fibre de carbone et la fibre d'aramide, sont beaucoup plus dispendieuses.

La quantité de fibre de verre, contenue dans les profilés testés en laboratoire, a été déterminée selon la méthode décrite dans la norme ASTM. Les résultats ont démontré que le pourcentage de fibre de verre de type E dans les spécimens était d'approximativement 65 %. Tous les profilés sont unidirectionnels et ils ont été manufacturés à l'aide du procédé de pultrusion. Les dimensions des profilés sélectionnés pour faire les essais en laboratoire se rapprochent des dimensions qui pourraient être éventuellement utilisées dans la construction de structures de transport d'énergie électrique.

Les dimensions moyennes des sections des profils étudiés sont présentées et résumées dans le tableau 3.1. Lorsque les dimensions ont été mesurées, une moyenne d'au moins cinq (5) lectures a été retenue pour chacun des spécimens. Il est également important de mentionner que les mesures des dimensions des sections écrites dans le tableau 3.1 diffèrent de moins de 3 % des valeurs nominales. La variation des dimensions est conforme à la tolérance donnée dans le manuel de conception du fabricant.

**Tableau 3.1 : Dimensions géométriques des profils testés (en mm)**

Type de section	Figure	b	d	$b_f$	t	$t_f$	$t_w$	L
Cornière	(a)	76,2	---	---	6,350	---	---	1 520
Section en I ( $I_1$ )	(b)	---	254,0	127,0	---	9,525	9,525	2 200
Section en I ( $I_2$ )	(b)	---	457,2	114,3	---	12,700	9,525	2 200
Section en H	(c)	---	254,0	254,0	9,525	---	---	2 200
Section tubulaire rectangulaire	(d)	152,4	228,6	---	7,937	---	---	800
Section tubulaire carrée	(e)	152,4	---	---	9,525	---	---	800

Dans le tableau 3.1,  $b$  est la longueur des ailes des cornières ainsi que la largeur des sections tubulaires rectangulaires et carrées,  $d$  est la hauteur des sections en I et en H ainsi que la hauteur des sections tubulaires rectangulaires, alors que  $b_f$  est la largeur des semelles des sections en I et en H. De plus, dans ce même tableau,  $t$  est l'épaisseur des ailes des cornières, l'épaisseur des sections en H ainsi que l'épaisseur des sections tubulaires rectangulaires et carrées,  $t_f$  est l'épaisseur des semelles des sections en I, alors que  $t_w$  est l'épaisseur des âmes des sections en I. Finalement,  $L$  représente la longueur des profils testés en laboratoire.

### 3.1. Le matériau – Composition et propriétés mécaniques

#### 3.1.1. Propriétés nominales

Comme indiqué auparavant, les membrures utilisées lors des essais sont issues des séries 500/525/625 EXTREN Standard Structural Shapes de la Strongwell Corporation. Les membrures des séries 500/525/625 sont une combinaison de plaques en stratifiés connectées les unes aux autres. Ces plaques sont composées à leur tour d'un assemblage de plis unidirectionnel et de mats en fibre de verre de type E, imprégnés de résine polyester ou vinylester thermodurcissable (voir la figure 3.1). Tous les profilés EXTREN présentent un voile en surface, permettant d'éviter que les fibres de verre ne pénètrent la surface résineuse en service, d'améliorer la protection contre la corrosion et d'augmenter la résistance contre les UV.



**Figure 3.1 : Découpe d'une poutre Strongwell de la série 500 EXTREN**

Les profilés EXTREN sont commercialisés en trois (3) séries, destinées à divers environnements et applications :

- La série 500, en résine polyester isophtalique à inhibiteur UV, de couleur olive;
- La série 525, en résine polyester isophtalique, ignifugée, à inhibiteur UV et de couleur grise;
- La série 625, en résine vinylester à inhibiteur UV, ignifugée, présentant une grande résistance à la corrosion et de couleur beige.

Les propriétés des profilés EXTREN sont répertoriées dans la section 3, Properties of EXTREN, du manuel de dimensionnement de la compagnie [7]. Ces valeurs, reprises dans le tableau 3.2, sont les minimums mesurés par le fabricant lors de tests réalisés en conformité avec les procédures ASTM (ASTM D 638 – 03, Section 8 – Plastiques, Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics). Ces profilés, comme l'ensemble des produits issus du processus de pultrusion, sont considérés spécialement orthotropes, tel qu'illustré dans le tableau 3.2.

**Tableau 3.2 : Propriétés mécaniques des poutres des séries 500/525/625 EXTREN\***

Propriétés mécaniques	Symbole	Unité	Séries 500/525	Séries 625
<b><u>Résistances</u></b>				
En tension longitudinale	$\sigma_{t,x}$	MPa	207	207
En tension transversale	$\sigma_{t,y}$	MPa	48.3	48.3
En compression longitudinale	$\sigma_{c,x}$	MPa	207	207
En compression transversale	$\sigma_{c,y}$	MPa	103	110
Au cisaillement	$\sigma_{\tau}$	MPa	31	31
En flexion longitudinale	$\sigma_{b,x}$	MPa	207	207
En flexion transversale	$\sigma_{b,y}$	MPa	68.9	68.9
<b><u>Rigidités</u></b>				
Longitudinale	$E_L$	MPa	17200	17900
Transversale	$E_T$	MPa	5520	5520
En cisaillement	$G$	MPa	2930	2930
<b><u>Coefficients de Poisson</u></b>				
Longitudinale	$\nu_L$	---	0.33	0.33
Transversale	$\nu_T$	---	0.11	0.11

\* Ces valeurs sont valables pour des températures d'utilisation comprises entre - 20 °C et 60 °C.

### 3.1.2. Essais sur coupons – Détermination des propriétés en traction

Des essais en traction ont été réalisés sur un ensemble de coupons préalablement prélevés sur les profilés Strongwell qui ont été testés en laboratoire. Les objectifs de ces essais étaient de déterminer, ou du moins de valider, certaines propriétés mécaniques du matériau, de caractériser son comportement en traction et d'évaluer l'étendue des valeurs des propriétés obtenues. De par la variabilité élevée des propriétés point par point des matériaux composites pultrudés, un large éventail d'échantillons a été testé dans le but d'obtenir une bonne estimation de la valeur moyenne de ces propriétés.

Les différents documents normatifs, relatifs aux essais de traction spécifiques aux matériaux composites, préconisent différentes géométries d'éprouvettes selon le type de matériau testé. Le choix du type d'éprouvette dépend du type de renfort (unidirectionnel, tissu, mat) et de son orientation, ainsi que du procédé de mise en œuvre retenu. Ces facteurs influencent directement les résistances en traction et en cisaillement des matériaux composites. Le ratio des résistances en traction et en cisaillement gouverne les phénomènes de rupture par cisaillement dans les mors de la presse; phénomène que l'on essaie d'éviter en utilisant des éprouvettes à talons ou sous forme d'haltères (voir la figure 3.2).

Dans les cas des matières thermoplastiques renforcées de fibres coupées et de certains matériaux composites à base de mats ou de tissus très peu résistants, l'utilisation d'éprouvettes en forme d'haltères est conseillée. Le but d'un usinage des éprouvettes en haltères est d'augmenter la section des têtes afin de réduire les contraintes sous les mors par rapport aux contraintes régnant dans la partie calibrée. Cette manière de procéder permet également de compenser les effets de Saint-Venant, c'est-à-dire le champ complexe de contraintes au voisinage du lieu d'application de la charge. La rupture peut ainsi être confinée dans la partie calibrée de l'éprouvette.

En pratique, la solution la plus simple consiste à travailler avec des éprouvettes rectangulaires sans talons. Néanmoins, les concentrations de contraintes, dues aux mors saisissant les éprouvettes, engendrent fréquemment des ruptures dans les têtes ou aux extrémités des mors. On peut voir, sur la figure 3.3, la forme et la nomenclature des dimensions des éprouvettes en forme d'haltères qui ont été testées en laboratoire.



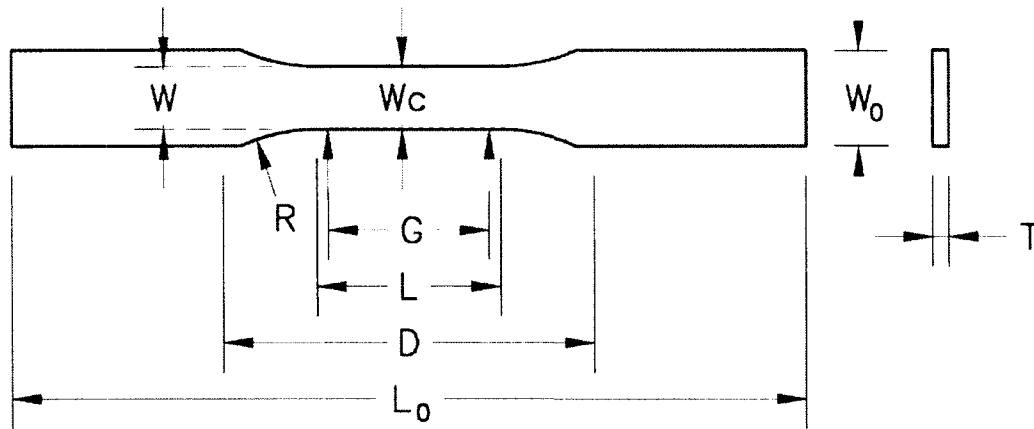


Figure 3.2 : Forme des éprouvettes selon la norme ASTM D 638 – 03

Dans le cas des coupons de la présente étude, les choix des critères de forme et de condition d'ancrage sont ceux proposés par la méthode d'essai ASTM D 638 – 03, Section 8 – Plastiques, Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics [45]. Les dimensions des éprouvettes qui ont été testées en laboratoire sont donc conformes aux dimensions présentées dans le tableau 3.3.

Tableau 3.3 : Dimensions des éprouvettes de Type III (selon l'ASTM D 638 – 03)

Dimensions des éprouvettes de Type III					
Description	Symbole	Dimensions		Tolérances	
		(mm)	(pouce)	(mm)	(pouce)
Largeur de la section mince	W	19	0.75	± 0.5	± 0.02
Longueur de la section mince	L	57	2.25	± 0.5	± 0.02
Largeur de la tête	W <sub>0</sub>	29	1.13	6.4	0.25
Longueur de l'éprouvette	L <sub>0</sub>	246	9.7	---	---
Distance entre les repères	G	50	2	± 0.25	± 0.01
Distance entre les mors	D	115	4.5	± 5	± 0.2
Rayon du congé de raccordement	R	76	3	± 1	± 0.04

Pour les matériaux dont l'épaisseur est comprise entre 7 et 14 mm, les éprouvettes sont définies comme étant de Type III (voir le tableau 3.3). La méthode d'essai ASTM suggère d'employer une éprouvette de section rectangulaire constante, afin d'éliminer le problème de l'initiation des ruptures au voisinage de la zone de transition. De plus, la découpe de ces éprouvettes a été réalisée à l'aide d'une scie à diamants pour répondre aux exigences de cette norme.

Pour la mesure des propriétés longitudinales, quatre (4) éprouvettes ont été prélevées sur chaque cornière, une sur chaque face de deux (2) tubes (l'un carré et l'autre rectangulaire), ainsi que quatre (4) autres sur chaque âme et semelle des poutres (sections en I et en H).

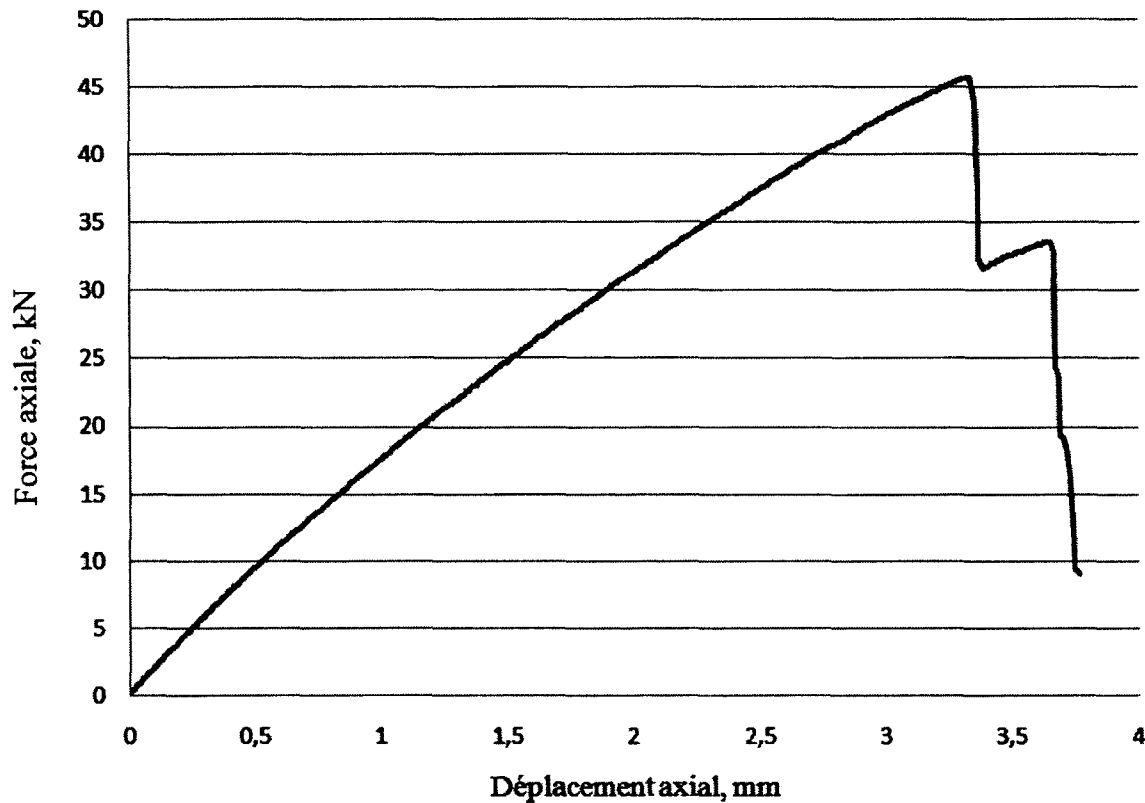
Dans le cas des propriétés transversales, trois (3) ensembles d'éprouvettes ont été testés. Un ensemble est issu de prélèvements réalisés sur les cornières. Un autre est composé de quatre (4) coupons prélevés sur les quatre (4) faces d'un profilé tubulaire carré, et ce, à la même position le long de la membrure. Le dernier est similaire au précédent, la membrure étant cette fois-ci un profilé tubulaire rectangulaire. Aussi, étant donné les faibles dimensions transversales de la majorité des membrures en matériaux composites testées, les dimensions des éprouvettes pour la mesure des propriétés transversales ont été réduites.

Malgré tous les soins pris pour effectuer les essais sur les coupons, et aussi parce qu'il est pratiquement impossible d'éliminer les contraintes parasites, ces éprouvettes sous-estiment la résistance ultime du matériau.

### 3.1.3. Analyses et résultats – Propriétés longitudinales

Les essais en traction ont été accomplis en utilisant une machine d'essais hydrauliques dans un laboratoire à environ 20 °C. Les tests ont été réalisés en conformité avec les directives de la méthode d'essai ASTM D 638-03.

Les déplacements ont été mesurés durant les essais par une jauge extensométrique, placée longitudinalement, de longueur  $L_0$  égale à 25 mm. La figure 3.3 caractérise l'ensemble des courbes force-déplacement mesuré lors des essais. La contrainte est ensuite obtenue en divisant la force axiale par la section transversale de l'éprouvette. De même, on peut calculer la déformation de l'éprouvette en divisant le déplacement relevé par la longueur  $L_0$ .



**Figure 3.3 : Courbe force-déplacement mesurée lors des essais en traction**

La résistance en traction ( $\sigma_t$ ) du matériau est alors mesurée en divisant la valeur maximale du chargement par l'aire moyenne de la section transversale de l'éprouvette entre les repères (sur la longueur  $G$ ). L'aire de la section est égale à  $W$  multiplié par  $t$ , où  $W$  est la largeur de la section mince de l'éprouvette et  $t$  est l'épaisseur de la section (variable selon le profilé sur lequel a été prélevé l'échantillon). Pour l'ensemble des coupons testés, les étendues et la valeur moyenne de la résistance en traction de chaque profilé sont présentées sur la figure 3.4. La valeur minimale mesurée est de 199 MPa, avec une valeur maximale de 379 MPa, pour une moyenne de 275 MPa sur l'ensemble des échantillons testés.

On remarque que les valeurs présentées dans les tableaux 3.4, 3.5 et 3.6 sont globalement supérieures à la résistance en traction de 207 MPa donnée par le fabricant. La valeur de la résistance à la traction retenue par Strongwell est la plus petite obtenue lors de tests réalisés sur échantillons dans leur usine (section 3, Properties of EXTREN, Strongwell Design Manual [7]). En suivant cette logique, on obtient une valeur de 199 MPa (voir le tableau 3.6), soit 96,1 % de la valeur du fabricant.

Tableau 3.4 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés longitudinales mesurées pour les CORNIÈRES

COUPONS SUR LES CORNIÈRES						
No Cornière	No Échantillon	Géométrie			Résultats	
		W mm	t mm	A mm <sup>2</sup>	E <sub>r</sub> MPa	σ <sub>t</sub> MPa
1	1	19.00	6.39	121.41	---	---
	2	19.00	6.32	120.08	21 694	280
	3	19.00	6.23	118.37	15 971	272
	4	19.00	6.41	121.79	19 969	327
	Moyenne :				19 211	293
	Écart-Type :				2 936	30
2	1	19.00	6.54	124.26	17 272	202
	2	19.00	6.28	119.32	18 245	301
	3	19.00	6.21	117.99	17 968	311
	4	19.00	6.43	122.17	21 527	363
	Moyenne :				18 753	294
	Écart-Type :				1 894	67
3	1	19.00	6.24	118.56	16 859	311
	2	19.00	6.31	119.89	20 498	299
	3	19.00	6.47	122.93	17 494	207
	4	19.00	6.28	119.32	21 874	246
	Moyenne :				19 181	266
	Écart-Type :				2 396	48
4	1	19.00	6.56	124.64	16 064	249
	2	19.00	6.32	120.08	19 858	254
	3	19.00	6.41	121.79	20 527	370
	4	19.00	6.21	117.99	18 004	328
	Moyenne :				18 613	300
	Écart-Type :				2 007	59
5	1	19.00	6.55	124.45	16 020	237
	2	19.00	6.38	121.22	20 304	330
	3	19.00	6.22	118.18	19 081	326
	4	19.00	6.28	119.32	18 614	304
	Moyenne :				18 505	299
	Écart-Type :				1 803	43
6	1	19.00	6.49	123.31	17 604	206
	2	19.00	6.25	118.75	17 903	302
	3	19.00	6.31	119.89	21 770	317
	4	19.00	6.41	121.79	24 037	328
	Moyenne :				20 329	288
	Écart-Type :				3 116	56
Moyenne sur tous les résultats :				19 094	290	
Écart-type sur tous les résultats :				2 186	48	

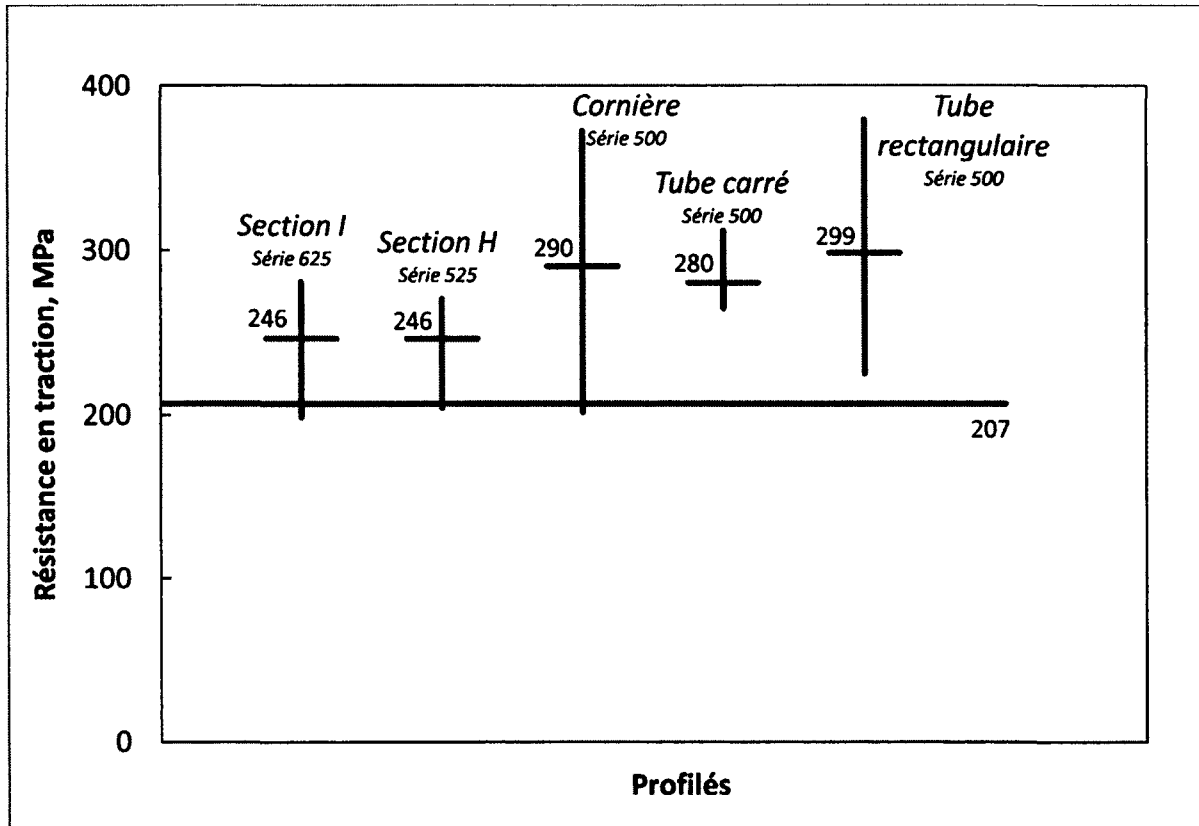
On constate également que les valeurs moyennes de la résistance à la rupture des membrures de la série 525 (poutre H) et de la série 625 (poutres I) sont égales. De la même façon, les valeurs moyennes de la résistance à la rupture de la série 500, pour les profilés tubulaires carrés et rectangulaires ainsi que pour les cornières à ailes égales, sont très similaires (différence maximale de 7 %).

**Tableau 3.5 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés longitudinales mesurées pour les TUBES**

COUPONS SUR LES TUBES (CARRÉ ET RECTANGULAIRE)						
TUBE	No Échantillon	Géométrie			Résultats	
		W	t	A	$E_x$	$\sigma_t$
		mm	mm	mm <sup>2</sup>	MPa	MPa
<b>Carré</b> 152.4 x 152.4 x 9.525 mm	1	19.00	9.18	174.42	23 406	312
	2	19.00	9.69	184.11	22 487	278
	3	19.00	9.56	181.64	18 994	266
	4	19.00	9.45	179.55	22 153	265
	<b>Moyenne :</b>				<b>21 760</b>	<b>280</b>
	<b>Écart-type :</b>				<b>1 919</b>	<b>22</b>
	<b>Moyenne sur tous les résultats :</b>				<b>22 884</b>	<b>289</b>
<b>Rectangulaire</b> 228.6 x 152.4 x 7.937 mm	1	19.00	7.63	144.97	30 110	379
	2	19.00	7.23	137.37	25 988	323
	3	19.00	8.25	156.75	18 931	227
	4	19.00	8.39	159.41	20 999	265
	<b>Moyenne :</b>				<b>24 007</b>	<b>299</b>
	<b>Écart-type :</b>				<b>5 033</b>	<b>67</b>
	<b>Écart-type sur tous les résultats :</b>				<b>3 725</b>	<b>47</b>

Tableau 3.6 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés longitudinales mesurées pour les POUTRES

COUPONS SUR LES POUTRES (SECTION I & H)						
POUTRES	No Échantillon	Géométrie			Résultats	
		W	t	A	$E_x$	$\sigma_t$
		mm	mm	mm <sup>2</sup>	MPa	MPa
Semelle 254 x 254 x 9.525 mm	1	19.00	9.40	178.60	---	---
	2	19.00	9.40	178.60	---	---
	3	19.00	9.41	178.79	19 995	270
	---	---	---	---	---	---
	Moyenne :				19 995	270
	Écart-type :				---	---
Semelle 254 x 127 x 9.525 mm	1	18.90	9.41	177.85	18 779	237
	2	18.95	9.51	180.21	20 228	261
	3	18.97	9.54	180.97	20 274	219
	4	19.00	9.64	183.16	23 954	267
	Moyenne :				20 809	246
	Écart-type :				2 209	22
Semelle 457 x 114 x 9.525 mm	1	18.97	12.61	239.21	18 656	199
	2	19.02	12.60	239.65	19 632	230
	3	19.02	12.74	242.31	18 807	211
	4	18.95	9.46	179.27	24 869	277
	Moyenne :				20 491	229
	Écart-type :				2 950	34
Âme 254 x 254 x 9.525 mm	1	19.00	9.90	188.10	22 049	204
	2	19.00	9.75	185.25	21 781	264
	Moyenne :				21 915	234
	Écart-type :				190	42
Âme 254 x 127 x 9.525 mm	1	18.95	9.46	179.27	18 638	254
	2	19.07	9.47	180.59	21 952	282
	Moyenne :				20 295	268
	Écart-type :				2 343	20
Âme 457 x 114 x 9.525 mm	1	18.94	9.53	180.50	21 662	248
	2	18.70	9.54	178.40	21 764	264
	Moyenne :				21 713	256
	Écart-type :				72	11
Moyenne sur tous les résultats :				20 869	246	
Écart-type sur tous les résultats :				1 925	27	

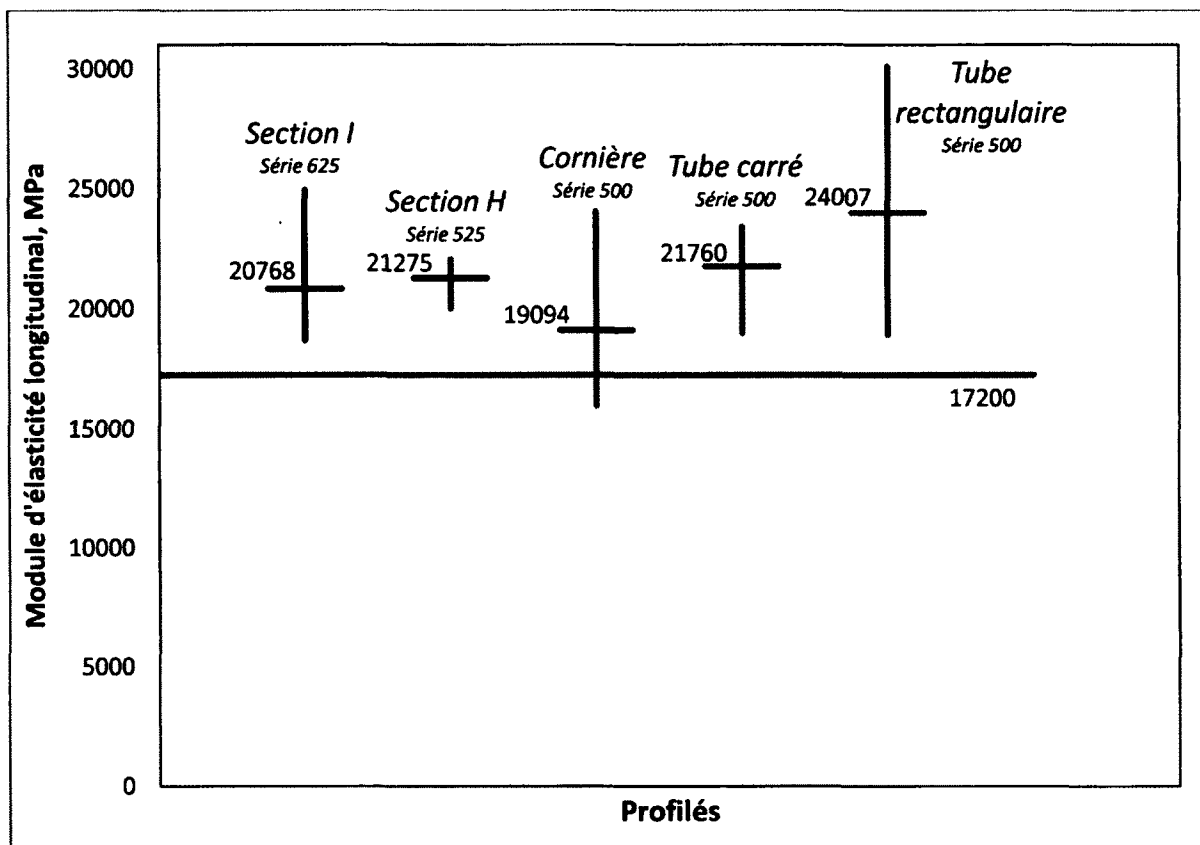


**Figure 3.4 : Étendues et moyennes des résistances en traction mesurées lors des essais**

Le module d'élasticité longitudinal en traction est déterminé par la pente de la courbe force-déplacement. On obtient :

$$F = \frac{E_L A}{L_0} \Delta L \text{ soit } E_L = \frac{FL_0}{A\Delta L} \quad (3.1)$$

où  $A$  est l'aire de la section mince de l'échantillon et  $L$  est la longueur de l'échantillon. L'ensemble des modules d'élasticité longitudinaux mesurés, ainsi que la moyenne pour chaque type de membrure, est représenté sur la figure 3.5 pour les résistances en traction. La différence avec la valeur minimale obtenue lors des essais est de 7 %.



**Figure 3.5 : Étendues et moyennes des modules d'élasticité longitudinaux en traction mesurés lors des essais**

Les extrêmes du module d'élasticité longitudinal en traction sont d'environ 16000 MPa et 30100 MPa, pour une moyenne de 21300 MPa, alors que Strongwell donne une valeur de 17200 MPa pour les séries 500 & 525 et 17900 MPa pour la série 625. De la même façon que pour la résistance en traction, les valeurs du module d'élasticité longitudinal du fabricant sont comprises dans un intervalle. Cette fois-ci encore, les valeurs moyennes des membrures des séries 525 et 625 sont très similaires, avec une différence de 3 %, ce qui n'est pas le cas des membrures de la série 500.

Les figures 3.4 et 3.5 soulignent les grandes étendues de valeurs généralement obtenues lors des tests réalisés sur les matériaux composites renforcés de fibres de verre. On note de grandes différences entre les différents profilés, mais aussi entre les membrures de même section. Ces disparités sont aussi observées entre les valeurs mesurées sur les âmes et les semelles; la différence entre les moyennes mesurées sur les composantes de la section peut atteindre jusqu'à 10 %. Aussi, on observe des inégalités importantes entre les valeurs mesurées sur des



échantillons provenant de la même plaque. On note une variation moyenne de 25 % sur l'ensemble de l'échantillonnage.

Cette disparité, que l'on observe sur l'ensemble des résultats, peut s'expliquer par les non-homogénéités géométriques et mécaniques du matériau. La pultrusion est un procédé industriel simple qui nécessite cependant rigueur et maîtrise à toutes les étapes de la fabrication. Les principaux problèmes rencontrés sont liés à des réactivités mal maîtrisées au niveau de la résine (méconnaissance des températures et temps de gel, trop ou pas assez d'accélérateurs et autres) ou à de mauvais réglages techniques (tension importante des renforts, température de filière trop basse, chauffage dissymétrique, vitesse de tirage irrégulière ou trop rapide, etc.). Ces déficiences peuvent amener des fissurations et/ou porosités matricielles, des ruptures de fibres, ou encore des défauts de géométrie divers expliquant les disparités observées, telles qu'un mauvais positionnement des renforts, gauchissement des profilés et autres. Sur la figure 3.1, on voit aussi les plis de composite qui sont très clairs.

#### 3.1.4. Analyses et résultats – Propriétés transversales

Les tests en traction ont été accomplis en utilisant une machine d'essais hydrauliques dans un laboratoire à environ 20 °C. Comme mentionné auparavant, les essais ont été effectués en accord avec la méthode d'essais ASTM D 638-03. Néanmoins, à cause de la taille des dimensions transversales, la longueur de la section mince des échantillons, égale à 57 mm selon la norme ASTM, a été réduite à une longueur de 25 mm. Les résultats des essais sont présentés dans les tableaux 3.7, 3.8 et 3.9.

Les valeurs moyennes de la résistance à la rupture transversale obtenues pour les trois (3) ensembles d'échantillons sont 87 MPa, 61 MPa et 58 MPa. La valeur du fabricant, de 48 MPa, est aussi le minimum des valeurs mesurées par Strongwell [7]. Cela représente une différence de 30 % avec la valeur moyenne de l'ensemble de l'échantillonnage, c'est-à-dire 69 MPa.

En ce qui concerne le module d'élasticité transversal, les valeurs moyennes obtenues sont supérieures à la valeur de 5 500 MPa donnée par Strongwell. En suivant la logique du

fabricant, c'est-à-dire en conservant la valeur minimale de l'ensemble de l'échantillonnage, on obtient 6 849 MPa, soit 20 % de plus que la valeur de 5 500 MPa.

**Tableau 3.7 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés transversales mesurées pour les CORNIÈRES**

<b>COUPONS SUR LES CORNIÈRES (Propriétés transversales)</b>						
<b>TYPE DE PROFILÉ</b>	<b>No</b>	<b>Géométrie</b>			<b>Résultats</b>	
		<b>W</b>	<b>t</b>	<b>A</b>	<b>E<sub>y</sub></b>	<b>σ<sub>ty</sub></b>
	<b>Échantillon</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm<sup>2</sup></b>	<b>MPa</b>	<b>MPa</b>
<b>Cornières</b>	1	19.07	6.27	119.57	15 083	109
	2	19.30	6.48	125.06	10 952	61
	3	18.97	6.27	118.94	12 685	101
	4	19.30	6.48	125.06	10 952	61
	5	18.97	6.27	118.94	12 681	105
<b>Moyenne :</b>					<b>12 470</b>	<b>87</b>
<b>Écart-type :</b>					<b>1 698</b>	<b>24</b>

**Tableau 3.8 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés transversales mesurées pour les TUBES CARRÉS**

<b>COUPONS SUR LES TUBES CARRÉS (Propriétés transversales)</b>						
<b>TYPE DE PROFILÉ</b>	<b>No</b>	<b>Géométrie</b>			<b>Résultats</b>	
		<b>W</b>	<b>t</b>	<b>A</b>	<b>E<sub>y</sub></b>	<b>σ<sub>ty</sub></b>
	<b>Échantillon</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm<sup>2</sup></b>	<b>MPa</b>	<b>MPa</b>
<b>Tubes carrés</b>	1	19.25	9.64	185.57	10 034	53
	2	19.30	9.23	178.14	9 548	70
	3	19.13	9.80	187.47	8 882	59
<b>Moyenne :</b>					<b>9 488</b>	<b>61</b>
<b>Écart-type :</b>					<b>578</b>	<b>9</b>

**Tableau 3.9 : Dimensions de la section mince des éprouvettes et valeurs des propriétés transversales mesurées pour les TUBES RECTANGULAIRES**

<b>COUPONS SUR LES TUBES RECTANGULAIRES (Propriétés transversales)</b>						
<b>TYPE DE PROFILÉ</b>	<b>No</b>	<b>Géométrie</b>			<b>Résultats</b>	
		<b>W</b>	<b>t</b>	<b>A</b>	<b>E<sub>y</sub></b>	<b>σ<sub>ty</sub></b>
	<b>Échantillon</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm<sup>2</sup></b>	<b>MPa</b>	<b>MPa</b>
<b>Tubes rectangulaires</b>	1	19.10	8.02	153.18	7 476	52
	2	19.27	7.37	142.02	6 849	59
	3	18.89	8.35	157.73	6 779	60
	4	19.10	8.02	153.18	8 195	62
				<b>Moyenne :</b>	<b>7 325</b>	<b>58</b>
				<b>Écart-type :</b>	<b>659</b>	<b>4</b>

Bien que les éprouvettes testées des cornières, des tubes carrés et des tubes rectangulaires soient toutes issues de la même série, c'est-à-dire de la série 500 EXTREN Standard Structural Shapes, on est encore une fois forcé de constater l'étendue des grandeurs mesurées (géométriques et mécaniques). Les minimums du module d'élasticité et de la résistance en traction transversale sont plus de deux fois inférieurs au maximum. Dans le cas du tube rectangulaire, même si les échantillons ont été prélevés sur la même membrure et à la même hauteur, on note une différence maximale de près de 15 % entre les épaisseurs. Les plaques elles-mêmes possèdent des épaisseurs différentes selon la position sur leur largeur, ce qui mène à des échantillons d'épaisseurs variables.

Comme il a été dit dans la section précédente, ces variations des grandeurs géométriques et mécaniques sont en partie dues aux processus de fabrication des membrures. Les propriétés mécaniques utilisées par la suite dans les calculs de capacité des membrures seront celles données par le fabricant (voir le tableau 3.2). Il s'agit de minimums issus d'un plus grand nombre de tests, elles restent plus sécuritaires.

## 3.2. Essais en compression

### 3.2.1. Essais en compression – Sections tubulaires

#### 3.2.1.1. Procédure expérimentale

Dans le but d'étudier le comportement en compression des membrures tubulaires en matériaux composites, un ensemble de six (6) tubes de la série 500 EXTREN Standard Structural Shapes a été testé : trois (3) tubes à section carrée (152.4 x 152.4 x 9.525 mm) et trois (3) autres à section rectangulaire (228.6 x 152.4 x 7.937 mm). Les dimensions nominales de ces sections sont données dans le tableau 3.10.

La longueur  $L$  des tubes est de 800 mm. En général, les dimensions mesurées différaient de moins de 5 % des dimensions nominales. Excepté les épaisseurs, les dimensions nominales seront utilisées dans l'analyse des résultats expérimentaux ainsi que dans les calculs de capacités.

**Tableau 3.10 : Dimensions nominales des sections tubulaires utilisées lors des essais**

Dimensions	Symboles	Tubes rectangulaires		Tubes carrés	
		mm	pouce	mm	pouce
Hauteur du tube	$d$	228.6	9	152.4	6
Largeur du tube	$b$	152.4	6	152.4	6
Épaisseur sur la hauteur	$t_d$	7.937	5/16	9.525	3/8
Épaisseur sur la largeur	$t_b$	7.937	5/16	9.525	3/8
Rayon extérieur	$R_0$	14.3	9/16	15.9	5/8
Rayon intérieur	$R_I$	6.35	1/4	6.35	1/4

Les essais ont été réalisés à l'aide d'une machine d'essai de compression d'une capacité de 5 500 kN. La mesure des déplacements transversaux a été privilégiée à celle des déplacements longitudinaux, puisque la détection du phénomène de flambement est donnée par les mouvements transversaux [43]. Les déplacements ont été mesurés à l'aide d'un ensemble de six (6) capteurs LVDT placés à différentes élévations d'une face du tube. La section des

profilés tubulaires rectangulaires étant plus grande que le plateau de la presse, une plaque métallique a été placée entre la presse et le tube, tel qu'illustré sur la figure 3.6.



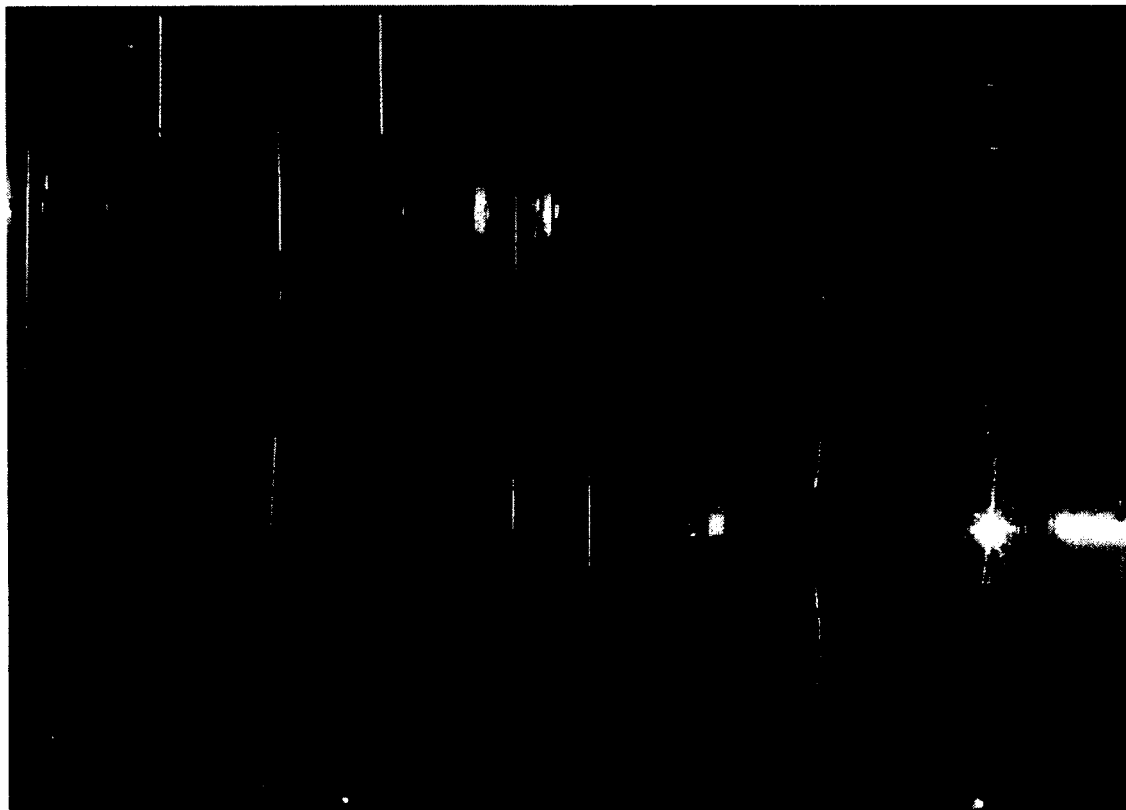
**Figure 3.6 : Montage pour les profilés tubulaires en compression**

### 3.2.1.2. Résultats – Tubes carrés

Lors des essais, la ruine des tubes s'est faite par flambement local en mode 3 (trois (3) demi-ondes circonférentielles). On observe une rupture par décollement laminaire au niveau de la jonction des plaques. Cette fragilité vient de la concentration de résine, soit une quantité de fibres diminuée, que l'on observe généralement au niveau de la connexion âme-semelle des profilés composites fabriqués au moyen du procédé de pultrusion [29]. Il est intéressant de noter que les tubes reprennent leur forme initiale lors du relâchement du chargement en compression.

Les courbes force-déplacement varient selon l'emplacement du capteur et en fonction de la déformée du tube. Les courbes typiques de déformations mesurées aux creux et au sommet de demi-ondes de flambement sont présentées à la figure 3.8. La valeur de la déformation augmente proportionnellement à la charge, jusqu'à l'apparition d'une bifurcation correspondant au flambement du profilé tubulaire. Cette bifurcation de la déformation se faisant graduellement jusqu'à une rupture brusque. Il est difficile de déterminer la charge

critique de flambement qui a été estimée graphiquement, en prenant la valeur de la charge lorsque cette bifurcation devient rapide et instable (voir la figure 3.8 (a)).



**Figure 3.7 : Mode de flambement et rupture des profilés tubulaires en PRF**

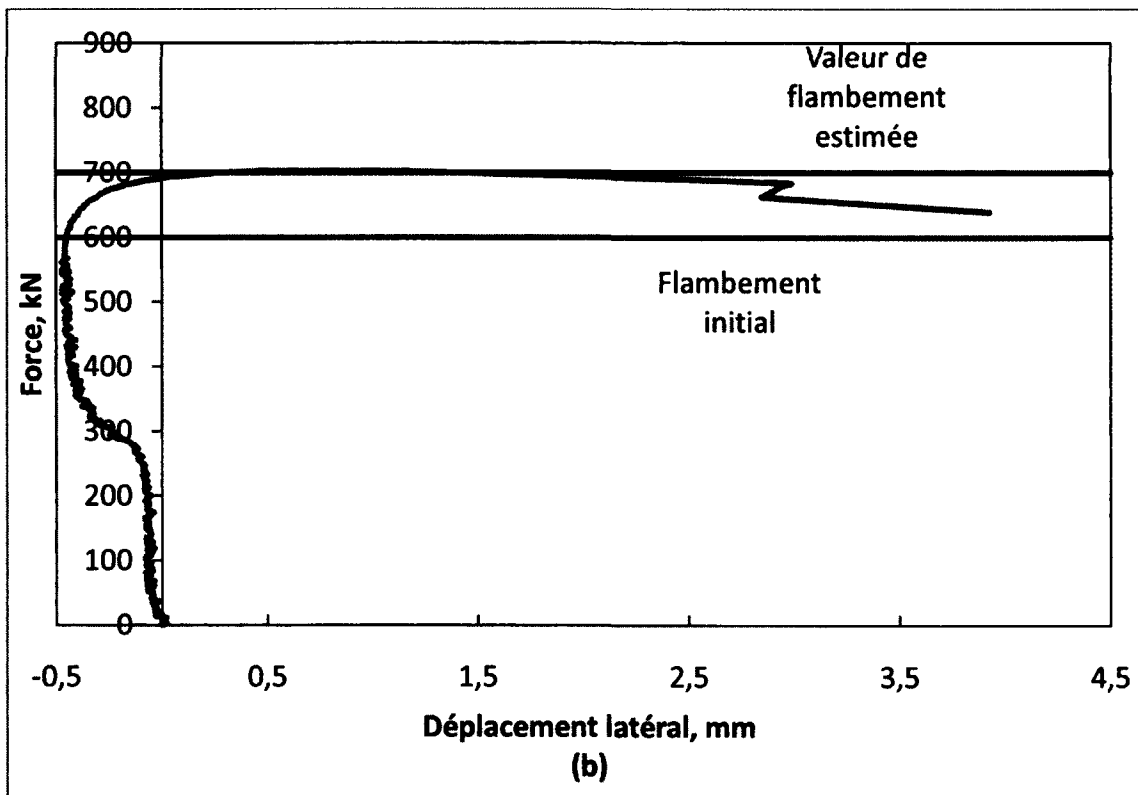
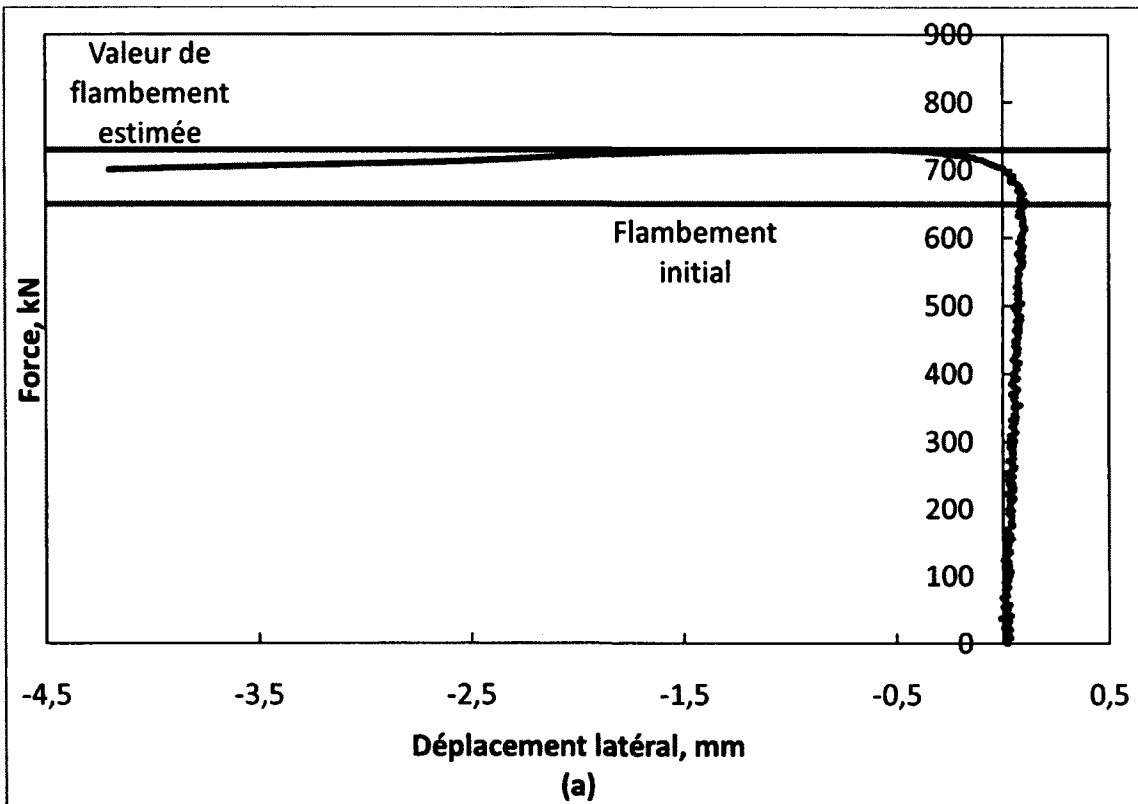


Figure 3.8 : Courbe force-déplacement latéral d'un tube carré mesuré : (a) sur une crête  
(b) sur un creux de demi-ondes

La figure 3.8 (a) est une courbe force-déplacement mesuré sur un sommet de demi-onde. Dans un premier temps, la plaque se creuse proportionnellement au chargement (ce qui se traduit par un déplacement positif), puis se bombe lors du flambement de la plaque. La figure 3.8 (b) montre les déplacements latéraux à l'emplacement d'un creux de demi-onde et on constate que la présence d'un défaut provoque des déformations hors plan localisées lorsque la charge atteint environ 300 kN. La plaque se bombe, puis flambe ensuite suivant son mode de flambement, cette fois-ci en se creusant, provoquant une différence de sens de déplacement entre les deux phénomènes. Cependant, la présence de ce défaut ne semble pas influencer significativement la valeur finale de la charge critique.

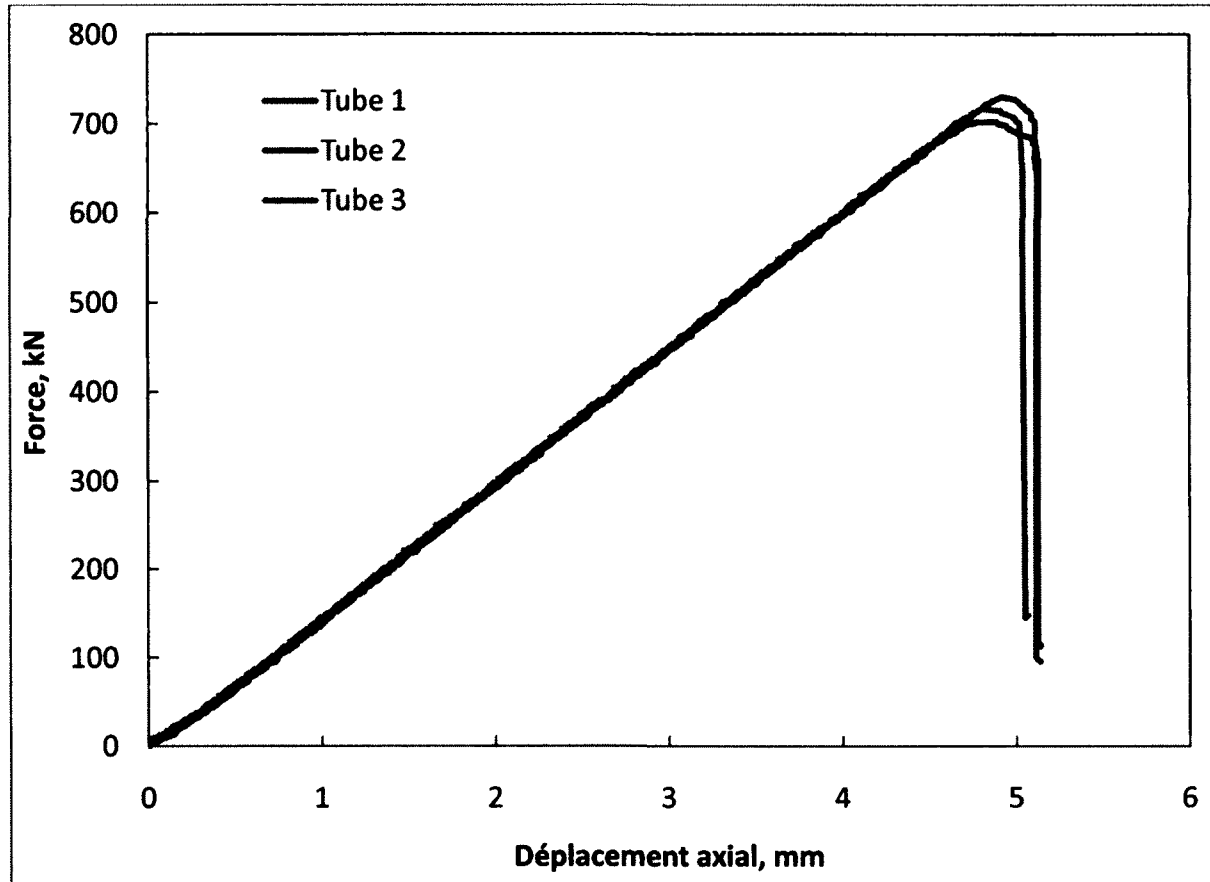
Les valeurs de la charge critique mesurées pour l'ensemble des essais réalisés sur des tubes carrés sont énumérées dans le tableau 3.11. La figure 3.9 présente quant à elle l'ensemble des courbes force-déplacement axial (déplacement mesuré du plateau de la presse). Les courbes des trois (3) essais sont très similaires. Les valeurs de la charge critique mesurées sont, par la même occasion, semblables.

La différence entre les valeurs de charges critiques mesurées pour ces tubes est faible et atteint au maximum 4 %. On explique cet écart par les disparités relevées entre les propriétés du matériau mesurées point par point. Aussi, en plus du caractère « aléatoire » des propriétés élastiques du matériau, le procédé de pultrusion induit un grand nombre de défauts géométriques sur le profilé. Ces défauts ne semblent pas avoir beaucoup d'effets.

**Tableau 3.11 : Dimensions et charge critique de compression des tubes carrés**

<b>GÉOMÉTRIE ET CHARGE CRITIQUE (TUBES CARRÉS)</b>							
<b>Numéro d'échantillon</b>	<b>L</b>	<b>d</b>	<b>b</b>	<b>t<sub>a</sub></b>	<b>t<sub>b</sub></b>	<b>z A</b>	<b>F<sub>CR</sub></b>
	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm<sup>2</sup></b>	<b>kN</b>
1	800	152.4	152.4	9.525	9.525	5428	702
2	800	152.4	152.4	9.525	9.525	5428	730
3	800	152.4	152.4	9.525	9.525	5428	716



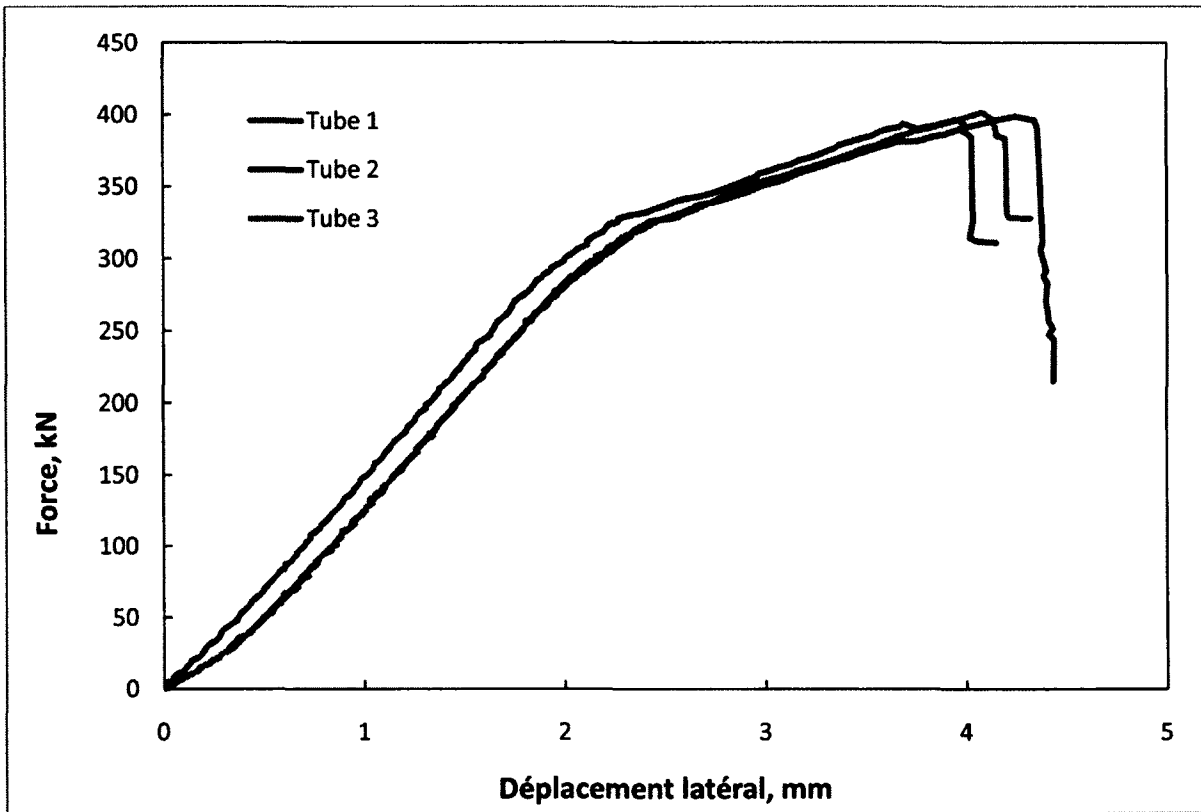


**Figure 3.9 : Courbes force-déplacement des trois (3) tubes carrés**

### 3.2.1.3. Résultats – Tubes rectangulaires

De la même façon que pour les tubes à section carrée, la ruine des tubes rectangulaires se fait par flambement local de la section en mode 3. Ce sont les plaques de dimensions 228.6 x 7.937 mm, plus larges et donc moins rigides, qui flambent en premier et qui entraînent les autres plaques de la section. La rupture se réalise au niveau de la jonction âme-semelle et on note également un décollement laminaire au niveau des sommets de la déformée des sections courtes (voir la figure 3.7). Le tube reprend sa forme initiale lors du relâchement du chargement en compression. La figure 3.10 présente les courbes force-déplacement axial lors des trois (3) essais. À l'image des tubes carrés, ces trois (3) courbes sont très similaires.

La figure 3.11, quant à elle, représente les courbes force-déplacement latéral spécifiques aux tubes rectangulaires. Les déplacements latéraux sont mesurés sur une plaque de grandes dimensions (226,6 mm), à l'aide de LVDT disposés sur la hauteur.



**Figure 3.10 : Courbes force-déplacement axial des trois (3) poutres tubes rectangulaires**

Dans un premier temps, l'accroissement du déplacement se fait proportionnellement à celui du chargement. Le déplacement accélère soudainement, jusqu'à atteindre un point de bifurcation instable. À partir de ce point, la pente devient faible et le déplacement se fait de plusieurs dixièmes de millimètres entre chaque point de mesure. La charge critique est déterminée graphiquement à ce point de changement de pente.

Les valeurs de la charge critique mesurées pour l'ensemble des trois (3) tubes rectangulaires 228.6 x 152.4 x 7.937 mm de la série 500 EXTREN Standard Structural Shapes sont répertoriées dans le tableau 3.12. L'écart maximal entre les valeurs mesurées est de 1 %. Cette légère différence peut s'expliquer par la présence de défauts géométriques et par la variabilité des propriétés élastiques du matériau. On remarque également, sur les profilés tubulaires rectangulaires, une inégalité entre les épaisseurs des plaques formant la membrure, mais aussi une variation de l'épaisseur sur la longueur des plaques. Ces problèmes posés par le procédé de pultrusion sont un élément de réponse à la variété des charges mesurées.

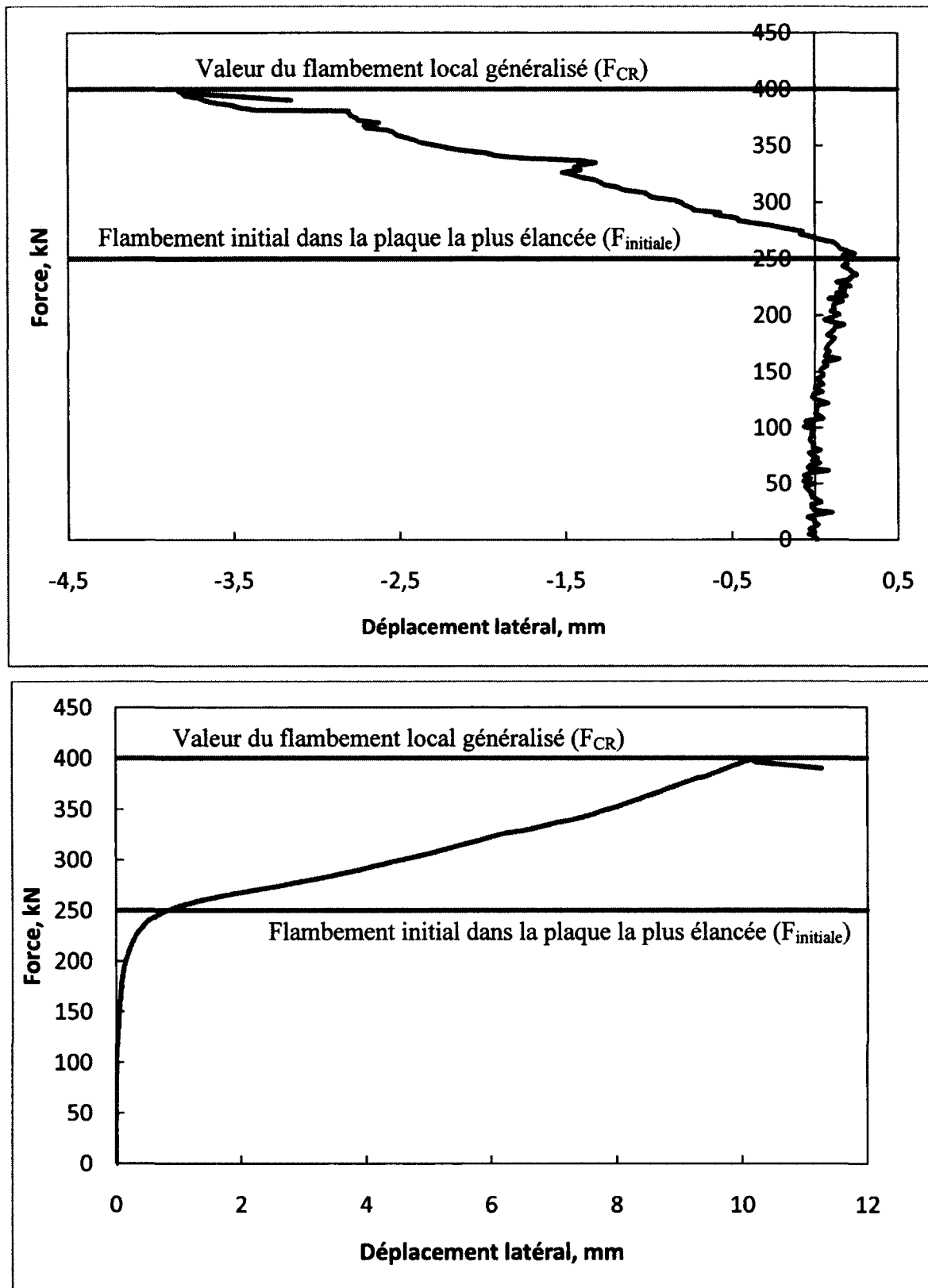


Figure 3.11 : Courbes force-déplacement d'un tube rectangulaire de la série 500 EXTREN soumis à de la compression

Tableau 3.12 : Dimensions et charge critique de compression des tubes rectangulaires

GÉOMÉTRIE ET CHARGE CRITIQUE (TUBES RECTANGULAIRES)								
Número d'échantillon	L mm	d mm	b mm	t <sub>a</sub> mm	t <sub>b</sub> mm	= A mm <sup>2</sup>	F <sub>initiale</sub> kN	F <sub>CR</sub> kN
1	800	228.6	152.4	7.937	7.937	5796	252	396
2	800	228.6	152.4	7.937	7.937	5796	255	399
3	800	228.6	152.4	7.937	7.937	5796	258	401

### 3.2.2. Essais en compression – Cornières

#### 3.2.2.1. Procédure expérimentale

Suite aux essais sur les tubes, six (6) cornières 76.2 x 76.2 x 6.35 mm, de longueur égale à 1 520 mm, ont à leur tour été soumis à un chargement en compression. Ces cornières sont issues de la série 500 EXTREN Structural Shapes de Strongwell. La machine de test utilisée est un montage de la Chaire Structure et Mécanique de Ligne, permettant de réaliser simultanément des essais en traction et en compression (voir la figure 3.12). Pour assurer le maintien de la membrure lors de la compression, une des ailes formant la section est boulonnée au cadre à l'aide de trois (3) boulons en acier de 15 mm de diamètre. Pour éviter l'écrasement du matériau de la cornière et pour empêcher une concentration de contraintes trop importante, une plaque en métal est placée entre le boulonnage et le matériau composite. Les déplacements longitudinaux et transversaux sont mesurés par quatre (4) LVDT et trois (3) potentiomètres, disposés sur toute la longueur du profilé.

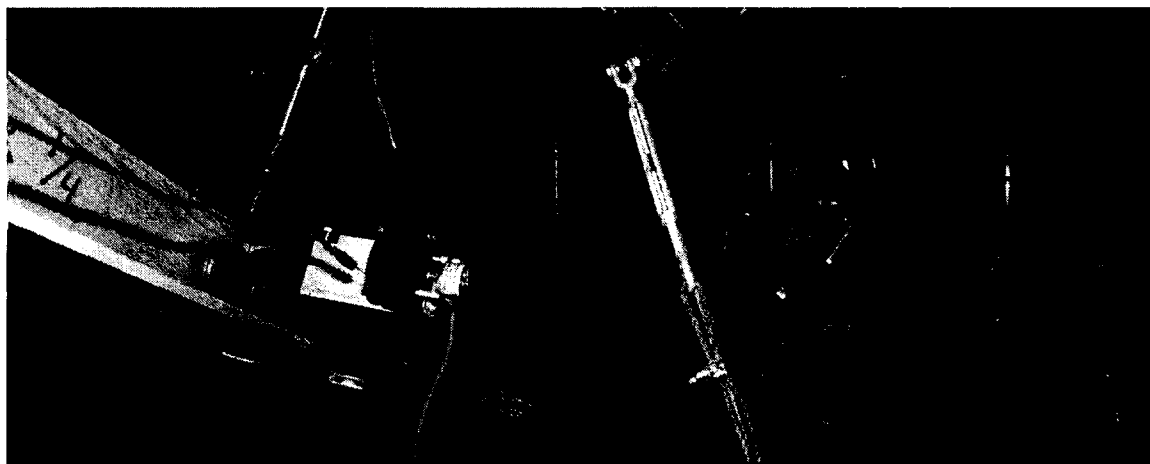


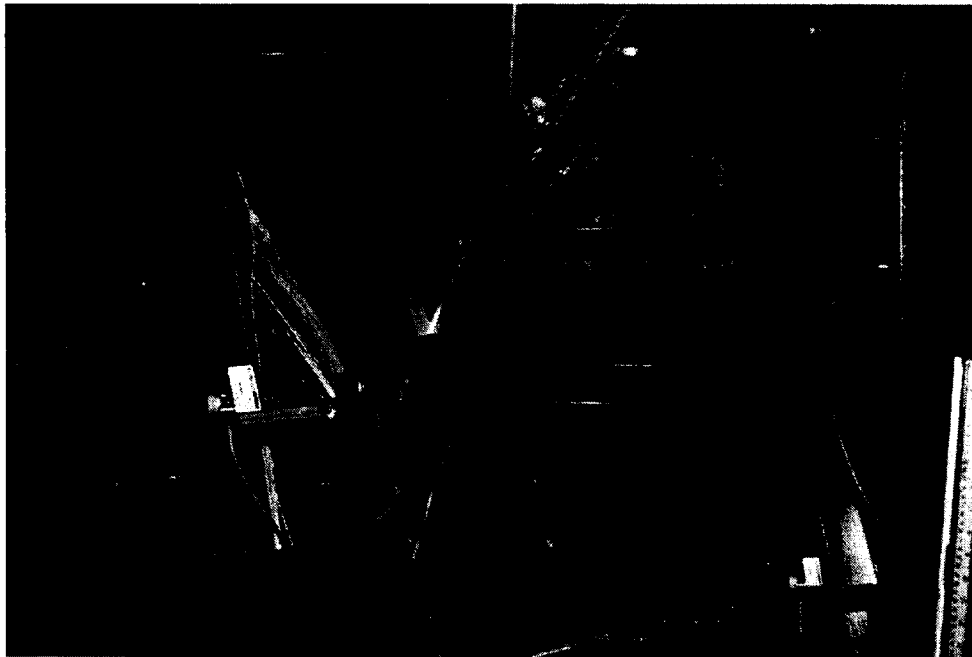
Figure 3.12 : Cornières en compression

### 3.2.2.2. Résultats – Cornières

Durant la compression, on observe une rotation sur elles-mêmes des ailes formant la membrure. Les plaques flambent en affichant une demi-onde de flambement. Ce flambement local des plaques s'accompagne, pendant certains essais, d'un léger déversement latéral de la cornière. La ruine de cette membrure se fait par un déchirement se réalisant près des connexions et dû à la combinaison du flambement local et du flambement global (voir la figure 3.13).

La rupture de la cornière se produit soudainement. Sur l'ensemble des cornières testées, la fissuration s'amorce dans la zone d'attache, zone riche en concentration de contraintes. De plus, dans une grande majorité des cas, cette fissure se fait au niveau de la connexion entre les ailes de la cornière, tel qu'illustré sur la figure 3.13. Comme expliqué précédemment, on observe une fragilisation de cette zone causée par la grande quantité de résine qu'on y trouve, combinée à une plus faible quantité de fibre.

La déformation se faisant dans le domaine élastique, la membrure reprend sa forme initiale après relâchement de l'effort, et ceci, sans déformations permanentes apparentes, à l'exception de la déchirure près de la zone d'attache.



**Figure 3.13 : Mode de rupture des cornières testées en laboratoire**

La figure 3.14 présente les courbes force-déplacement propre aux cornières soumises à un chargement en compression et on peut constater que ces courbes sont très similaires. Les cornières atteignent la rupture pour des valeurs de charge et de déformation critique quasiment égales.

Le déplacement latéral croît proportionnellement au chargement jusqu'à l'initiation du flambement. Contrairement aux tubes, l'observation du phénomène se fait très rapidement et pour des valeurs de chargement très faibles, en partie en raison de l'excentricité de la charge. La valeur critique de flambage a été estimée graphiquement.

Les valeurs de la charge critique sont répertoriées dans le tableau 3.13. Les dimensions du fabricant, à l'exception des épaisseurs, sont utilisées par la suite dans les calculs de capacité. Les épaisseurs relevées sont par contre aussi retranscrites dans le tableau 3.13.

Les valeurs de la charge critique mesurées sont très proches et diffèrent au maximum de 5 %. De la même façon que pour les tubes, ces différences s'expliquent par la non-homogénéité des cornières fabriquées au moyen du processus de pultrusion. Ces disparités peuvent être aussi dues à des conditions de serrage différentes au niveau des zones d'attache.

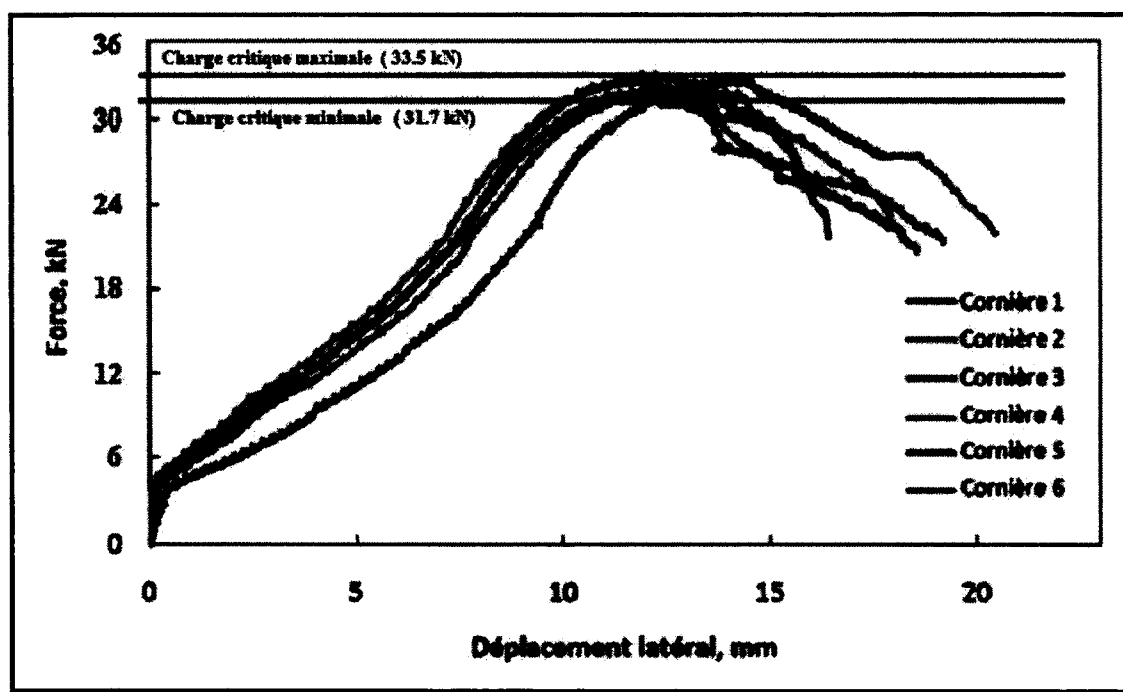


Figure 3.14 : Courbes force-déplacement latéral des cornières 76.2 x 76.2 x 6.35 mm de la série 500 EXTREN soumise à de la compression

**Tableau 3.13 : Dimensions et charge critique en compression des cornières  
76.2 x 76.2 x 6.35 mm de la série 500 EXTREN**

<b>GÉOMÉTRIE ET CHARGE CRITIQUE (CORNIÈRES)</b>					
<b>Numéro d'échantillon</b>	<b>L</b>	<b>b</b>	<b>t</b>	<b><math>\approx A</math></b>	<b><math>F_{CR}</math></b>
	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm<sup>2</sup></b>	<b>kN</b>
1	1520	76.2	6.24	912	32.0
2	1520	76.2	6.39	933	33.5
3	1520	76.2	6.49	947	32.2
4	1520	76.2	6.54	954	33.1
5	1520	76.2	6.55	955	31.7
6	1520	76.2	6.56	957	32.8

### 3.3. Essais en flexion

#### 3.3.1. Spécimens

Les tests ont été réalisés sur une (1) poutre à section en H (section dont la largeur des semelles est approximativement égale à la hauteur de la section) de la série 525 EXTREN Structural Shapes de Strongwell (Bristol, Virginia, USA) et sur deux (2) poutres à section en I de la série 625.

Les poutres de la série 525 sont fabriquées à l'aide d'une résine polyester isophtalique de couleur grise, alors que les poutres de la série 625 sont faites d'une résine vinylester de couleur beige.

Chaque profilé est renforcé à la fibre de verre de type E, alternativement orienté de façon unidirectionnelle et aléatoire (en mats). Les propriétés mécaniques de ces membrures sont données dans le tableau 3.2, alors que leurs dimensions sont répertoriées dans le tableau 3.14.

En général, les dimensions mesurées différaient de moins de 2 % des dimensions nominales. Les dimensions nominales seront par contre utilisées dans l'analyse des résultats expérimentaux, ainsi que dans les calculs de capacités (voir le chapitre 4).

**Tableau 3.14 : Dimensions nominales des poutres en H de la série 525 et en I de la série 625 EXTREN Structural Shapes de Strongwell**

<b>GÉOMÉTRIE DES POUTRES EN H ET EN I</b>					
<b>Type de section</b>	<b>L</b>	<b>d</b>	<b>b<sub>f</sub></b>	<b>t<sub>f</sub></b>	<b>t<sub>w</sub></b>
	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>
H	2545	254.0	254.0	9.525	9.525
I <sub>1</sub>	2545	254.0	127.0	9.525	9.525
I <sub>2</sub>	2545	457.2	114.3	12.700	9.525

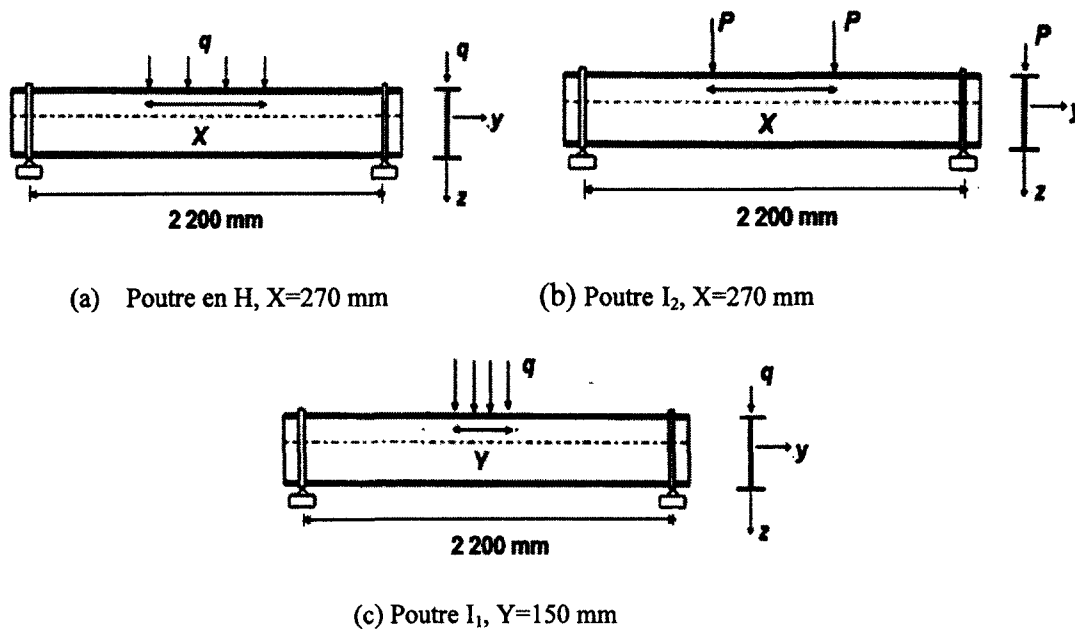
### 3.3.2. Procédure expérimentale

Plusieurs configurations de chargement en flexion ont été réalisées. La poutre en H a été soumise à un chargement centré et réparti sur une longueur X égale à 270 mm (voir la figure 3.15a). De la même façon, la poutre I<sub>1</sub> a été soumise à un chargement centré et réparti sur une longueur Y égale à 150 mm (voir la figure 3.15c). La poutre I<sub>2</sub> a, quant à elle, été soumise à une flexion quatre (4) points, dont la distance entre les points d'application de la charge était de 270 mm (voir la figure 3.15b).

Pour chaque essai sur les poutres, le profilé était simplement supporté et chargé par un vérin hydraulique avec un taux de déformation constant. Les chargements ont été appliqués aux profilés à l'aide de plaques en acier. Ces plaques avaient pour but d'éviter la fissuration des poutres au niveau des points d'application des charges, mais aussi de répartir l'effort dans le cas de la poutre en H. La charge a été considérée uniformément répartie sur la longueur de cette plaque. Aussi, pour les poutres en I, les charges aux points d'application ont été supposées ponctuelles et égales sur les plaques dont la largeur était de 60 mm.

Le chargement est directement exercé par le vérin. Les déplacements axiaux et transversaux sont quant à eux mesurés par quatre (4) potentiomètres, ainsi que quatre (4) LVDT placés sur la semelle chargée des poutres en I et en H.





**Figure 3.15 : Les différentes configurations de chargement pour les tests en flexion**

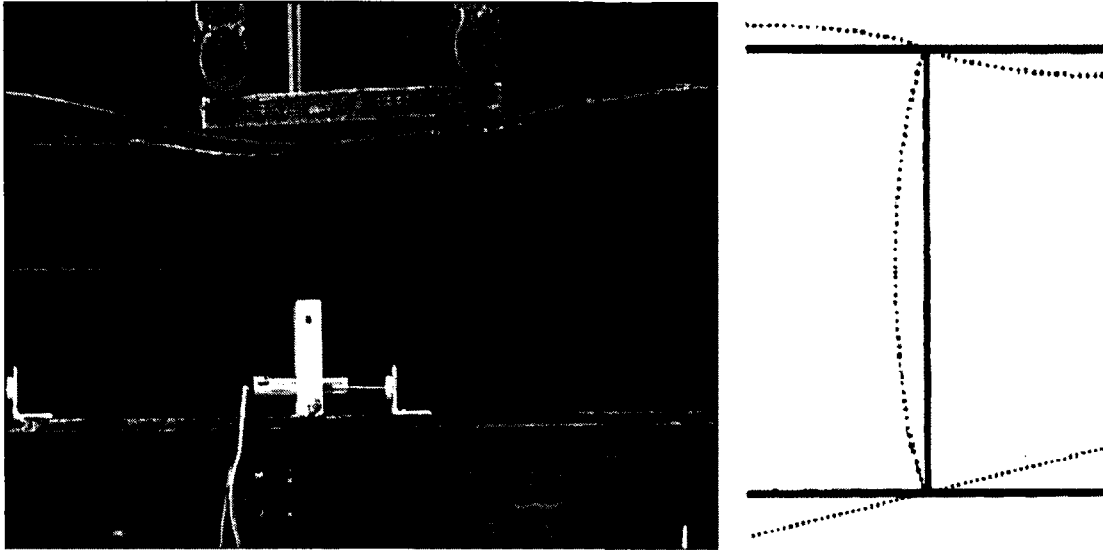
### 3.3.3. Résultats des essais expérimentaux

En ce qui concerne la poutre en H, la ruine se fait par flambement local de la semelle en compression, tel qu'illustré sur la figure 3.16. La plaque flambe localement au niveau des points d'application de la charge. En plus de ce flambement de plaque, l'âme effectue une rotation sur elle-même, entraînant la semelle inférieure dans un processus de déversement latéral.

Les grandes déformations de la poutre provoquent une rupture par décollement laminaire. Ce décollement est observé au coin de la plaque métallique servant à la répartition des efforts. Ces coins provoquent des concentrations de contraintes, ainsi que des ruptures au niveau de la jonction de l'âme et de la semelle. Un autre décollement laminaire est observé au niveau du centre de l'arc de déformation de l'âme.

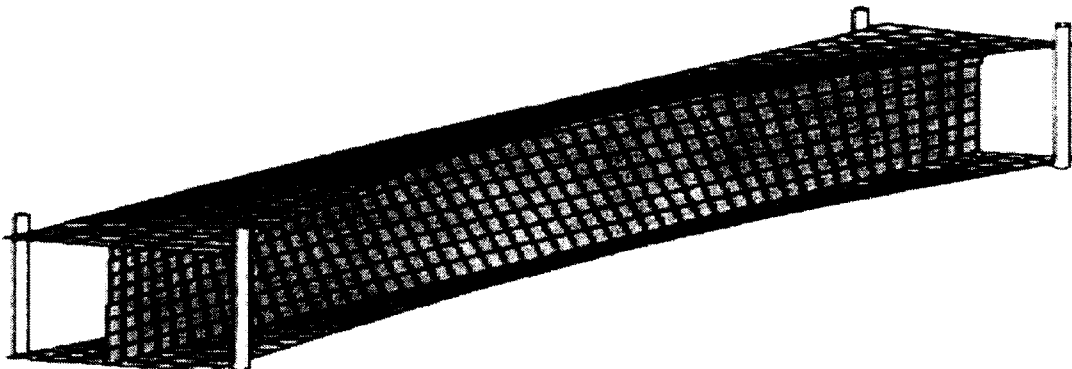
Après le relâchement de l'effort, la poutre revient à sa position initiale, sans déformation permanente apparente.

La valeur de la charge critique mesurée est égale à 32.1 kN (voir le tableau 3.15). Cette valeur expérimentale sera par la suite comparée aux valeurs de capacités calculées à l'aide de formulations trouvées dans la littérature et dans les manuels de dimensionnement des structures en laminés.



**Figure 3.16 : Déformée de flambement de la poutre en H de la série 525 EXTREN Structural Shape**

La rupture de la poutre  $I_2$  se fait par traction/compression excessive, tandis que la ruine de la poutre  $I_1$  se fait par déversement latéral. Il se produit une rotation de l'âme autour de l'axe longitudinal, tandis que la semelle chargée se déplace transversalement au niveau des points d'application de la charge, tel que montré sur la figure 3.17. Le flambement est régi par les rigidités en flexion et en torsion de la poutre.



**Figure 3.17 : Déversement latéral des poutres à section en I de la série 625 EXTREN Structural Shape**

De la même façon que pour la poutre en H, la rupture se fait au niveau de la connexion âme-semelle. On y observe un décollement laminaire dû aux grandes déformations de la poutre. Après le relâchement de la charge, la poutre reprend sa position initiale, sans déformation permanente apparente.

**Tableau 3.15 : Charge critique des poutres en H et en I des séries 525&625 EXTREN Structural Shape**

H	254 x 254 x 9.525	32.1
$I_1$	254 x 127 x 9.525	18.6
$I_2$	457.2 x 114.3 x 12.7	67.2

La charge critique mesurée dans le cas de la poutre  $I_1$  (voir le tableau 3.15) est égale à 18.6 kN. Pour la poutre  $I_2$ , on obtient une valeur de 67.2 kN. La valeur mesurée pour la poutre  $I_2$  est plus élevée que la poutre  $I_1$ . La poutre  $I_2$  étant plus profonde, ces rigidités en flexion et en torsion, fonction de la largeur de l'âme au carré, sont plus élevées que la poutre  $I_1$ . Aussi, le chargement uniformément réparti est moins contraignant qu'une flexion à quatre (4) points. Le fait que la poutre  $I_2$  présente une résistance supérieure au déversement latéral, malgré un élancement plus élevé, est donc justifié.

## CHAPITRE 4 COMPARAISON ENTRE LES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET LES MÉTHODES DE CONCEPTION

L'un des buts principaux de ce projet de recherche était de comparer les différentes méthodes de calculs retrouvées dans la littérature, présentées au chapitre 2 de ce mémoire, afin de déterminer celles qui permettent de faire une conception satisfaisante et sécuritaire de profilés en matériaux composites.

Ainsi, dans cette section, les valeurs des différentes charges critiques mesurées expérimentalement, présentées au chapitre précédent (chapitre 3), sont comparées à celles calculées à l'aide des principes de calculs exposés dans le chapitre 2 de ce document.

Plus précisément, la valeur minimale des charges critiques obtenues lors des différents essais en laboratoire est comparée à la résistance minimale calculée selon les divers principes de calculs présentés dans ce rapport. Il faut également noter qu'aucun coefficient de sécurité n'a été appliqué aux différentes résistances calculées théoriquement. Les comparaisons sont faites pour chacun des profilés en matériaux composites ayant été testés expérimentalement, c'est-à-dire pour les cornières, les tubes carrés, les tubes rectangulaires, la poutre en H et les deux poutres en I.

Pour faire une comparaison adéquate selon les états limites ultimes, il aurait fallu faire un calcul probabiliste sur les valeurs expérimentales obtenues, soit la moyenne des résultats moins 2 à 3 fois l'écart-type, afin d'utiliser une valeur correspondant à une probabilité de dépassement de 95% ou 98%, tout dépendamment des normes. Par contre, comme les résultats expérimentaux ne sont pas assez nombreux pour faire ce calcul probabiliste pour la majorité des profilés testés, la valeur minimale a été utilisée pour les fins de comparaison. Il est important de se rappeler que le but de ces comparaisons est simplement de déterminer les méthodes de calcul qui permettent de faire une conception satisfaisante et sécuritaire.

Les valeurs des propriétés mécaniques du matériau composite utilisées dans les différents calculs sont celles données par le fabricant Strongwell [7] qui sont résumées au tableau 3.2 de ce mémoire.

## 4.1. Cornières

Les valeurs de la charge critique des six (6) cornières 76.2 x 76.2 x 6.35 mm soumises à un chargement en compression sont répertoriées dans le tableau 3.13. Les charges critiques obtenues lors des tests en laboratoire diffèrent au maximum de 5.7 %. La plus petite valeur obtenue expérimentalement est de 31.7 kN. Cette valeur sera utilisée par la suite afin de faire la comparaison avec les charges critiques calculées.

Dans l'ensemble des manuels de dimensionnement, sauf exception, l'état limite d'une membrure en compression est déterminé par la résistance du matériau, la résistance au flambement global et la résistance au flambement local de la membrure.

Bien que les essais aient montré un flambement global des cornières, l'ensemble des états limites a été calculé. Dans la section qui suit, les valeurs de la capacité des cornières en compression calculées à l'aide des manuels de dimensionnement précédemment présentés (voir chapitre 2) seront comparées à valeur de 31.7 kN.

Dans la section 3.4 de l'Eurocomp [5], l'expression de la charge critique de flambement global est donnée par l'équation 2.30 du présent document. Dans notre cas d'étude, cette équation donne une charge critique de flambement égale à 15.0 kN pour la section, soit 47.3 % de la valeur expérimentale.

Dans la section 10 de son manuel de dimensionnement, pour le calcul de la contrainte limite de flambement des parties de la section transversale d'une cornière, Strongwell [7] présente l'équation 2.42. Pour une cornière EXTREN standard 76.2 x 76.2 x 6.25 mm, cette formule donne une valeur de 22.1 kN (avec  $E_L = 17\,250$  MPa). Cette valeur est égale à 69.7 % de la plus petite valeur obtenue lors des essais. Strongwell semble dériver cette équation d'une approximation mathématique des courbes de charge critique obtenues à l'aide de « tests maisons ».

The Creatives Pultrusions Inc. [4] avance la formulation d'Euler (éq. 2.4) dans le cas d'une cornière en compression flambant globalement. Dans notre cas d'étude, cette formule donne une charge critique de flambement de la section égale à 15.0 kN, soit 47.3 % de la valeur expérimentale.

Dans le Fiberline Design Manuel [6], la valeur critique de flambement global est définie par l'équation 2.41. Pour la cornière 76.2 x 76.2 x 6.25 d'une longueur de 1 520 mm, on obtient une valeur critique de 13.9 kN.

Le tableau 4.1 résume l'ensemble des capacités calculées pour les cornières. Ces valeurs sont comparées à la plus petite valeur obtenue expérimentalement qui est de 31.7 kN.

**Tableau 4.1 : Comparaison entre la valeur expérimentale minimale et les valeurs théoriques, cornières 76.2 x 76.2 x 6.35 mm**

Comparaison entre la valeur expérimentale minimale et les valeurs théoriques (CORNIÈRES)							
Type de section	Charge critique expérimentale minimale ( $P_L$ )	Moyenne expérimentale	Écart-type expérimental	Référence	Numéro d'équation	Charge critique théorique calculée ( $P_{cr}$ )	Rapport $P_{cr} / P_L$
	kN	kN	kN			kN	%
Cornière 76.2 x 76.2 x 6.35	31.7	32.6	0.7	Eurocomp [5]	(2.30)	15.0	47.3%
				Pultex [4]	(2.4)	15.0	47.3%
				Fiberline [6]	(2.41)	13.9	43.8%
				Strongwell [7]	(2.42)	22.1	69.7%

Lorsqu'on regarde le tableau 4.1, on retient que :

- C'est le flambement global qui régit la charge critique, dans notre cas d'étude, pour l'ensemble des manuels de dimensionnement. Cependant, les valeurs calculées sont plus petites que la valeur expérimentale minimale; l'ensemble des manuels est très conservateur;
- Le rapport d'élanement étant égal à 100, c'est le flambement d'Euler qui régit le comportement de la cornière pour Fiberline (voir la figure 2.2), la valeur calculée étant aussi plus petite que la valeur expérimentale minimale.

Lors des essais, on remarque que la ruine se réalise par le flambement global de la section, accompagné d'un léger flambement en flexion-torsion. Cependant, les charges critiques de flambement local calculées à l'aide des différentes méthodes donnent des valeurs trop conservatrices. Les grandes déformations dues à la flexion-torsion abaissent la capacité des cornières. Il faut noter que le flambement d'Euler est calculé avec  $k$  égal à 1.0. Cependant, dans la réalité, le montage est plus rigide et une valeur de  $k$  égal à 0.65 serait probablement mieux adaptée.

## 4.2. Tubes carrés

Les valeurs de la charge critique des tubes à section carrée 152.4 x 152.4 x 9.525 mm soumis à un chargement en compression sont données dans le tableau 3.11. Ces valeurs diffèrent au maximum de 4 %, alors que la plus petite valeur expérimentale obtenue est de 702 kN. Cette valeur minimale sera utilisée pour faire la comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques. Il est intéressant de rappeler que les tubes carrés, dont la longueur est de 800 mm, flambent localement en mode 3 (trois (3) demi-ondes).

### 4.2.1. Manuels de dimensionnement

Dans la section 4.4 de l'Eurocomp [5], l'expression de la contrainte critique est donnée par l'équation 2.13 du tableau 2.3. Dans notre cas d'étude, cette formule donne une charge critique de flambement de 811.8 kN pour les tubes carrés, soit 15.6 % supérieure à la valeur expérimentale minimale.

Dans le cas du manuel Strongwell [7], la contrainte critique est cette fois définie par l'équation 2.61. Pour une section carrée EXTREN standard 152.4 x 152.4 x 9.525 mm, cette formule donne une valeur de 556 kN avec  $E_L$  égal à 17 250 MPa. Cette valeur est égale à 79.2 % de la valeur de flambement minimale trouvée lors des essais.

Pour les tubes, l'expression de la charge de flambement local est donnée par l'équation 2.60 dans le code de dimensionnement de Pultex [4]. La valeur du coefficient  $k$  est définie égale à 4. Avec  $\varphi = 0.8$ , on a donc  $\varphi k = 3.2$ . La valeur de la charge ainsi calculée est égale à 677 kN. Cette charge critique de flambement est quasiment égale à celle mesurée lors des essais.

The Creatives Pultrusions Inc. donne aussi, pour le flambement local des plaques en compression, l'équation 2.15, développée par Qiao [41]. Dans le cas d'une membrure à section tubulaire carrée, les coefficients  $p$  et  $q$  sont donnés par l'équation 2.16. On obtient alors une charge critique de 803.3 kN, soit 114.4 % des 702 kN expérimentaux.

Le Fiberline Design Manuel [6] ne prend pas en compte le flambement local des membrures. La valeur critique calculée est définie par l'équation 2.41 et on obtient une valeur critique de 917.4 kN en utilisant cette équation.

### 4.2.2. Méthodes analytiques

De par l'égalité des largeurs des plaques formant la section, utiliser les modèles de Qiao [41] et Kollár [36] revient à étudier le cas simple d'une plaque simplement supportée; c'est-à-dire à faire le calcul proposé par l'Eurocomp.

### 4.2.3. Résumé

Le tableau 4.2 résume l'ensemble des capacités calculées pour les tubes carrés 152.4 x 152.4 x 9.525 mm. Ces valeurs sont comparées à la mesure expérimentale de 702 kN.

On peut ajouter qu'à l'exception des équations de Fiberline, la ruine du tube carré est régie par l'instabilité des plaques de la section pour les autres normes de calcul.

**Tableau 4.2 : Comparaison entre la valeur expérimentale minimale et les valeurs théoriques, tubes carrés 152.4 x 152.4 x 9.525 mm**

Comparaison entre la valeur expérimentale minimale et les valeurs théoriques (TUBES CARRÉS)							
Type de section	Charge critique expérimentale minimale ( $P_L$ )	Moyenne expérimentale	Écart-type expérimental	Référence	Numéro d'équation	Charge critique théorique calculée ( $P_{cr}$ )	Rapport $P_{cr} / P_L$
	kN	kN	kN			kN	%
<b>Tube carré 152.4 x 152.4 x 9.525</b>	702.0	716.0	14.0	Eurocomp [5]	(2.13)	811.8	115.6%
				Qiao [41]	(2.15)	677.0	96.4%
				Pultex [4]	(2.60)	803.3	114.4%
				Fiberline [6]	(2.41)	917.4	130.7%
				Strongwell [7]	(2.61)	556.0	79.2%

En consultant le tableau 4.2, on constate que certaines valeurs calculées théoriquement sont supérieures à la valeur expérimentale minimale, c'est-à-dire pour l'Eurocomp [5], Pultex [4] et Fiberline [6]. Il n'est pas normal d'obtenir des valeurs théoriques plus élevées que des valeurs expérimentales. Cependant, ces valeurs ne sont pas beaucoup plus grandes, et lorsqu'on applique les différents coefficients de sécurité conseillés par les normes en question, les résultats deviennent plus petits que ceux obtenus en laboratoire. La conception demeure donc satisfaisante et sécuritaire.



### 4.3. Tubes rectangulaires

Les valeurs de la charge critique des tubes à section rectangulaire 228,6 x 152,4 x 7,937 mm soumis à un chargement en compression sont répertoriées dans le tableau 3.12. La valeur minimale des charges mesurées est de 396 kN. Les tubes rectangulaires, dont la longueur est de 800 mm, flambent localement en mode 3.

#### 4.3.1. Manuels de dimensionnement

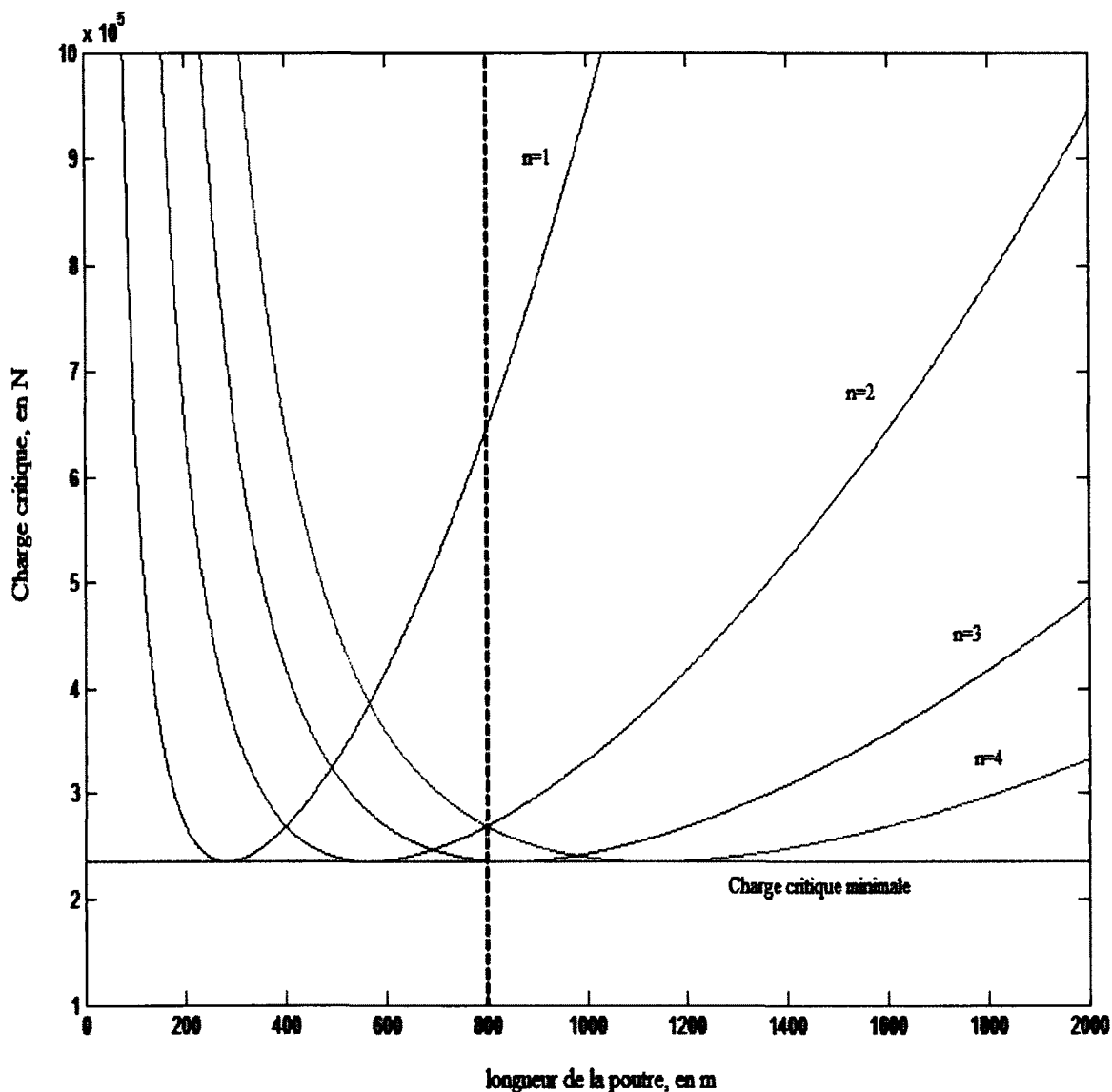
Les formulations des capacités critiques de flambement définies par les différentes méthodes de calcul sont les mêmes que pour les tubes carrés.

Les valeurs théoriques calculées sont énumérées dans le tableau 4.3. Il faut rappeler que les coefficients de sécurité conseillés par les différentes normes ne sont pas appliqués à ces valeurs calculées.

L'expression 2.13 est le minimum de la solution générale à l'équation différentielle d'une plaque orthotrope sous compression uniaxiale (équation 2.7) développé par Lekhnitskii [31]. Cette équation donne une charge critique de flambement local égale à 236.6 kN.

La valeur exacte est quant à elle donnée par l'équation 2.12. La valeur calculée pour un tube à section rectangulaire 228.6 x 152.4 x 7.937 mm est égale à 236.8 kN.

On remarque que cette modélisation prévoit un flambement en mode 3, comme observé lors de l'expérimentation (voir la figure 4.1).



**Figure 4.1 : Flambement local de la section d'un tube rectangulaire  
228.6 x 152.4 x 7.937 mm, par Lekhnitskii [31]**

#### 4.3.2. Méthodes analytiques

Lorsque les parties de la membrure sont différentes, les essais ont démontré que la valeur de la charge limite de flambement est supérieure à celle calculée à l'aide du modèle de Bleich [25]. En considérant les plaques comme simplement supportées sur leurs longueurs non chargées, la rigidité de la connexion entre l'âme et les semelles des membrures est négligée, et la valeur de la charge critique est ainsi sous-estimée.

Plusieurs auteurs ont cherché à déterminer et modéliser cette rigidité. Les modèles le plus près de la réalité semblent ceux exprimés par Qiao & al. [40] et Kollár [36], où la rotation des bords de la plaque flambante est restreinte par les plaques adjacentes. Une première utilisation de ces méthodes est présentée dans cette sous-section.

Qiao & Shan [40], en développant une variante de la méthode de Ritz dans le but d'établir un problème aux valeurs propres, ont développé une solution au flambement des plaques orthotropes, dont les deux bords sont restreints en rotation (éq. 2.19).

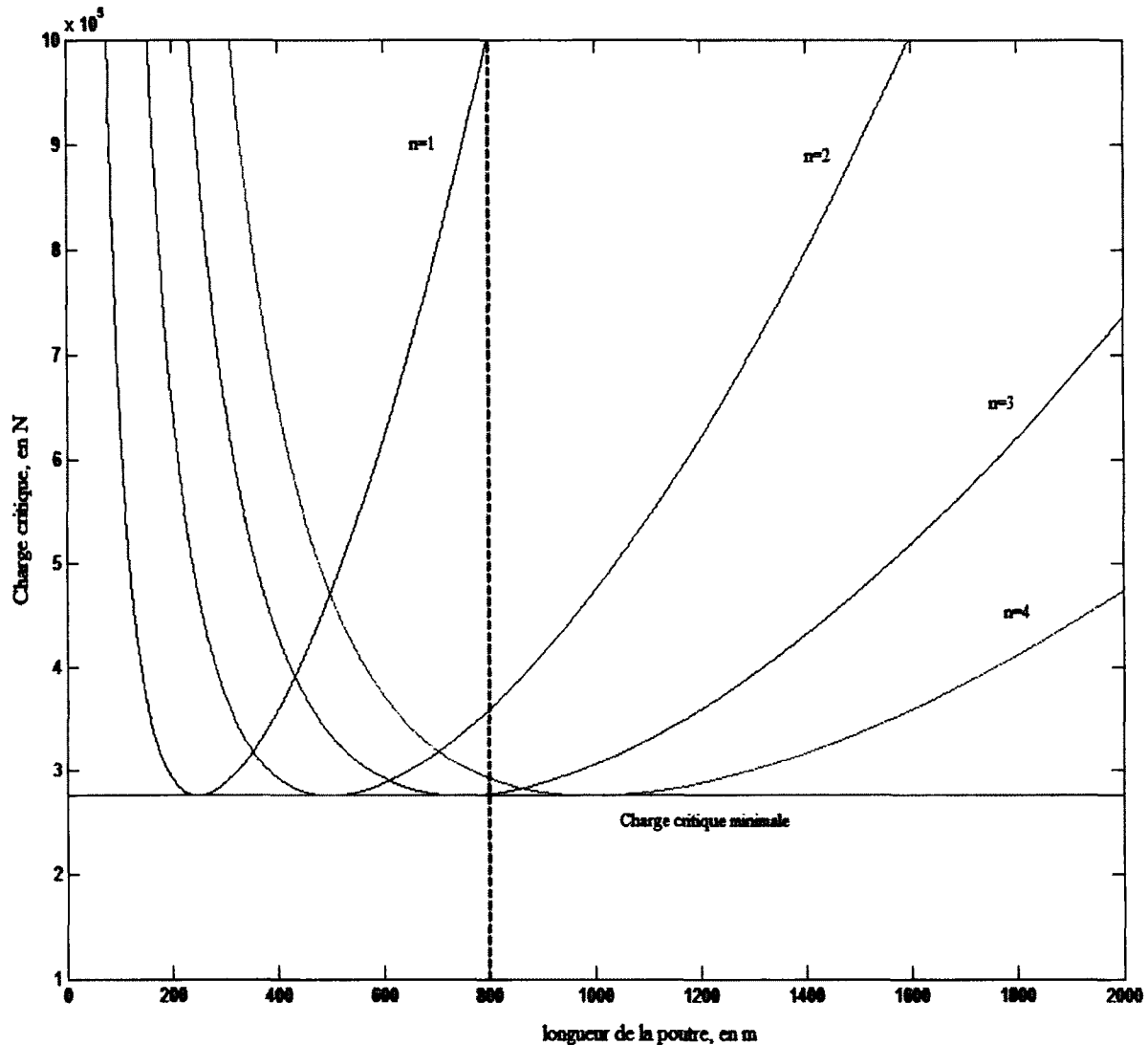
On obtient pour un tube rectangulaire de dimensions 228.6 x 152.4 x 7.937 mm, dont le module d'élasticité longitudinal est égal à 17 250 MPa, une valeur de la charge critique de 297.8 kN. Cette valeur est 25.8 % supérieure à la valeur calculée pour un modèle de plaque simplement supportée sur ses bords non chargés (c.-à-d. 236.68 kN) et 24.8 % inférieure à la valeur expérimentale minimale.

À l'aide de l'équation développée par Kollár [36] (éq. 2.24), on obtient, pour un tube rectangulaire de dimensions 228.6 x 152.4 x 7.937 mm, dont le module d'élasticité longitudinal est égal à 17 250 MPa, une charge critique égale à 275.7 kN, soit une valeur effectivement supérieure à celle calculée pour une plaque simplement supportée sur ses bords de longueur non chargés, c'est-à-dire 236.68 kN.

L'équation 2.24 est le minimum de la solution générale à l'équation différentielle d'une plaque orthotrope sous compression uniaxiale (éq. 2.7) développée par Kollár [36]. Cette solution générale est donnée par :

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2}{tb^2} \left[ D_{11} \frac{b^2}{L^2} + (1 + 4.139\xi) D_{22} \frac{L^2}{b} + (2 + 0.62\xi^2)(D_{12} + 2D_{66}) \right] \quad (4.1)$$

$\xi$  étant défini au chapitre 2. La valeur exacte calculée est alors de 277.4 kN et le mode de flambement prévu est aussi un mode 3, comme l'illustre la figure 4.2.



**Figure 4.2 : Flambement local de la section d'un tube rectangulaire  
228.6 x 152.4 x 7.937 mm, par Kollár [36]**

#### 4.3.3. Résumé

Le tableau 4.3 résume l'ensemble des capacités calculées pour les tubes rectangulaires 228.6 x 152.4 x 7.937 mm. Mis à part Fiberline, les normes de conception donnent des valeurs plus petites que la charge minimale en compression mesurée expérimentalement pour les tubes rectangulaires. Comme dit précédemment, la norme Fiberline ne considère pas le flambement local de la section, c'est pourquoi on calcule une valeur théorique beaucoup plus élevée que la valeur expérimentale minimale.

**Tableau 4.3 : Comparaison entre la valeur expérimentale minimale et les valeurs théoriques, tubes rectangulaires 228.6 x 152.4 x 7.937 mm**

Comparaison entre la valeur expérimentale minimale et les valeurs théoriques (TUBES RECTANGULAIRES)							
Type de section	Charge critique expérimentale minimale ( $P_L$ )	Moyenne expérimentale	Écart-type expérimental	Référence	Numéro d'équation	Charge critique théorique calculée ( $P_{cr}$ )	Rapport $P_{cr} / P_L$
	kN	kN	kN			kN	%
<b>Tube rectangulaire 228.6 x 152.4 x 7.937</b>	<b>396.0</b>	<b>398.7</b>	<b>2.5</b>	Lekhnitskii [31]	(2.12)	236.8	59.8%
				Eurocomp [5]	(2.13)	235.8	59.5%
				Pultex [4]	(2.60)	236.2	59.6%
				Kollár [36]	(2.24)	275.7	69.6%
				Fiberline [6]	(2.41)	998.7	252.2%
				Qiao & Shan [40]	(2.19)	297.8	75.2%
				Strongwell [7]	(2.61)	359.1	90.7%

L'ensemble des valeurs calculées est très conservateur. Bien qu'elles prennent en compte la restriction aux connexions âmes-semelles, les simulations numériques ne donnent pas des résultats plus concluants que les manuels de dimensionnement. Néanmoins, la prévision du mode de flambement semble se faire correctement.

Bien que les résultats obtenus à l'aide du manuel de la compagnie Strongwell soient les plus proches de la valeur expérimentale, le côté empirique de l'équation 2.61 empêche toute conclusion.

Les différences obtenues peuvent s'expliquer par le caractère non homogène du matériau et par le fait que les valeurs du fabricant soient des minimums relevés lors de tests.

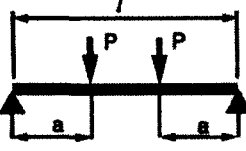
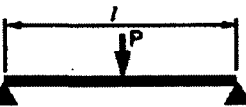
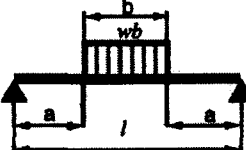
D'avantage de calculs sont conseillés en faisant notamment varier les valeurs des propriétés matériaux.

#### 4.4. Poutre à section en I - 254 x 127 x 9.525 mm

La poutre en I de dimensions nominales 254 x 127 x 9.525 mm, ou  $I_1$ , a été soumise à une flexion quatre (4) points. Les expressions des maximums du moment fléchissant, de l'effort tranchant et de la flèche sont répertoriées dans le tableau 4.4 (cas n° 1).

La valeur de la charge critique expérimentale de la poutre est égale à 18.6 kN. De plus, selon les observations réalisées lors des essais, la ruine de cette membrure s'est produite par déversement latéral.

**Tableau 4.4 : Valeurs maximales du moment fléchissant, de l'effort tranchant et de la flèche pour différents cas de chargement**

Cas	$M_{\max}$	$V_{\max}$	$\delta_{\max}$
	$Pa$	$P$	$\frac{Pa}{24E_L I} (3L^2 - 4a^2) + \frac{Pa}{A_W G}$
	$\frac{PL}{4}$	$\frac{P}{2}$	$\frac{PL^3}{48E_L I} + \frac{PL}{4A_W G}$
	$\frac{wb}{8} (L + 2a)$	$\frac{wb}{2}$	$\frac{wLb^2(L + 2a)}{96E_L I} + \frac{wb}{8A_W G} (L + 2a)$

Dans l'Eurocomp [5], tel qu'il a été mentionné dans le chapitre 2 et à l'annexe E du présent document, la résistance de la section conçue doit être égale ou supérieure aux états limites suivants : résistance en flexion, résistance axiale (pour les éléments subissant des efforts normaux), résistance en cisaillement, résistance aux contraintes d'appui, résistance au flambement de l'âme dû à la flexion, résistance au flambement de l'âme dû au cisaillement, résistance au flambement de l'âme dû à la flexion et au cisaillement, résistance au flambement de l'aile en compression et résistance au déversement.

De plus, le comportement de la section doit être égal ou supérieur aux états limites de service tels que les déformations dues à la flexion et au cisaillement, comme la déflection et les vibrations.

La ruine de la poutre  $I_1$  observée est le déversement latéral. Le moment critique est donné par l'équation 2.46. Les coefficients de correction du gradient de moment  $C_1$  et le coefficient de longueur effective  $K_y$ , sont égaux à 1, pour le cas d'une poutre en flexion quatre (4) points.

La charge critique est alors définie par :

$$P_{cr} = \frac{M_{cr}}{a} \quad (4.2)$$

$a$  étant défini dans le tableau 4.4. La valeur obtenue est égale à 16.6 kN, soit environ 89.3 % de la valeur expérimentale.

Cependant, selon l'Eurocomp [5], et dans le cas d'une poutre dont les dimensions sont de 254 x 127 x 9.525 mm, la ruine de la poutre se fait par flambement local de la semelle chargée. En utilisant l'équation 2.14 de Barbero [32], pour le flambement d'une plaque orthotrope uniformément chargée sur sa largeur et dont les deux bords de longueur sont simplement supportés, on obtient une charge critique de 7.1 kN, soit une valeur égale à 38.2 % de la valeur expérimentale.

Dans la section 8, Flexural Members, du manuel de conception de Strongwell [7], les états-limites d'une poutre en flexion sont :

- résistance en flexion;
- résistance axiale (pour les éléments subissant des efforts normaux);
- résistance en cisaillement;
- résistance au flambement local des plaques formant la membrure;
- résistance en flexion-torsion.

À l'image de l'Eurocomp [5], la ruine de la poutre est régie par déversement latéral, selon le manuel de dimensionnement Strongwell [7]. La charge critique de la poutre de 254 x 127 x 9.525 mm à section en I est égale à 12.6 kN.

En ce qui concerne le manuel de calcul Plutex Pultrusion Global Design Manual of Standard and Custom Fiber Reinforced Polymer Structural Profiles [4], les états-limites d'une poutre en flexion sont les mêmes que pour Strongwell. La charge critique de la poutre  $I_1$  en flexion quatre (4) points est donc définie égale à 12,6 kN.

L'ensemble des valeurs calculées est retranscrit dans le tableau 4.5. Le manuel de la compagnie Strongwell [7] et de Pultex [4], en utilisant la formulation de Prandtl (équation 2.46), donnent des résultats concluants. Dans le cas de l'Eurocomp, la ruine prévue de la membrure est un flambement local de la semelle, contrairement aux deux autres codes. La sous-estimation de la contrainte de flambement calculée à l'aide du modèle de Bleich [25] (équation 2.14 de Barbero [32]), pour les membrures dont les plaques formant la section sont de géométries différentes, est la raison de cette constatation.

**Tableau 4.5 : Comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques, poutre à section en I de 254 x 127 x 9.525 mm**

Comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques (POUTRE I <sub>1</sub> )					
Type de section	Charge critique expérimentale ( $P_L$ )	Référence	Équation	Charge critique théorique calculée ( $P_{cr}$ )	Rapport $P_{cr} / P_L$
	kN			kN	%
Poutre I <sub>1</sub> 254 x 127 x 9.525	18.6	Eurocomp [5]	(2.14)	7.1	38.2%
		Pultex [4] & Strongwell [7]	(2.46)	12.6	67.7%

#### 4.5. Poutre à section en I - 457 x 114 x 9.525 x 12.7 mm

La poutre  $I_2$ , de dimensions nominales 457 x 114 x 9.525 x 12.7 mm, a été soumise à un chargement centré réparti sur une distance  $Y$  égale à 150 mm, de telle sorte que la valeur  $a$  est égale à 1 025 mm. Les expressions maximales du moment fléchissant, de l'effort tranchant et de la flèche sont répertoriées dans le tableau 4.4 (cas n° 3). La charge critique mesurée expérimentalement est égale à 67.2 kN.

Les états limites de la poutre pour les trois (3) manuels de calculs étudiés sont présentés dans la sous-section précédente.

Pour les manuels Strongwell et Pultex, la ruine de la poutre  $I_2$  se fait par déversement latéral. L'expression du moment critique de déversement latéral est donnée par l'équation 2.46, où cette fois-ci le coefficient  $C_1$  est égal à 1.0 et le coefficient  $K_y$  est égal à 1.13 (voir le tableau 2.2). Ce cas correspond à celui d'une poutre chargée sur toute sa longueur et doublement rotulée sur ses extrémités. La valeur de la charge critique est alors donnée par l'équation 4.2. Dans notre cas d'étude, on obtient une charge critique de 49.6 kN. Cette valeur est égale à 73.8 % de la valeur expérimentale.



En ce qui concerne la norme de calcul Eurocomp, c'est le flambement local en compression de la semelle qui régit la rupture de la membrure. La valeur de la contrainte critique d'une plaque, simplement supportée sur un bord et libre sur l'autre, est donnée par l'équation 2.22 [32]. Le moment critique est ensuite calculé par l'équation suivante :

$$\sigma = \frac{M}{W} \quad (4.3)$$

L'équation 4.2 donne ensuite la valeur de la charge critique, c'est-à-dire  $P_{cr} = 37.9$  kN, soit 56.4 % de la valeur mesurée expérimentalement.

L'ensemble des valeurs calculées est répertorié dans le tableau 4.6. Les conclusions sont les mêmes que pour la poutre  $I_1$ . L'expression de Prandtl (équation 2.46), utilisée par le manuel de conception de la compagnie Strongwell et Pultex, donne des résultats sécuritaires. Dans le cas de l'Eurocomp, la ruine du profilé se fait par flambement local de la semelle, contrairement aux deux autres codes. La sous-estimation de la contrainte de flambement, calculée à l'aide du modèle de Bleich [25] pour les membrures dont les plaques formant la section sont de géométries différentes, est certainement la raison de cette constatation.

**Tableau 4.6 : Comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques, poutre à section I de 457 x 114 x 9.525 x 12.7 mm**

Comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques (POUTRE $I_2$ )					
Type de section	Charge critique expérimentale ( $P_L$ )	Référence	Équation	Charge critique théorique calculée ( $P_{cr}$ )	Rapport $P_{cr} / P_L$
	kN			kN	%
Poutre $I_2$ 457 x 114 x 9.525 x 12.7	67.2	Eurocomp [5]	(2.22)	37.9	56.4%
		Pultex [4] & Strongwell [7]	(2.46)	49.6	73.8%

#### 4.6. Poutre à section en H

La poutre à section en H, de la série 525 EXTREN de la compagnie Strongwell (254 x 254 x 9.525 mm), a été aussi soumise à un chargement centré et réparti. Cependant, le chargement est dans ce cas-ci réparti sur une distance X égale à 270 mm. La valeur de la charge critique mesurée expérimentalement pour cette poutre, sous ce type de flexion, est égale à 32.1 kN.

Dans le cas du manuel de conception de la compagnie Strongwell [7], la ruine de la poutre est régie par la résistance au flambement local de la semelle en compression. La valeur de la charge critique est donnée par l'équation 2.61 et elle est égale à 67.2 kN, soit une valeur environ deux fois plus grande que la valeur expérimentale.

En ce qui concerne le manuel de Pultex [4] et l'Eurocomp [5], le flambement local de la semelle chargée est l'élément dimensionnant de la section.

Le manuel de conception de Creatives Pultrusions Inc. (Pultex) [4] utilise l'équation 2.15, développée par Qiao [41], pour calculer le flambement local des poutres en flexion. Dans le cas d'une membrure à section ouverte, les coefficients  $p$  et  $q$  sont donnés par l'équation 2.17. La valeur de la charge critique obtenue est de 33.3 kN, soit une valeur légèrement supérieure à celle mesurée expérimentalement (+ 3.7 %).

Dans le cas de l'Eurocomp [5], la valeur de la charge critique est donnée par la formule 2.14 du tableau 2.3 [31]. La charge calculée est de 22.2 kN. Cette valeur est égale à 69.2 % des 32.1 kN mesurés expérimentalement. Comme précédemment, on démontre ainsi que le modèle de Bleich sous-estime la valeur de la charge critique lorsque l'âme et la semelle ont des géométries différentes.

En utilisant l'équation 2.70, on obtient une charge critique de 26.6 kN; un résultat plus proche de la valeur expérimentale, mais encore une fois conservateur.

Qiao & Shan [40] proposent, pour le flambement de la semelle d'une poutre à section en I, la valeur de la contrainte critique définie par l'équation 2.18. La valeur de la charge critique calculée est de 29.9 kN pour une poutre à section en H de dimensions 254 x 254 x 9.525 mm, dont les propriétés sont celles définies par le tableau 3.2. La charge calculée est égale à 93.1 % de la valeur expérimentale. Comme dans le cas des membrures tubulaires, le modèle explicité par Qiao & Shan [40] apporte des résultats satisfaisants.

Kollár [36] a travaillé parallèlement à Qiao & Shan [40] au développant des expressions du flambement des plaques restreintes en rotation sur leurs bords non chargés.

Dans le cas d'une poutre à section en H, la contrainte critique est définie par l'équation 2.23.

Concernant notre cas d'étude,  $K = (2D_{66} + D_{12})/\sqrt{D_{11}D_{22}} = 0.76$ , soit :

$$\sigma_{cr} = \frac{\sqrt{D_{11}D_{22}}}{tb^2} \left[ K \left( 15,1\eta\sqrt{1-\nu} + 6(K-\eta)(1+\nu) \right) + 7 \frac{1-K}{\sqrt{1+4,12\zeta}} \right]$$

où  $\eta$ ,  $\zeta$ ,  $\nu$  et  $k$  sont définis dans le chapitre 2. La valeur de la charge critique obtenue est de 29.4 kN, soit une valeur égale à 91.6 % de la valeur expérimentale. À l'image de Qiao & Shan [40], les résultats obtenus à l'aide des expressions définies par Kollár sont satisfaisants.

Pecce & Cosenza [43] ont proposé l'équation 2.27 de la charge critique, où  $\alpha$  est égal à 0.625. Pour la poutre à section en H, on obtient une valeur de la charge critique égale à 22.7 kN, soit 70.7 % de la charge mesurée lors des essais.

L'ensemble des capacités calculées est répertorié dans le tableau 4.7 en rappelant qu'aucun coefficient de sécurité n'a été appliqué aux valeurs calculées.

**Tableau 4.7 : Comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques, poutre en H de 254 x 254 x 9.525 mm**

Comparaison entre la valeur expérimentale et les valeurs théoriques (POUTRE EN H)					
Type de section	Charge critique expérimentale ( $P_L$ )	Référence	Équation	Charge critique théorique calculée ( $P_{cr}$ )	Rapport $P_{cr} / P_L$
	kN			kN	%
<b>Poutre en H 254 x 254 x 9.525</b>	<b>32.1</b>	Eurocomp [5]	(2.14)	22.2	69.2%
		Pultex [4]	(2.15)	33.3	103.7%
		Pecce et Cosenza [43]	(2.27)	22.7	70.7%
		Kollár [36]	(2.23)	29.4	91.6%
		Qiao et Shan [40]	(2.18)	29.9	93.1%
		Strongwell [7]	(2.61)	67.2	209.3%

Comme il a été constaté précédemment, pour une âme et une semelle ayant des géométries différentes (la largeur de la semelle utilisée dans les calculs est égale à  $b_f/2$ ), l'expression donnée par l'Eurocomp [5] sous-estime la valeur de la charge critique.

Le modèle de Qiao [41], repris par Pultex, donne une bonne approximation de la charge critique, de la même façon que les expressions proposées par Qiao & Shan [40], ainsi que Kollár [36]. Il est important de noter également que lorsqu'on applique le coefficient de sécurité recommandé par Pultex [4], la valeur théorique montrée au tableau 4.7 devient plus

petite que la valeur obtenue expérimentalement. L'utilisation de cette méthode de calcul demeure donc satisfaisante et sécuritaire.

La loi empirique de Pecce & Cosenza [43], valable pour les membrures à section en I et en H, sous-estime quant à elle la valeur de la charge.

En ce qui concerne le manuel de conception de la compagnie Strongwell [7], l'équation 2.61 est une équation empirique issue d'essais en compression réalisés par le fabricant sur des poutres en I et en H. On remarque que cette loi n'est pas applicable dans le cas des membrures en flexion. Le flambement local de la semelle n'étant pas pris en compte, la résistance au cisaillement de la semelle est le mode rupture dimensionnant la membrure. La charge critique calculée est alors encore plus élevée. L'utilisation de cette méthode, dans ce cas-ci, est donc insatisfaisante et non sécuritaire.



## CHAPITRE 5 MODÉLISATION ET CONCEPTION DE STRUCTURES EN MATÉRIAUX COMPOSITES

Pour faire suite aux méthodes de conception de membrures en matériaux composites ainsi qu'aux procédures et résultats expérimentaux exposés précédemment, ce chapitre présente les conceptions de structures de fibre de verre réalisées pour une ligne aérienne de transport d'énergie électrique de 69 kV. Ainsi, les notions qui ont été énumérées dans ce mémoire, sont utilisées pour faire la conception de pylônes en matériaux composites afin de voir les dimensions des membrures nécessaires pour supporter les charges associés à ce type d'ouvrage. Le but ultime de ces analyses est d'estimer le coût d'une ligne aérienne utilisant des structures en matériaux composites.

Plus précisément, une conception a été réalisée pour une ligne aérienne de 69 kV de 10 km en faisant varier les portées. Des portées de 100 à 400 mètres, par incrémentation de 50 mètres, ont été utilisées pour faire le design. Le type de structure employé dans les analyses est un portique composé de deux (2) poteaux, une traverse et un contreventement en X comme pour les portiques de bois actuellement utilisés dans le domaine du transport d'énergie électrique (voir la figure 5.1).



**Figure 5.1 : Portique en bois**

Les profilés utilisés dans la modélisation et la conception des structures aériennes sont des tubes circulaires, des tubes carrés ou rectangulaires ainsi que des poutres en I. Pour chaque portée analysée, trois (3) portiques ont été modélisés : une structure entièrement faite de profilés circulaires creux, une autre avec seulement des tubes carrés ou rectangulaires et une dernière avec des poutres en I. L'objectif de cette façon de faire était de déterminer quel type de membrure était le plus approprié et le plus économique pour les portiques à l'étude.

Dans ce chapitre, on présentera donc les résultats de cette étude. Plus particulièrement, le calcul des charges sur les portiques, les dimensions des configurations utilisées, la modélisation des structures dans un logiciel de calcul, la conception des profilés en matériaux composites ainsi que l'analyse des coûts d'une ligne aérienne de transport d'énergie électrique seront présentés dans cette partie du mémoire.

### 5.1. Calcul des charges sur les portiques

Les charges appliquées sur les structures de ligne aérienne ont été calculées en suivant les exigences la norme CAN/CSA-C22.3 no 1 (Overhead Systems) [81] et la norme CAN/CSA-C22.3 no 60826 (Critères de conception des lignes aériennes de transport) [80]. Les charges agissant sur les portiques proviennent des câbles attachés à la structure (câbles de garde et conducteurs) et du portique lui-même. Le poids propre, la glace, le vent et les bris de câble sont les quatre (4) principaux types de charges que l'on retrouve sur des structures de ligne aérienne de transport d'énergie électrique.

Les charges provenant des câbles dépendent des données relatives à ces derniers. Les caractéristiques telles que le diamètre, le module d'élasticité, le poids linéaire, le coefficient de dilatation thermique, la résistance à l'ultime, la tension à RTS et l'aire du câble peuvent affecter de près ou de loin le calcul des charges sur la structure. La ligne aérienne de 69 kV à l'étude dans ce chapitre est composée de trois (3) conducteurs de 27,8 mm de diamètre et de deux (2) câbles de garde (CDG) de 9,1 mm de diamètre. Les résistances à l'ultime des conducteurs et des câbles de garde utilisés pour cette ligne sont respectivement 127 kN et 53 kN. Le pourcentage de tension à RTS employé pour les conducteurs est de 25 %, soit 31,75 kN. Alors que le pourcentage de tension à RTS pour les câbles de garde est de 40%,

c'est-à-dire 21,36 kN. Les autres caractéristiques associées à ces câbles sont présentées au tableau 5.1.

**Tableau 5.1 : Données relatives aux câbles**

Données sur les câbles				
Description	Symbole	Conducteurs	Câble de garde	Unités
Diamètre du câble	d	27.8	9.1	Mm
Module d'élasticité	E	68 300	172 400	MPa
Poids linéaire	$\omega$	14.93	3.94	N/m
Coefficient de dilatation thermique	$\alpha$	$1.93 \times 10^{-5}$	$1.21 \times 10^{-5}$	/°C
Résistance à l'ultime	$T_u$	127	53	kN
Pourcentage de tension RTS	% RTS	25	40	%
Tension à RTS	$H_1$	31 750	21 360	N
Aire du câble	$A_0$	455	65	mm <sup>2</sup>

Outre les caractéristiques des câbles, il y a aussi les données climatiques qui influencent le calcul des charges sur les portiques. Pour cette étude, les données climatiques utilisées sont celles obtenues d'un projet qui a été réalisé sur le territoire québécois par Hydro-Québec. Cinq (5) combinaisons ont été utilisées pour le calcul des charges sur les structures : combiné lourd, combiné léger no.1, combiné léger no.2, vent maximum et bris de tous les câbles. Le tableau 5.2 résume les données climatiques qui ont été employées pour ce projet de recherche pour les quatre (4) premières combinaisons énumérées précédemment, puisque la combinaison « bris de tous les câbles » ne dépend pas des données climatiques.

**Tableau 5.2 : Combinaisons et données climatiques**

COMBINAISONS		DONNÉES CLIMATIQUES			
Type	Cas	Température	Verglas sur les conducteurs & portique	Verglas sur les câbles de garde	Vent de référence
		T	t	t	$V_{RB}$
		(°C)	(mm)	(mm)	(km/h)
ULTIME (50 ANS)	Combiné lourd	-5	38	38	40
	Combiné léger # 1	-5	25	25	50
	Combiné léger # 2	-5	19	19	60
	Vent maximum	-10	0	0	80

Avec les données climatiques du tableau 5.2, on peut calculer les charges dues au vent et au verglas sur les câbles. Les charges produites par le vent sur les câbles sont calculées en



utilisant l'équation 5.1 et 5.2 de la présente section du mémoire. Ces équations ont été prises aux articles 6.2.5 et 6.2.6.1 de la norme CAN/CSA-C22.3 no 60286 [80]. Ainsi, la pression dynamique de référence  $q_0$  (en Pa ou en  $N/m^2$ ) est donnée par :

$$q_0 = \frac{1}{2} \tau \mu (K_R V_{RB})^2 \quad (5.1)$$

où  $\mu$  est la masse volumique de l'air (égale à  $1.225 \text{ kg/m}^3$  à la température de  $15^\circ\text{C}$  et sous la pression atmosphérique normale de  $101.3 \text{ kPa}$  au niveau de la mer),  $\tau$  est le facteur de correction de la densité de l'air,  $K_R$  est le facteur de rugosité du terrain et  $V_{RB}$  est la vitesse de référence du vent en  $\text{m/s}$  correspondant à une période de retour  $T$ .

Le facteur de correction de la densité de l'air  $\tau$  est appliqué à la pression  $q_0$  pour tenir compte de la corrélation entre les vitesses limites du vent et une altitude et/ou une température qui diffèrent significativement des hypothèses fixées à  $15^\circ\text{C}$  et au niveau de la mer. La valeur du facteur de correction de la densité de l'air est déterminée à partir du tableau 5.3 pour chacune des combinaisons considérées où la température varie tel qu'il est montré au le tableau 5.2.

**Tableau 5.3 : Facteur de correction de la densité de l'air de la pression dynamique du vent de référence due à l'altitude et aux températures [80]**

Température	Altitude (m)			
	0	1000	2000	3000
°C				
30	0.95	0.84	0.75	0.66
15	1.00	0.89	0.79	0.69
0	1.06	0.94	0.83	0.73
-15	1.12	0.99	0.88	0.77
-30	1.19	1.05	0.93	0.82

Le facteur de rugosité du terrain est quant à lui obtenu à partir du tableau 5.4 en fonction de la catégorie de terrain et des caractéristiques de rugosité du site. Pour le projet à l'étude dans ce chapitre, la catégorie de terrain B, correspondant à un paysage de rase campagne avec très peu d'obstacles, a été prise comme hypothèse de calcul ( $K_R = 1.00$ ). Les valeurs de la vitesse de référence du vent  $V_{RB}$  en  $\text{m/s}$  sont données dans le tableau 5.2 pour chacune des combinaisons étudiées.

Tableau 5.4 : Classification des catégories de terrain [80]

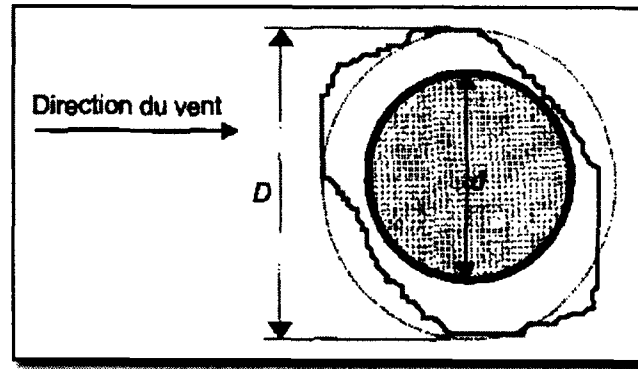
Catégories de terrain	Caractéristiques de rugosité	$K_R$
A	Vastes étendues d'eau exposées au vent, zones côtières plates	1.08
B	Paysages de rase campagne avec très peu d'obstacles: aéroports ou champs cultivés comportant très peu d'arbres ou de bâtiments, par exemple	1.00
C	Terrain comportant de nombreux petits obstacles de faible hauteur (haies, arbres et constructions)	0.85
D	Zones suburbaines ou terrains comportant des arbres grands et nombreux	0.67

En reprenant la valeur de  $q_0$  de l'équation 5.1, la charge  $A_c$  sur les câbles, en N, due à la pression du vent sur une portée de longueur (portée-vent) appliquée au niveau du support, se calcule au moyen de l'expression suivante :

$$A_c = q_0 C_{xc} G_c G_L d L \sin^2 \Omega \quad (5.2)$$

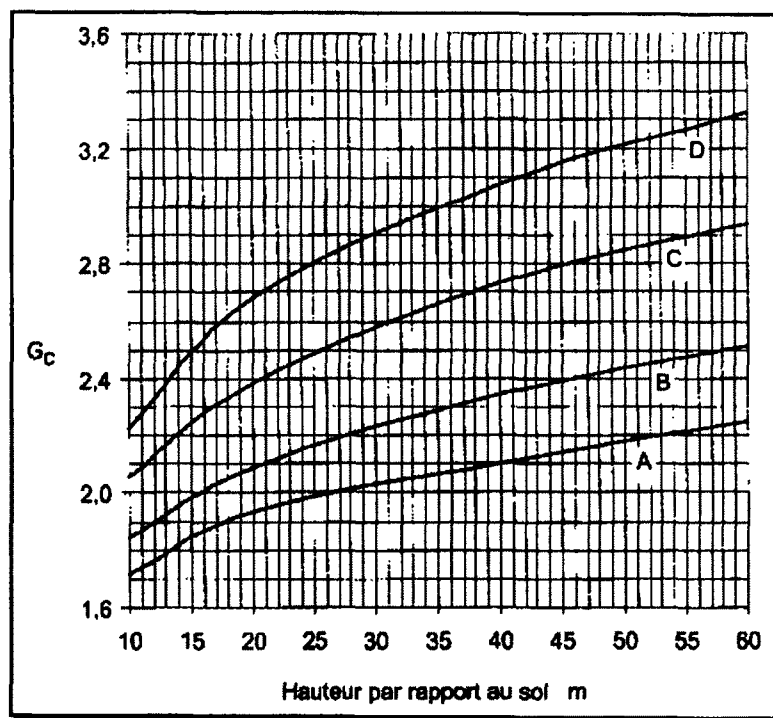
où  $C_{xc}$  est le coefficient de traînée du câble,  $G_c$  est le facteur combiné de vent,  $G_L$  est le facteur de portée,  $d$  est le diamètre du câble en mètre,  $L$  est la portée-vent du support,  $\Omega$  est l'angle d'incidence du vent par rapport au câble (considéré égal à  $90^\circ$  dans cette étude).

Le coefficient de traînée du câble  $C_{xc}$  est égal à 1.00 pour les câbles toronnés et les vitesses de vent généralement observées. Ce coefficient de 1.00 est valable pour un câble dépourvu de glace. Lorsque le câble est givré, la valeur du coefficient de traînée est plus grande dû notamment à la forme du dépôt de glace sur le câble en présence de vent tel qu'il est illustré sur la figure 5.1. Pour les besoins de l'étude de la ligne de 69 kV dans ce mémoire, le coefficient de traînée des câbles nus et givrés a été supposé égal à 1.00. Dans une application réelle, cette hypothèse est discutable car le coefficient de traînée dépend du type de dépôt de glace. Cependant, cette hypothèse simplificatrice n'est pas de nature à modifier les conclusions de cette étude.



**Figure 5.2 : Forme du dépôt de givre sur le câble en présence de vent [80]**

Le facteur combiné de vent  $G_c$  dépend de la hauteur du câble par rapport au sol et du type de terrain du site à l'étude. Ce facteur est obtenu à partir de la figure 5.2 tiré de la norme CAN/CSA-C22.3 no. 60826.



**Figure 5.3 : Facteur combiné de vent pour les câbles, en fonction de différentes catégories de terrains et hauteurs au-dessus du sol [80]**

De la même façon, le facteur de portée  $G_L$  dépendant de la longueur de la portée peut être défini en utilisant la figure 5.3 présentée ci-dessous.

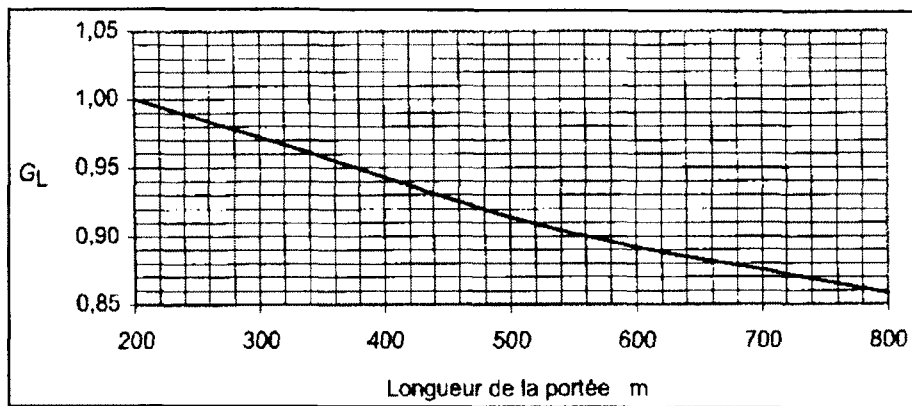


Figure 5.4 : Facteur de portée de vent dépendant de la longueur de la portée [80]

Les facteurs de correction de la densité de l'air  $\tau$ , les pressions dynamiques de référence  $q_0$  et les pressions du vent  $A_c$  sur les câbles, calculées en utilisant les hypothèses précédemment exposées et en se servant des données climatiques répertoriées dans le tableau 5.2, sont résumées dans le tableau 5.5 pour les quatre (4) combinaisons : combiné lourd, combiné léger no.1, combiné léger no.2 et vent maximum.

Tableau 5.5 : Charges climatiques calculées pour chaque combinaison

COMBINAISONS		CHARGES CLIMATIQUES				
Type	Cas	Facteur de correction	Pression de référence	Pression sur les câbles	Poids du manchon de givre	
		$t$	$q_0$	$A_c / G_c G_L \phi_L$	Conducteur	Câble de garde
		--	(kPa)	(kPa)	$g_{cond}$	$g_{csg}$
					(N/m)	(N/m)
ULTIME (50 ANS)	Combiné lourd	1.080	0.0817	0.082	69.425	49.695
	Combiné léger # 1	1.080	0.1276	0.128	36.650	23.670
	Combiné léger # 2	1.080	0.1838	0.184	24.689	14.824
	Vent maximum	1.100	0.3327	0.333	0.000	0.000

Dans le tableau 5.5, on peut également voir les charges occasionnées par le poids du manchon de givre sur les câbles, c'est-à-dire les conducteurs et les câbles de garde. Ces charges sont simplement obtenues en multipliant l'épaisseur du verglas sur les câbles par le poids volumique du verglas, supposé égal à  $8\,829\text{ N/m}^3$  ( $900\text{ kg/m}^3$ ) pour cette étude.

Tel qu'il a été mentionné au début de cette sous-section, en plus des quatre (4) combinaisons qui dépendent des données climatiques, une combinaison « bris de tous les câbles » a été considérée dans la conception des portiques de transport d'énergie électrique. Ainsi, pour cette combinaison, on considère que les trois (3) conducteurs et les deux (2) câbles de garde

sont sectionnés sur une ou l'autre des deux travées supportées par le portique. Une force longitudinale à la ligne électrique est donc appliquée à chacun des points d'attache des cinq (5) câbles de la structure en matériaux composites. Cette force est en fait égale à la tension RTS dans chacun des câbles (voir le tableau 5.1), c'est-à-dire égale à 31.75 kN pour les conducteurs et à 21.36 kN pour les câbles de garde.

## 5.2. Dimensions et configurations des portiques

Les dimensions verticales dont la hauteur totale des portiques est régie par le dégagement vertical minimal requis entre les conducteurs et le sol, par la flèche des conducteurs et la hauteur des isolateurs. Le dégagement vertical minimal requis entre les conducteurs et le sol est défini à l'article 4.3.1 de la norme CAN/CSA-C22.3 No. 1 [81] et à la table 2 de ce même code. Lorsqu'on consulte ces références, on obtient un dégagement vertical minimal de 5.5 m entre les conducteurs et le sol pour une ligne aérienne de 69 kV.

La flèche des conducteurs est quant à elle calculée pour chacune des quatre (4) combinaisons dépendantes des données climatiques et pour chacune des portées étudiées, c'est-à-dire 100 m, 150 m, 200 m, 250 m, 300 m, 350 m et 400 m. Pour faire le calcul des différentes flèches, on utilise la théorie des câbles élastiques et l'équation de changement d'état. Ainsi, la flèche  $z$  d'un câble est donnée par l'équation suivante :

$$z = \frac{V - W \frac{s}{2L_0}}{EA_0} s + \frac{H_2}{W} L_0 \left[ \left( 1 + \left( \frac{V}{H_2} \right)^2 \right)^{1/2} - \left( 1 + \left( \frac{V - W \frac{s}{L_0}}{H_2} \right)^2 \right)^{1/2} \right] \quad (5.3)$$

Où  $W$  est le poids total du câble en N,  $V$  est la réaction verticale due au poids du câble en N,  $s$  est la portée du câble divisée en deux,  $E$  est le module d'élasticité du câble,  $A_0$  est l'aire du câble,  $H_2$  est la tension finale dans le câble définie par l'équation 5.5 (voir plus bas) et  $L_0$  est la longueur à vide du câble qui est obtenue en isolant  $L_0$  dans l'équation 5.4, plus exactement en effectuant une valeur cible à l'aide de Microsoft Excel :

$$l = \frac{H_1 L_0}{EA_0} + \frac{H_1 L_0}{W} \left[ 2a \sinh \left( \frac{W}{2H_1} \right) \right] \quad (5.4)$$

où  $l$  est la portée du câble et  $H_1$  est la tension initiale dans le câble qui est égale à la tension à RTS, c'est-à-dire la résistance à l'ultime du câble multiplié par le pourcentage à RTS défini

dans le tableau 5.1. La tension finale dans le câble  $H_2$  est obtenue en utilisant l'équation du changement d'état, autrement dit en isolant  $H_2$  dans l'équation 5.5 à l'aide de l'outil valeur cible de Microsoft Excel :

$$\left(\frac{\xi_2 mg}{H_2}\right)^2 \frac{l^3}{24} - \left(\frac{\xi_1 mg}{H_1}\right)^2 \frac{l^3}{24} = L_1 \frac{H_2 - H_1}{EA_0} + L_1 \alpha (\theta_2 - \theta_1) \quad (5.5)$$

où  $\xi_1 mg$  et  $\xi_2 mg$  sont respectivement le poids total du câble (incluant la glace s'il y a lieu) à l'état initial et à l'état final,  $L_1$  est la longueur du câble à l'état initial (c.-à-d. égale à la longueur à vide  $L_0$ ),  $\alpha$  est le coefficient de dilatation thermique du câble, alors que  $\theta_1$  et  $\theta_2$  sont respectivement la température à l'état initial et à l'état final.

La flèche maximale des conducteurs obtenue des quatre (4) combinaisons est reportée dans le tableau 5.6 pour chacune des portées étudiées. Ces valeurs ont été calculées en utilisant les équations 5.3, 5.4 et 5.5 précédemment présentées.

**Tableau 5.6 : Résultats du calcul des flèches pour chacune des portées étudiées**

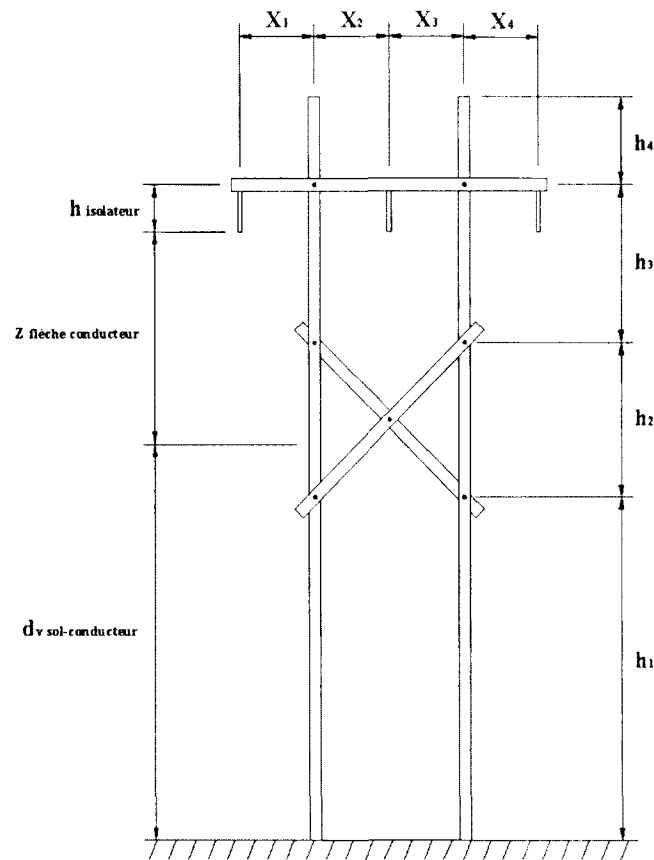
Tension RMS Phase-Phase kV	Tension RMS Phase-Terre kV	Dégagement vertical minimal requis m	Hauteur de la chaîne d'isolateur m	Portée m	Flèche maximale calculée (Théorie des câbles élastiques)		Hauteur minimale du point d'attache de l'isolateur m
					Conducteur m	Câble de garde m	
69	42	5.500	0.840	100	1.65	1.91	7.99
				150	3.18	3.64	9.52
				200	5.00	5.64	11.34
				250	7.09	7.88	13.43
				300	9.44	10.32	15.78
				350	12.05	12.93	18.39
				400	14.90	15.71	21.24

Dans le tableau 5.6, on peut voir également la hauteur de la chaîne d'isolateur qui est égale à 840 mm pour une ligne ayant une tension électrique de 69 kV, valeur fournie par Hydro-Québec. On retrouve aussi dans ce tableau la hauteur minimale du point d'attache de l'isolateur qui est obtenue en prenant la valeur 5.5 m du dégagement vertical requis entre le sol et la flèche du conducteur, et en additionnant à cette valeur la flèche du conducteur et la hauteur de la chaîne d'isolateur.

Les dimensions et les configurations, utilisées dans la modélisation et la conception des portiques pour chacune des portées étudiées, sont résumées dans tableau 5.7. La signification de chacun des symboles du tableau 5.7 peut être obtenue en consultant la figure 5.4.

**Tableau 5.7 : Dimensions et configurations des portiques**

Structure de transport d'énergie électrique : PORTIQUE												
Tension RMS Phase-Phase kV	Tension RMS Phase-Terre kV	Dégagement vertical Sol-Conducteurs m	Hauteur de la chaîne d'isolateurs m	Portée m	Dimensions horizontales				Dimensions verticales			
					X <sub>1</sub> m	X <sub>2</sub> m	X <sub>3</sub> m	X <sub>4</sub> m	h <sub>1</sub> m	h <sub>2</sub> m	h <sub>3</sub> m	h <sub>4</sub> m
69	42	5.500	0.840	100	1.20	1.20	1.20	1.20	4.50	2.40	1.20	0.50
				150	1.30	1.30	1.30	1.30	5.70	2.60	1.30	1.50
				200	1.40	1.40	1.40	1.40	7.20	2.80	1.40	2.50
				250	1.60	1.60	1.60	1.60	8.70	3.20	1.60	3.50
				300	1.70	1.70	1.70	1.70	10.80	3.40	1.70	4.50
				350	1.90	1.90	1.90	1.90	12.80	3.80	1.90	5.50
				400	2.00	2.00	2.00	2.00	15.30	4.00	2.00	6.50



**Figure 5.5 : Définition des dimensions des portiques**

Les dimensions horizontales  $X_1$ ,  $X_2$ ,  $X_3$  et  $X_4$  ont été obtenues en calculant le dégagement horizontal minimal requis entre les conducteurs attachés à la même structure tel que défini à l'article 4.9.1 de la norme CAN/CSA-C22.3 no. 1 [81] et à la table 17 de cette même norme.

La dimension  $h_4$  a été déterminée en prenant la valeur du dégagement vertical minimal requis entre les câbles attachés à la même structure dans la table 18 de la norme CAN/CSA-C22.3 no. 1 [81] ainsi qu'en consultant les articles 4.2.6 et 4.9.2.1 de cette norme.

La hauteur  $h_3$  a été supposée, aux fins de cette étude, égale à la valeur calculée pour les dimensions  $X_1$ ,  $X_2$ ,  $X_3$  et  $X_4$ . Alors que la hauteur  $h_2$  a été supposée, égale à deux fois la valeur des dimensions horizontales précédemment définies. Les suppositions effectuées pour  $h_3$  et  $h_2$  sont en fait des choix pris par le concepteur. Ces valeurs auraient très bien pu être différentes ou bien optimisées de façon à obtenir la configuration la plus efficace possible.

La dimension  $h_1$  peut être obtenue en prenant la hauteur minimale du point d'attache de l'isolateur du tableau 5.6 et en soustrayant à cette valeur les hauteurs  $h_2$  et  $h_3$  précédemment définies.

### 5.3. Modélisations des portiques dans le logiciel de calcul (ADA)

Les dimensions et les configurations, définies à la section 5.2 et résumées dans le tableau 5.7, ont été utilisées pour modéliser les portiques dans le logiciel de calcul Advance Design America (ADA). Une modélisation a été effectuée pour chacune des portées étudiées.

Tel que mentionné précédemment, les profilés utilisés dans la modélisation et la conception des structures aériennes sont des tubes circulaires, des tubes carrés ou rectangulaires ainsi que des poutres en I. Pour chaque portée analysée, trois (3) portiques ont été modélisés : une structure entièrement faite de profilés circulaires creux, une autre avec seulement des tubes carrés ou rectangulaires et une dernière avec des poutres en I. La figure 5.5 montre la modélisation dans ADA des trois (3) portiques pour une portée de 200 mètres



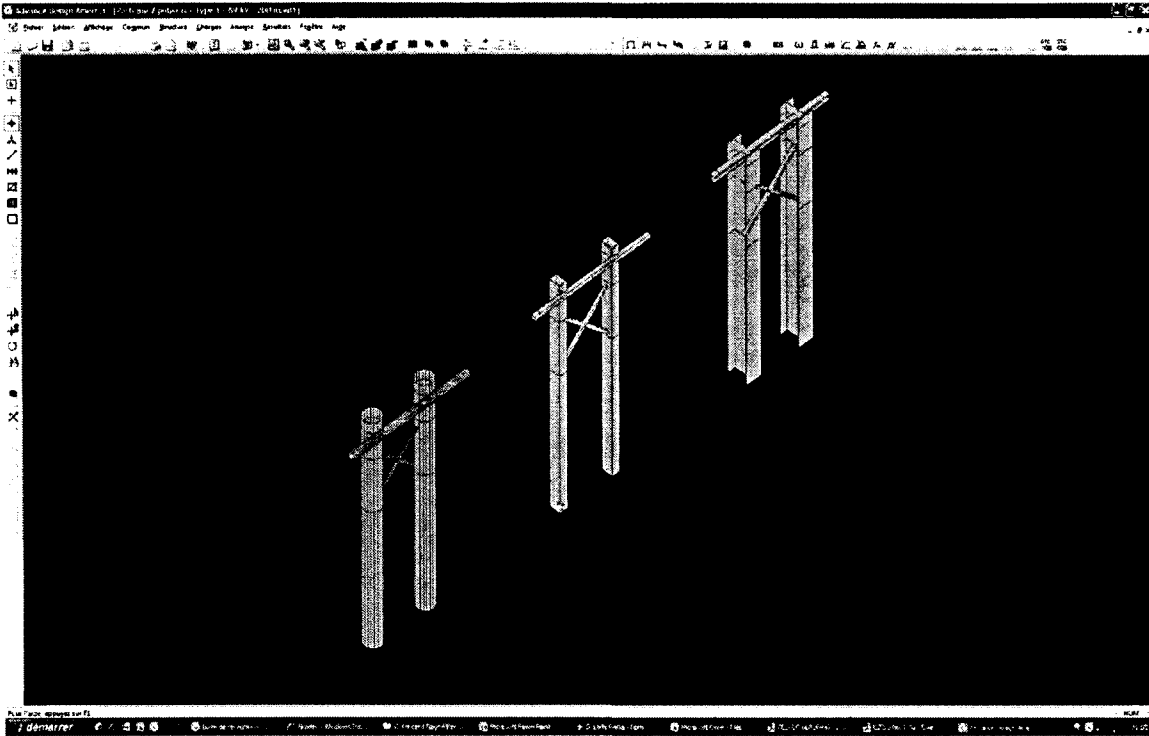


Figure 5.6 : Modélisation des trois (3) portiques dans ADA pour une portée de 200 m

Afin de faire une analyse non linéaire prenant en compte la rigidité des profilés, les propriétés mécaniques du matériau composite ont été utilisées et définies dans le logiciel de calcul. Le matériau composite employé dans la modélisation, fibre de verre de type E, est le même que celui des profilés EXTREN de la série 625 de la compagnie Srongwell dont les propriétés mécaniques sont énumérées dans le tableau 3.2 du chapitre 3 de ce mémoire. Comme les matériaux composites ne sont pas disponibles dans ADA, les propriétés mécaniques du matériau composite ont défini dans le chiffrier des matériaux Acier du logiciel de calcul tel que montré sur la figure 5.6.

Chiffrier des matériaux - Acier												
83	Numéro	Diffusion	Catégorie	Module d'élasticité E	Module de cisaillement G	Coefficient de Poisson $\mu$	Densité matériau	Coefficient d'expansion thermique	Limite élastique $F_y$	Contrainte de rupture en traction $F_u$	Facteur $R_f$ pour estimer $F_y$ probable	Rapport $R_t$ $T_r$ probable/ $F_u$ min
				MPa	MPa		$\text{kN/m}^3$	$/10e.6^\circ\text{C}$	MPa	MPa		
1	PRF (Verre) Type E	Privée	Autre	17250.00	5484.96	0.33	19.00	12.00	257.00	207.00	1.00	1.00

Figure 5.7 : Chiffrier des matériaux du logiciel ADA

Une fois les structures modélisées dans Advance Design America, les charges provenant des câbles calculés à la section 5.1 ont été ajoutées aux portiques à chacun des points d'attache.

Le poids propre des portiques est calculé automatiquement par ADA avec la valeur de la densité du matériau composite définie dans le chiffrier des matériaux et selon les sections employées. Les charges de vent et de glace sur la structure sont également calculées automatiquement par le logiciel de calcul en utilisant les données que le concepteur a entrées dans l'onglet Vent du chiffrier de définition des chargements présenté à la figure 5.7.

Définition des chargements										
Chargement Permanent Surcharge Dynamique <b>Vent</b> Glace Température										
N°	Nom	Vent Direction X	Vent Direction Y	Vent Direction Z	Coefficient de rafale (Cg)	Coefficient d'amplification (Ca)	Coefficient de traînée (Cd)	Pression de référence q (kPa)	Épaisseur de glace (mm)	Usage Membre
1	Vent Struc C.Lo	1.00	0.00	0.00	1.85	1.00	1.20	0.082	38.00	Horizontale
2	Vent Struc C.L1	1.00	0.00	0.00	1.85	1.00	1.20	0.128	25.00	Horizontale
3	Vent Struc C.L2	1.00	0.00	0.00	1.85	1.00	1.20	0.184	19.00	Horizontale
4	Vent Struc Vmax	1.00	0.00	0.00	1.85	1.00	1.20	0.333	0.00	Horizontale
5	Vent Struc C.Lo+	1.00	0.00	0.00	1.85	1.00	2.00	0.082	38.00	Montant
6	Vent Struc C.L1+	1.00	0.00	0.00	1.85	1.00	2.00	0.128	25.00	Montant
7	Vent Struc C.L2+	1.00	0.00	0.00	1.85	1.00	2.00	0.184	19.00	Montant
8	Vent Struc Vmax+	1.00	0.00	0.00	1.85	1.00	2.00	0.333	0.00	Montant

Figure 5.8 : Onglet Vent du chiffrier de définition des chargements dans ADA

Les lignes 1 à 4 de l'onglet Vent du chiffrier de définition des chargements représentent les cas de charges qui sont appliquées sur le portique fait de profilés circulaires, alors que les lignes 5 à 8 de cet onglet montrent les cas de charges qui sont appliquées sur les portiques faits de profilés tubulaires carrés ou rectangulaires et en I. Chacune des quatre (4) lignes représente les quatre (4) combinaisons utilisées dans les analyses : combiné lourd, combiné léger no 1, combiné léger no 2 et vent maximum. La différence entre les lignes 1 à 4 et 5 à 8 est simplement le coefficient de traînée  $C_d$  qui est égal à 1.2 pour les surfaces arrondies (tubes circulaires) et à 2.0 pour les surfaces plates (tubes carrés, rectangulaires et poutres en I).

Le coefficient de rafale  $C_g$  a été déterminé égal à environ 1.85 en divisant la valeur du facteur de combiné de vent  $G_c$  (défini à la figure 5.2) par le coefficient d'exposition  $C_e = (H_x/10)^{0.2}$  où  $H_x$  est la hauteur en mètres au-dessus du sol de l'élément pour lequel on calcule les charges de vent.

La pression de référence  $q$  du chiffrier de définition des chargements de ADA a été supposée égale à la valeur de la charge de vent  $A_d/G_c G_L dL$  exposée dans le tableau 5.5, alors que

l'épaisseur de glace a été définie égale à l'épaisseur du verglas donnée dans le tableau 5.2 pour chaque combinaison.

Lorsque les structures ont été complètement modélisées avec le bon matériau et avec les différentes charges appliquées sur les portiques, l'analyse non linéaire a été effectuée pour déterminer les efforts dans chacune des membrures, c'est-à-dire dans les deux (2) poteaux, la traverse horizontale et dans le contreventement en X.

#### 5.4. Conception des profilés en matériaux composites

Une fois les efforts obtenus de l'analyse effectuée dans ADA, la conception de tous les profilés en matériaux composites des portiques a été faite en suivant la norme européenne Eurocomp [5]. Cette norme a été sélectionnée, contrairement aux autres codes et manuels de conception présentés dans le chapitre 2, parce qu'elle est aux états limites comme les différentes normes canadiennes, qu'elle donne de bons résultats et aussi parce qu'elle est très complète.

Les calculs effectués et les états limites qui ont été vérifiés dans la conception des profilés en matériaux composites des portiques de la ligne de 69 kV sont les suivants :

- Calculs des propriétés des plaques orthotropes (voir la section 2.2.4)
- Flambement local (voir la section 2.2.4)
- Flambement global (voir la section 2.2.4)
- Résistance en compression (voir la section 2.2.4)
- Résistance en tension (voir la section 2.1)
- Résistance en cisaillement (voir la section 2.4.1)
- Contrainte critique de cisaillement dans l'âme (voir la section 2.4.2)
- Moment résistant ultime en flexion (voir la section 2.3.2)
- Moment résistant critique au flambement local (voir la section 2.3.2)
- Résistance critique d'un élément en compression due à la flexion (voir la section 2.3.2)
- Contrainte critique de rupture en flexion de l'âme (voir la section 2.3.2)
- Moment résistant au déversement latéral (Poutre en I) (voir la section 2.3.2)

- Cisaillement et flexion en plan combinés dans l'âme (voir la section 2.5)
- Chargements combinés (Interactions) (voir l'annexe E)

Il est important de mentionner que les sections obtenues après la conception sont les sections les plus économiques respectant tous les états limites. L'aspect ou l'impact visuel des portiques n'a pas été considéré dans la détermination des sections des divers portiques.

Les sections obtenues après avoir vérifiées les différents états limites précédemment mentionnés, pour les portiques faits de profilés tubulaires circulaires, pour les structures construites avec des profilés tubulaires carrés ou rectangulaires et pour les portiques composés de profilés en I, sont présentées respectivement dans les tableaux 5.8, 5.9 et 5.10.

**Tableau 5.8 : Sections tubulaires circulaires obtenues après la conception en fonction des différentes portées étudiées**

Tension RMS Phase-Phase kV	Tension RMS Phase-Terre kV	Portée m	Hauteur totale du portique m	Section tubulaire circulaire		
				Poteaux mm	Traverse mm	Contreventement mm
69	42	100	8.6	HSS710x12	HSS315x5	HSS100x2
		150	10.1	HSS815x12	HSS375x5	HSS120x2
		200	11.9	HSS850x13	HSS340x6	HSS150x2
		250	14.0	HSS900x14	HSS380x6	HSS185x2
		300	16.4	HSS965x15	HSS375x7	HSS215x2
		350	19.0	HSS1040x16	HSS415x7	HSS250x2
		400	21.8	HSS1120x17	HSS440x7	HSS245x3

Pour les sections tubulaires circulaires des poteaux, les dimensions des profilés sont gouvernées par le moment résistant critique au flambement local dans la direction de l'axe fort, suivi de très près par le moment résistant ultime en flexion de la section dans le même axe.

Pour la traverse horizontale tubulaire circulaire, étant donné les charges importantes occasionnées par la combinaison « Bris de tous les câbles », c'est le moment résistant critique au flambement local dans la direction de l'axe faible qui dicte les dimensions du profilé, encore une fois talonné de près par le moment résistant ultime en flexion de la section dans l'axe faible.

Pour les membrures qui composent le contreventement en X, c'est la résistance en compression de la section qui régit les dimensions des profilés, mais plus précisément la résistance au flambement global de la section.

**Tableau 5.9 : Sections tubulaires carrées ou rectangulaires obtenues après la conception en fonction des différentes portées étudiées**

Tension RMS Phase-Phase kV	Tension RMS Phase-Terre kV	Portée m	Hauteur totale du portique m	Section tubulaire carrée ou rectangulaire		
				Poteaux mm	Traverse mm	Contreventement mm
69	42	100	8.6	HSS515x320x23	HSS170x170x12	HSS90x90x4
		150	10.1	HSS545x350x25	HSS180x180x13	HSS110x110x4
		200	11.9	HSS555x390x28	HSS190x190x14	HSS120x120x5
		250	14.0	HSS610x420x30	HSS200x200x15	HSS145x145x5
		300	16.4	HSS645x460x33	HSS210x210x16	HSS155x155x6
		350	19.0	HSS685x500x36	HSS225x225x17	HSS170x170x7
		400	21.8	HSS730x545x39	HSS230x230x18	HSS180x180x8

Pour les sections tubulaires rectangulaires des poteaux, les dimensions des profilés sont gouvernées par le moment résistant ultime en flexion de la section dans la direction de l'axe fort, suivi de très près par le moment résistant critique au flambement local dans le même axe.

Pour la traverse horizontale tubulaire circulaire, encore une fois à cause des charges importantes occasionnées par la combinaison « Bris de tous les câbles », c'est le moment résistant ultime en flexion de la section dans la direction de l'axe faible qui dicte les dimensions du profilé, encore une fois talonné de près par le moment résistant critique au flambement local dans l'axe faible.

Pour les membrures qui composent le contreventement en X, comme pour les sections tubulaires circulaires, c'est la résistance en compression de la section qui régit les dimensions des profilés et plus particulièrement la résistance au flambement global de la section tubulaire carrée ou rectangulaire.

**Tableau 5.10 : Sections en I obtenues après la conception en fonction des différentes portées étudiées**

Tension RMS Phase-Phase kV	Tension RMS Phase-Terre kV	Portée m	Hauteur totale du portique m	Section en I		
				Poteaux mm	Traverse mm	Contreventement mm
69	42	100	8.6	W875x600x39x16	W240x240x20x6	W85x135x6x2
		150	10.1	W975x675x43x18	W245x245x22x7	W95x155x7x4
		200	11.9	W1040x770x46x19	W290x260x22x8	W110x175x8x5
		250	14.0	W1090x870x50x21	W325x285x23x9	W130x205x10x5
		300	16.4	W1190x975x54x23	W335x300x24x9	W130x220x12x5
		350	19.0	W1265x1090x58x25	W355x320x25x9	W145x230x14x5
		400	21.8	W1330x1200x62x27	W370x335x26x10	W155x245x16x5

Pour les sections en I des poteaux, à l'exception du portique de la portée de 100 m, les dimensions des profilés sont gouvernées par le moment résistant au déversement latéral de la section, suivi de très près par le moment résistant critique au flambement local de la section selon l'axe fort. Pour le portique de la portée de 100 m, la section des poteaux est donnée par la contrainte critique de cisaillement dans l'âme. Il faut cependant noter que les sollicitations des états limites qui contrôlent les autres portées des poteaux à section en I sont près de la sollicitation de l'effort tranchant sur la résistance au cisaillement obtenue à partir de la contrainte critique de cisaillement dans l'âme pour la portée de 100 m.

Pour la traverse horizontale de section en I, pour certaines portées, c'est le moment résistant ultime en flexion de la section dans la direction de l'axe faible qui dicte les dimensions du profilé et pour d'autres portées, c'est le moment résistant critique au flambement local dans l'axe faible. Les deux moments résistants étant très près l'un de l'autre expliquent la variabilité de l'état limite qui gouverne la conception dans le cas de la traverse faite d'un profilé en I.

Pour les membrures qui composent le contreventement en X, comme pour les deux autres types de sections, c'est la résistance en compression de la section qui régit les dimensions des profilés et plus particulièrement la résistance au flambement global de la section. Par contre, contrairement aux sections tubulaires circulaires, carrées ou rectangulaires, la résistance au flambement local des semelles suit de très près la résistance au flambement global des sections en I.

### 5.5. Analyse des coûts de la ligne aérienne de 69 kV

Après avoir complété la conception des différentes configurations des portiques, il est maintenant possible d'estimer les coûts associés à l'utilisation de profilés en matériaux composites pour une ligne aérienne de 69 kV en fonction des diverses portées étudiées.

Le coût au kilogramme des profilés en matériaux composites a été estimé à 8.00\$/kg. Ce coût provient d'une corrélation et d'une approximation faite entre les différents prix payés pour les divers profilés en PRF qui ont été testées en laboratoire (tests présentés au chapitre 3 de ce mémoire).

Les coûts unitaires des portiques et les coûts totaux d'une ligne de 69 kV de 10 km de longueur, déterminés en fonction de la masse, pour les portiques faits de profilés tubulaires circulaires, pour les structures construites avec des profilés tubulaires carrés ou rectangulaires et pour les portiques composés de profilés en I, sont présentés respectivement dans les tableaux 5.11, 5.12 et 5.13.

**Tableau 5.11 : Coûts unitaires des portiques et coûts totaux d'une ligne de 10 km pour les sections tubulaires circulaires**

Sections tubulaires circulaires								
Tension RMS Phase-Phase	Tension RMS Phase-Terre	Portée	Hauteur totale du portique	Poids unitaire d'un portique	Coût unitaire d'un portique	Nombre de portique sur 10 km	Poids total de composite sur 10 km	Coût total pour une ligne de 10 km
kV	kV	m	m	kg / portique	\$	Portique	kg	\$
69	42	100	8.6	933.6	7 468.80 \$	100.0	93 360	746 880.00 \$
		150	10.1	1 257.4	10 059.20 \$	66.7	83 827	670 613.33 \$
		200	11.9	1 661.9	13 295.20 \$	50.0	83 095	664 760.00 \$
		250	14.0	2 224.1	17 792.80 \$	40.0	88 964	711 712.00 \$
		300	16.4	2 978.9	23 831.20 \$	33.3	99 297	794 373.33 \$
		350	19.0	3 955.7	31 645.60 \$	28.6	113 020	904 160.00 \$
		400	21.8	5 170.9	41 367.20 \$	25.0	129 273	1 034 180.00 \$

**Tableau 5.12 : Coûts unitaires des portiques et coûts totaux d'une ligne de 10 km pour les sections tubulaires carrées ou rectangulaires**

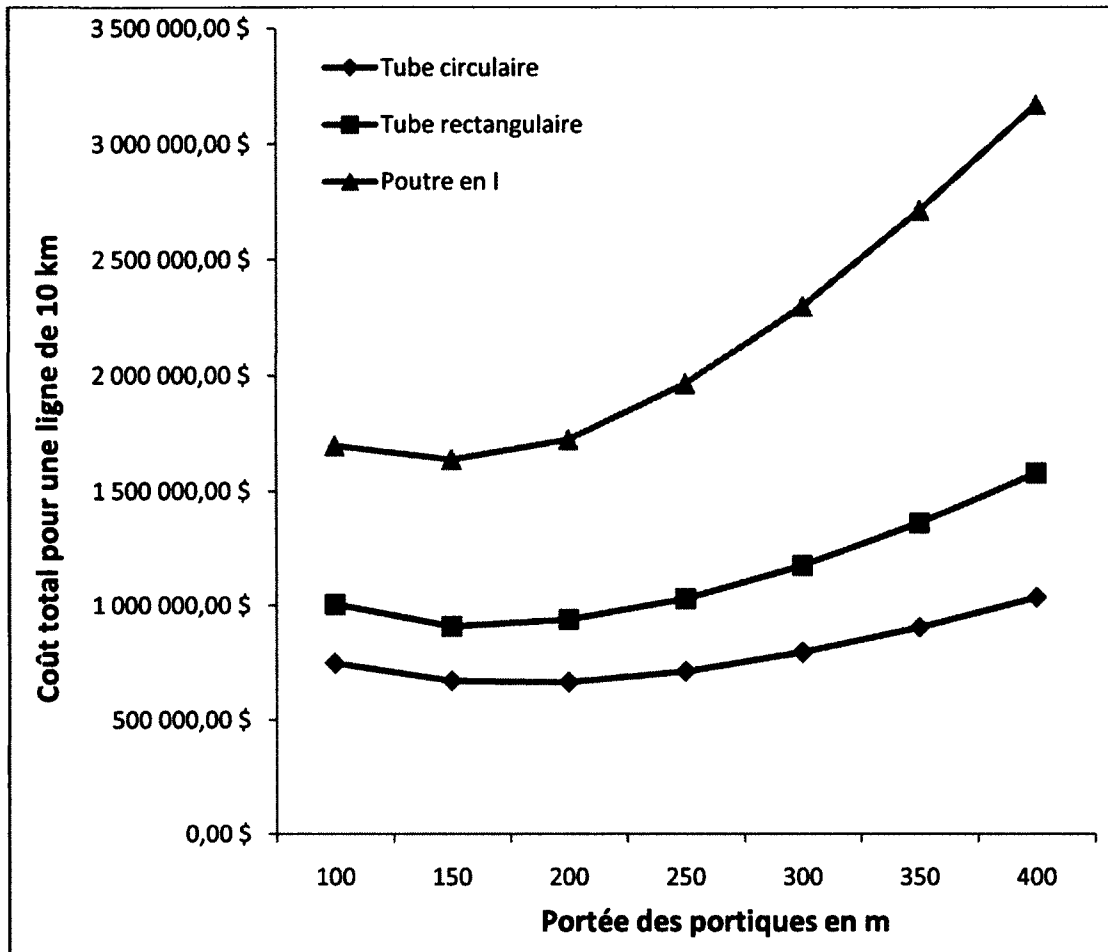
Sections tubulaires carrées ou rectangulaires								
Tension RMS Phase-Phase	Tension RMS Phase-Terre	Portée	Hauteur totale du portique	Poids unitaire d'un portique	Coût unitaire d'un portique	Nombre de portique sur 10 km	Poids total de composite sur 10 km	Coût total pour une ligne de 10 km
kV	kV	m	m	kg / portique	\$	Portique	kg	\$
69	42	100	8.6	1 254.8	10 038.40 \$	100.0	125 480	1 003 840.00 \$
		150	10.1	1 703.7	13 629.60 \$	66.7	113 580	908 640.00 \$
		200	11.9	2 344.4	18 755.20 \$	50.0	117 220	937 760.00 \$
		250	14.0	3 216.0	25 728.00 \$	40.0	128 640	1 029 120.00 \$
		300	16.4	4 404.3	35 234.40 \$	33.3	146 810	1 174 480.00 \$
		350	19.0	5 947.4	47 579.20 \$	28.6	169 926	1 359 405.71 \$
		400	21.8	7 897.6	63 180.80 \$	25.0	197 440	1 579 520.00 \$

**Tableau 5.13 : Coûts unitaires des portiques et coûts totaux d'une ligne de 10 km pour les sections en I**

Sections en I								
Tension RMS Phase-Phase	Tension RMS Phase-Terre	Portée	Hauteur totale du portique	Poids unitaire d'un portique	Coût unitaire d'un portique	Nombre de portique sur 10 km	Poids total de composite sur 10 km	Coût total pour une ligne de 10 km
kV	kV	m	m	kg / portique	\$	Portique	kg	\$
69	42	100	8.6	2 120.8	16 966.40 \$	100.0	212 080	1 696 640.00 \$
		150	10.1	3 070.7	24 565.60 \$	66.7	204 713	1 637 706.67 \$
		200	11.9	4 308.4	34 467.20 \$	50.0	215 420	1 723 360.00 \$
		250	14.0	6 140.9	49 127.20 \$	40.0	245 636	1 965 088.00 \$
		300	16.4	8 624.9	68 999.20 \$	33.3	287 497	2 299 973.33 \$
		350	19.0	11 867.9	94 943.20 \$	28.6	339 083	2 712 662.86 \$
		400	21.8	15 848.9	126 791.20 \$	25.0	396 223	3 169 780.00 \$

Les coûts totaux pour une ligne de 10 km, pour les sections tubulaires circulaires, pour les sections tubulaires carrées ou rectangulaires ainsi que pour les sections en I, sont résumés et repris graphiquement sur la figure 5.8.





**Figure 5.9 : Résumé des coûts totaux pour une ligne de 10 km en fonction des différentes portées étudiées**

En consultant les valeurs dans les tableaux 5.11, 5.12, 5.13 et les courbes de la figure 5.8, on constate que la portée économique pour des portiques faits de profilés tubulaires circulaires est de 200 m pour un coût total de la ligne de 10 km estimé à 664 760.00\$. Alors que la portée économique est de 150 m pour des structures fabriquées à l'aide profilés tubulaires carrés ou rectangulaires et pour celles conçues avec des profilés en I, dont les coûts totaux de la ligne de 10 km sont estimés respectivement à 908 640.00\$ et 1 637 706.67\$.



## CHAPITRE 6 CONCLUSION

Ce mémoire avait pour but, notamment, de présenter les matériaux composites pour la conception de structures de lignes aériennes de transport d'énergie électrique. Ainsi, il a été démontré qu'il existe plusieurs types de matériaux composites et une grande variété de composantes.

Ce rapport a cependant illustré que ce sont les matériaux composites renforcés de fibre de verre qui sont les plus répandus dans les structures aériennes de transport d'énergie électrique. Un faible coût, une grande résistance en tension et aux produits chimique, une grande ténacité, une excellente résistance aux impacts ainsi qu'un excellent potentiel d'isolation électrique sont quelques-uns des avantages qui expliquent la prédominance de ce type de renfort dans ce domaine.

Dans un même ordre d'idée, il a été montré que les résines polyesters insaturées et les vinylesters sont les plus fréquemment utilisées dans la fabrication de PRF servant dans le secteur de l'énergie électrique. L'explication à ce fait est due à nouveau aux avantages spécifiques qu'offrent les résines polyester et vinylesters telles qu'une bonne stabilité dimensionnelle, de bonnes résistances mécaniques et chimiques ainsi qu'un coût relativement faible.

Il a également été démontré dans la première partie de ce rapport que les principaux procédés de fabrication de profilés structuraux en génie civil sont l'enroulement filamentaire et la pultrusion puisque ces techniques sont les plus avantageuses pour manufacturer les types de membrures que l'on retrouve en abondance dans les applications structurales (cornières, tubes carrés et rectangulaires, tubes circulaires, profilés en I, en C et en H). RS Technologies, Shakespeare Composite Structures et Strongwell sont les principaux fabricants de produits en matériaux composites servant le secteur des lignes aériennes de transport d'énergie électrique.

Une revue de la littérature a été effectuée dans le cadre de ce projet de maîtrise afin de connaître les méthodes de conception de membrures faites entièrement de matériaux composites. Des manuels de conception d'entreprises tels que Fiberline, Strongwell, Creative Pultrusion et Delta composite, des normes et des codes tels que l'Eurocomp, des théories de chercheurs indépendants tels que Barbero, Qiao, Shan, Kollár, Lekhnitskii, Pecce et Cosenza

ont été trouvées et analysées. Une partie des principes de calculs se retrouvant dans ces documents a d'ailleurs été résumée dans ce mémoire.

On a également présenté dans ce mémoire les essais expérimentaux qui ont été réalisés sur des coupons témoins et des profilés en matériaux composites, c'est-à-dire sur six (6) cornières à ailes égales, trois (3) tubes carrés, trois (3) tubes rectangulaires, deux (2) poutres à section en I et une (1) poutre à section en H (section dont la largeur des semelles est approximativement égale à la hauteur de la section).

Tel qu'il a été mentionné au début du chapitre 4, pour faire une comparaison adéquate selon les états limites ultimes, il aurait fallu faire un calcul probabiliste sur les valeurs expérimentales obtenues. Mais étant donné que les résultats expérimentaux ne sont pas assez nombreux pour faire ce calcul probabiliste pour la majorité des profilés testés, la valeur minimale a été utilisée pour les fins de comparaison, en se rappelant que le but de ces comparaisons était simplement de déterminer les méthodes de calcul qui permettent de faire une conception satisfaisante et sécuritaire.

Ceci étant dit, de l'étude des capacités des membrures en PRF soumises à la compression uniaxiale et à la flexion, jumelée à la comparaison entre ces résistances calculées et les valeurs expérimentales obtenues lors des essais, on retient que :

- Dans le cas des cornières, les valeurs des guides de conception sont toutes très conservatrices. L'utilisation des différentes méthodes de calcul permet donc de faire une conception satisfaisante et sécuritaire des cornières en compression. Par contre, la distinction entre le flambement global et le flambement local n'est pas nette. Il existe une interaction entre ces deux modes de flambement [32]. Cependant, aucune expression n'est à ce jour définie pour la prise en compte de cette interaction.
- Les résultats obtenus dans le cas des tubes rectangulaires sont aussi satisfaisants et sécuritaires pour l'ensemble des guides de conception et des méthodes analytiques proposées dans la littérature.
- Le fait de ne pas prendre en compte le flambement local des membrures dans le manuel de dimensionnement de la compagnie Fiberline [6] limite son utilisation dans le cas des éléments soumis à de la compression puisque les valeurs calculées

théoriquement sont beaucoup plus élevées que les valeurs obtenues expérimentalement. L'utilisation des principes de calcul de Fiberline ne permet donc pas une conception satisfaisante et sécuritaire.

- Les équations empiriques proposées par la compagnie Strongwell [7] pour le flambement des membrures en compression donnent des résultats conservateurs (satisfaisants et sécuritaires), mais très variables. Une explication, pour laquelle les valeurs de charge critique obtenues sont si disparates, ne pourra être avancée tant que Strongwell [7] n'exposera pas les données des tests donnant lieu à cette approximation. Aussi, dans les cas des poutres en flexion, Strongwell [7] donne des valeurs correctes lorsque le flambement local de la section ne peut être pris en compte, les équations proposées par le fabricant étant seulement valables pour les membrures en compression.
- L'Eurocomp [5] est un bon outil pour la conception des sections en PRF lorsque les plaques formant la section ont des géométries identiques. Dans le cas contraire, et notamment pour le calcul du flambement global des plaques, le modèle de Bleich, utilisé dans le manuel, sous-estime la valeur de la charge critique. Mais en général, l'utilisation de l'Eurocomp permet de faire une conception satisfaisante et sécuritaire de membrures en matériaux composites.
- Le manuel donnant les résultats les plus concluants est celui de Pultex [4]. Pour l'ensemble des situations, à l'exception des cornières et des tubes rectangulaires, les capacités mesurées sont proches des valeurs expérimentales. Dans le cas du flambement local des plaques, l'approximation 3.40 et l'expression 3.26, proposée par Qiao [41], prenant en compte la restriction élastique induite par les plaques adjacentes à la plaque flambante, donnent des résultats satisfaisants et sécuritaires.
- De plus, les modèles de Qiao & al. [40], ainsi que le modèle de Kollár [36], où les plaques adjacentes à la plaque flambante restreignent la rotation des bords de cette dernière, donnent de bons résultats satisfaisants et sécuritaires. Ils permettent également une prédiction sûre du mode de flambement.

Cependant, il est à noter que les propriétés mécaniques utilisées et publiées par le fabricant sont des minimums mesurés lors de nombreux essais. Dans cette étude, il est montré qu'il existe de grandes disparités entre ces propriétés point par point. De plus, de nombreuses expérimentations ont été réalisées dans le but d'obtenir les propriétés élastiques de membrures en PRF issues des usines Strongwell [7] et The Creatives Pultrusions Inc. [55]. L'ensemble des résultats est relevé par Yoon [46]. Il y démontre les grandes différences observées. En bref, ces propriétés ayant une grande influence sur les calculs de capacité, l'application d'un coefficient de sécurité semble primordiale.

De résultats exposés au chapitre 5 sur la conception d'une ligne aérienne de transport d'énergie électrique de 69 kV, on peut conclure que les portiques faits de profilés tubulaires circulaires sont les plus appropriés et les plus économiques des trois (3) types de profilés analysés. Un meilleur comportement au flambement local et au déversement latéral explique cette conclusion.

Dans le même ordre d'idées, on peut voir que les portiques fabriqués à l'aide de section en I ne sont vraiment pas adéquats pour une utilisation dans ce type de structure en portique. Le coût pour les portiques faits à l'aide de section en I est beaucoup plus grand que pour les deux autres types de section. La faible capacité au flambement local des semelles, comparativement aux plaques des tubes carrés ou rectangulaires et aux parois des tubes circulaires, vient expliquer cette divergence. Le moment résistant au déversement latéral des poutres en I est une autre raison, pourquoi ces profilés ne sont pas économiques comparativement aux tubes circulaires, carrés et rectangulaires.

Finalement, ce mémoire démontre bien les avantages et le grand potentiel que représentent les matériaux composites pour des applications de structures de lignes aériennes de transport d'énergie électrique. Par contre, un obstacle persiste toujours vis-à-vis la progression de ce matériau dans ce domaine : l'absence d'une norme canadienne ou nord-américaine permettant la conception aux états limites et l'utilisation des matériaux composites avec un bon degré de sécurité structurale raisonnable, c'est-à-dire pas trop conservateur.

À l'heure actuelle, tel qu'il a été démontré dans ce mémoire aux chapitres 3 et 4, l'utilisation de propriétés mécaniques inférieures aux valeurs réelles du matériau composite, jumelée à des méthodes de calcul conservatrices et des coefficients de sécurité généralement très sévères,

donnent des résultats et des conceptions trop conservateurs. Cette réalité a pour conséquence de nuire à l'utilisation des matériaux composites dans des projets réels, étant donné que les ingénieurs conçoivent des structures trop importantes pour les besoins réels en utilisant les données physico-mécaniques des PRF, les méthodes de calcul ainsi que les coefficients de sécurité disponibles à ce jour.

En conclusion, tel qu'il a été présenté dans ce document, des principes de conception existent, mais un guide complet serait de mise afin de promouvoir l'utilisation des matériaux composites en génie civil. Où en serions-nous aujourd'hui dans ce domaine si les ingénieurs avaient, à porter de main, les outils nécessaires pour concevoir et construire des structures raisonnables utilisant des profilés entièrement faits de matériaux composites ?

# BIBLIOGRAPHIE

- [1] D. Gay, Matériaux composites, 4<sup>ème</sup> édition revue et augmentée, Édition Hermès, collection matériaux, Paris, 1997
- [2] E.J Barbero, Introduction to composites materials design, Taylor et Francis, Philadelphie, 1999
- [3] Timoshenko S.P et Gere J.M, Théorie de la stabilité élastique, Paris: Dunod, Londres, 1966
- [4] The Pultex Pultrusion Global Design Manual of Standard and Custom Fiber Reinforced Polymer Structural Profiles, Creative Pultrusion, Inc, 2000. <http://www.creativepultrusions.com/library.html>
- [5] Structural Design of Polymer Composites, Eurocomp Design Code and Handbook, The European Structural Polymeric Composites Group, Edited by John L. Clarke, Published by E & FN Spon, London UK, 1996
- [6] The Fiberline Design Manual, Fiberline Composites A/S, Kolding, Danemark, 2002. <http://www.fiberline.com/structures/structural-profiles-and-brackets/fiberline-design-manual/fiberline-design-manual>
- [7] Strongwell Design Manual, Strongwell Corporation, Bristol, Virginia, 2007. <http://www.strongwell.com/literature/products/>
- [8] A.G.M. Michell, Elastic stability of long beams under transverse forces, Philosophical Magazine 48 (5th Series), 298–309, 1899
- [9] L Prandtl, Kipperscheinungen, Dissertation der Universitat Munchen, Munich, Allemagne 1899
- [10] V.Z. Vlasov, Thin-walled elastic beam, Israel Program for Scientific Translations, Jerusalem, Israel, 1961
- [11] C. Mei, Coupled vibrations of thin-walled beams of open-section using the finite element method, International Journal of Mechanical Science 12, 883–891, 1970
- [12] D.H. Hodges et D.A. Peters, On the lateral buckling of uniform slender cantilever beams, International Journal of Solids and Structures, 11, 1269–1280, 1975
- [13] E. Reissner, On lateral buckling of end-loaded cantilever beams, Journal of Applied Mathematics and Physics (ZAMP), 30, 31–40, 1979
- [14] B.M Milisavljevic, On lateral buckling of a slender cantilever beam, International Journal of Solids and Structures 32 (16), 2377–2391, 1995



- [15] D.H. Hodges, Lateral-torsional flutter of a deep cantilever loaded by lateral follower force at the tip, *Journal of Sound and Vibration*, **247** (1), 175–183, 2001
- [16] K. Orloske, M.J. Leamy et R.G. Parker, Flexural-torsional buckling of misaligned axially moving beams: I. Three-dimensional modeling, equilibria, and bifurcations, *International Journal of Solids and Structures*, **43**, 4297–4322, 2006
- [17] L.P. Kollár, Flexural-torsional buckling of open section composite columns with shear deformation, *International Journal of Solids and Structures* **38**, 7525–7541, 2001
- [18] S.P. Machado et V.H. Cortínez, Lateral buckling of thin-walled composite bisymmetric beams with prebuckling and shear deformation, *Engineering Structures*, **27**, 1185–1196, 2005
- [19] W. Yu, D.H. Hodges, V. Volovoi et C.E.S. Cesnik, On Timoshenko-like modeling of initially curved and twisted composite beams, *International Journal of Solids and Structures* **39**, 5101–5121, 2001
- [20] V.H. Cortínez et M.T. Piovan, Stability of composite thin-walled beams with shear deformability, *Computers and Structures*, **84**, 978–990, 2006
- [21] J. Lee et S.E. Kim, Flexural-torsional buckling of thin-walled I-section composites, *Computers and Structures*, **79**, 987–995, 2001
- [22] A. Sapkás et L.P. Kollár, Lateral-torsional buckling of composite beams, *International Journal of Solids and Structures*, **39**, 2939–2963, 2002
- [23] Torsional Section properties of Steel Shapes, Canadian Institute of Steel Construction, 2002 <http://www.cisc-icca.ca/files/technical/techdocs/updates/torsionprop.pdf>
- [24] P.S. Bulson, *The stability of flat plates*, Chatto & Windus, Londres, 1970
- [25] F. Bleich, *Buckling Strength of Metal Structures*, Mc Graw-Hill, New-York, 1952
- [26] D.J. Lee, The local buckling coefficient for orthotropic structural sections, *Journal of Aeronautics*, **82**, 313–320. 1978
- [27] A. Zureick et B. Shih, Local buckling of fiber-reinforced polymeric structural members under linearly-varying edge loading - Part 1: Theoretical formulation, *Composites Structures*, **41**, 79–86, 1998
- [28] J. P.H. Webber, P.T. Holt et D.A. Lee, Instability of carbon fiber reinforced flanges of I section beams and columns, *Composites Structures*, **4**, 245–265, 1985
- [29] E.J. Barbero et I. Raftoyiannis, Local Buckling of FRP Beams and Columns, *J. Mater Civ. Eng.*, 1993
- [30] P. Qiao et J.F. Davalos, J. Wang, Local buckling of composite FRP shapes by discrete plate analysis, *J. Struct. Eng.*, **127**, 245–255, 2001

- 
- [31] S.G Lekhnitskii, *Anisotropic plates*, Gordon and Breach Science Publishers, New-York, USA, 1968
- [32] E.J Barbero, *Introduction to composite materials design*, Taylor & Francis, Philadelphie, USA, 1999
- [33] J.M. Whitney, *Structural analysis of laminated anisotropic plates*, Technomic, Lancaster, Angleterre, 1987
- [34] I.A. Veres et L.P. Kollár, Buckling of rectangular orthotropic plates subjected to biaxial normal forces, *Journal of Composites Materials* **35**(7): 625–35. 2001
- [35] L.C. Bank et J. Yin, Buckling of orthotropic plates with free and rotationally restrained unloaded edges, *Thin-Walled Structure*, **24**, 83–96, 1996
- [36] L.P. Kollár , Buckling of unidirectionally loaded composite plates with one free and one rotationally restrained unloaded edge, *Journal of Structural Engineering*, **128**, 1202–1211, 2002
- [37] L.P. Kollár, P. Qiao, J. F. Davalos et J.Wang, Discussion of ‘Local buckling of composite FRP shapes by discrete plate analysis, *Journal of Structural Engineering*, **128**, 1091–1093, 2002
- [38] P. Qiao et G.P. Zou, Local buckling of elastically restrained FRP plates and its application to box sections, *Journal of Mechanical Engineering*, **128**(12):1324–30, 2002
- [39] P. Qiao et G.P. Zou, Local buckling of composite FRP wide-flange sections, *Journal of Structural Engineering*, **129**(1):125–9, 2003
- [40] P. Qiao et L. Shan, *Explicit Local Buckling analysis FRP Composite Structural Shapes*, University of Akron, Akron, Novembre 2004
- [41] P. Qiao, *Analysis and design optimization of FRP structural beams*, West Virginia University, Morgantown, 1997
- [42] J. F. Davalos, E.J Barbero et P. Qiao, *Step-by-step design equations for fiber reinforced plastic beams for transportation structure*, West Virginia Division of Highways; 1999
- [43] M. Pecce et E. Cosenza, Local Buckling Curves for the Design of FRP Profiles, *Thin-Walled Structure*, **37**, 207-222, 2000
- [44] *Structural plastics design manual*, American Society of Civil Engineers manuals and reports on engineering practice, New York, 1984
- [45] ASTM D 638 – 03, Section 8 – Plastiques, Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics, West Conshohocken, Pennsylvania, USA

- [46] S.J. Yoon, Local Buckling of Pultruded I-Shapes Columns, Georgie Institute of Technology, GA; 1993
- [47] Bakis, C.E., Bank, L.C., Brown, V.L., Cosenza, E., Davalos, J.F., Lesko, J.J., Machida, A., Rizkalla, S.H. and Triantafillou, T.C. (2002). 'Fiber-reinforced polymer composites for construction-state-of-the-art review', *Journal of Composites for Construction (ASCE)*, Vol. 6(2), pp. 73–87.
- [48] Bank, L.C. (1989). 'Properties of pultruded fiber reinforced plastic structural members', *Transportation Research Record*, Vol. 1223, pp. 117–124.
- [49] Bank, L.C., Nadipelli, M. and Gentry, T.R. (1994). 'Local buckling and failure of pultruded fiber-reinforced plastic beams', *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 116(2), 233–237.
- [50] Bank, L.C., Yin, J. and Nadipelli, M. (1995). 'Local buckling of pultruded beams—nonlinearity, anisotropy and inhomogeneity', *Construction and Building Materials*, Vol. 9(6), pp. 325–331.
- [51] Bank, L.C., Gentry, T.R. and Nadipelli, M. (1996). 'Local buckling of pultruded FRP beams—analysis and design', *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 15(3), pp. 283–294.
- [52] Barbero, E. and Raftoyiannis, I.G. (1993). 'Euler buckling of pultruded composite columns', *Composite Structures*, Vol. 24(2), pp. 139–147.
- [53] Barbero, E.J., Dede, E.K. and Jones, S. (2000). 'Experimental verification of buckling-mode interaction in intermediate-length composite columns', *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 37(29), pp. 3919–3934.
- [54] Barbero, E.J., Fu, S.H. and Raftoyiannis, I. (1991). 'Ultimate bending strength of composite beams', *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 3(4), 292–306.
- [55] Creative Pultrusion Inc. (2000). *The Pultex pultrusion global design manual of standard and custom fiber reinforced polymer structural profiles*, The Creative Pultrusion Inc., PA.
- [56] Davalos, J.F. and Qiao, P. (1997). 'Analytical and experimental study of lateral distortional buckling of FRP wide-flange beams', *Journal of Composites of Construction (ASCE)*, Vol. 2(4), pp. 150–159.
- [57] European Structural Polymeric Composites Group (1996). *Structural design of polymer composites eurocomp design code and handbook*, The European Structural Polymeric Composites Group, Clarke J.L. (Ed), London, UK.
- [58] Fiberline Composites (2002). *Fiberline design manual*, Fiberline Composites A/S, Denmark.

- 
- [59] Hashem, Z.A. and Yuan, R.L. (2000). 'Experimental and analytical investigations on short GFRP composite compression members', *Composites: Part B*, Vol. 31(6-7), pp. 611–618.
- [60] Hewson, P.J. (1978). 'Buckling of pultruded glass fiber-reinforced channel sections', *Composites*, Vol. 9(1), pp. 56–60.
- [61] Joo, J.H., Yoon, S.J., Park, J.K. and Cho, S.K. (2007). 'Local buckling coefficient of thin-walled pultruded FRP compression members', *Key Engineering Materials*, Vol. 334-335, pp. 377–380.
- [62] Lee, S., Yoon, S.J. and Back, S.Y. (2006). 'Buckling of composite thin-walled members', *Key Engineering Materials*, Vol. 326-328(2), pp. 1733–1736.
- [63] Mottram, J.T. (1992). 'Lateral-torsional buckling of a pultruded I-beam', *Composites*, Vol. 23(2), pp. 81–92.
- [64] Mottram, J.T. (1994). 'Short and long-term structural properties of pultruded beam assemblies fabricated using adhesive bonding', *Composite Structures*, Vol. 26(4), pp. 387–395.
- [65] Mottram, J.T., Brown, N.D. and Anderson, D. (2003). 'Buckling characteristics of pultruded glass fibre reinforced plastic columns under moment gradient', *Thin-Walled Structures*, Vol. 41(7), pp. 619–638.
- [66] Papila, M., Akgün, M.A., Niu, X. and Ifju, P. (2001). 'Post-buckling of composite I-sections Part 2: Experimental Validation', *Journal of Composite Materials*, Vol. 35(9), pp. 797–821.
- [67] Qiao, P., Zou, G. and Davalos, J.F. (2003). 'Flexural-torsional buckling of fiber-reinforced plastic composite cantilever I-beams', *Composite Structures*, Vol. 60(2), pp. 205–217.
- [68] Razzaq, Z., Prabhakaran, R. and Sirjani, M.M. (1996). 'Load and resistance factor design (LRFD) approach for reinforced-plastic channel beam buckling', *Composites: Part B Engineering*, Vol. 27(3-4), pp. 361–369.
- [69] Schniepp, T.J., Hayes, M.D., Lesko, J.J. and Cousins, T.E. (2002). 'Design manual development for the strongwell 36-Inch DWB', *Proceedings of the Composites in Infrastructure (ICCI02)*, San Francisco, CD-ROM, p.10.
- [70] Shan, L. and Qiao, P. (2005). 'Flexural-torsional buckling of fiber-reinforced plastic composite open channel beams', *Composite Structures*, Vol. 68(2), pp. 211–224.
- [71] Strongwell Corporation (2007). *Strongwell Design Manual*, Strongwell Corporation, Bristol, Virginia, USA.

- [72] Tomblin, J. and Barbero, E. (1994). 'Local buckling experiments on FRP columns', *Thin-Walled Structures*, Vol. 18 (1), pp. 97–116.
- [73] Turvey, G.J. (1996). 'Lateral buckling tests on rectangular cross-section pultruded GFRP cantilever beams', *Composites: Part B Engineering*, Vol. 27(1), pp. 35–42.
- [74] Vakiener, A., Zureick, A. and Will, K.M. (1991). 'Prediction of local flange buckling in pultruded columns', *Proceeding of the Speciality Conference on Advanced Composites Materials in Civil Engineering Structures*, LassVegas, Nevada, pp. 302–312.
- [75] Wong, P.M.H. and Wang, Y.C. (2007). 'An experimental study of pultruded glass fibre reinforced plastics channel columns at elevated temperatures', *Composite Structures*, Vol. 81 (1), pp. 84–95.
- [76] Yoon, S., Scott, D. and Zureick, A. (1992). 'An experimental investigation of the behavior of concentrically loaded pultruded columns', *First International Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*, K. W. Neale and P. Labossière (Ed), Sherbrooke, Québec, pp.309–317.
- [77] Zureick, A. (1998). 'FRP pultruded structural shapes', *Progress in Structural Engineering and Materials*, Vol. 1(2), pp. 143–149.
- [78] Zureick, A. and Khan, L.F. (1995). 'Tests on deep I-shape pultruded beams', *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 14(4), pp. 379–389.
- [79] Zureick, A. and Steffen, R. (2000). 'Behavior and design of concentrically loaded pultruded angle struts', *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, Vol. 126(3), pp. 406–416.
- [80] Critères de conception des lignes aériennes de transport, CAN/CSA-C22.3 No 60826, Norme Nationale du Canada, Association Canadienne de Normalisation, 2006.
- [81] Overhead Systems, CAN/CSA-C22.3 No 1, Canadian Standards Association, 2001.
- [82] Delta Composites, L.L.C. (2000). Design Manuel : Fiberglass Grating and Structural Products, Delta Composites, L.L.C., Texas.  
[http://www.deltacomposites.com/lit\\_lib.htm](http://www.deltacomposites.com/lit_lib.htm)

# LISTE DES ANNEXES

Annexe A	RS Technologies – Une division de Resin Systems Inc. (Calgary, Alberta, Canada).....	149
Annexe B	Shakespeare Composite Structures (Newberry, Caroline du Sud, USA).....	151
Annexe C	Strongwell (Bristol, Virginie, USA).....	153
Annexe D	Synthèse des applications de pylônes en matériaux composites servant au transport de l'énergie électrique .....	155
Annexe E	Information complémentaire au chapitre 2 en relation avec la norme Eurocomp [5] .....	158



## **Annexe A RS Technologies – Une division de Resin Systems Inc. (Calgary, Alberta, Canada)**

Les informations présentées dans cette annexe sont directement retranscrites des brochures et du site Internet du fabricant et elles n'ont fait l'objet d'aucune vérification.

En plus de ce qui a été présenté dans la section 1.4.1 du présent document, on peut ajouter que la légèreté des poteaux RStandard permet l'augmentation de la quantité de poteaux livrés par camion, engendrant ainsi une économie du transport des structures. Insérer les produits l'un dans l'autre permet aussi une économie d'espace. Le tableau 1.4 montre également la quantité de supports en matériaux composites de classe 1 (c.-à-d. de longueur égale à 18 mètres) pouvant être transportés par camion, par rapport à des colonnes en matériaux traditionnels. Quarante-six (46) supports RStandard peuvent être placés sur la remorque d'un camion-type contre vingt-sept (27) en acier, dix-neuf (19) en bois, et seulement six (6) en béton. Cette légèreté permet aussi de faciliter l'installation des structures RS. Des équipements plus légers peuvent donc être utilisés pour le transport, mais aussi pour la pose des poteaux. Une étude a aussi démontré que l'installation des lignes dont les supports sont fabriqués par RS Technologies était trois (3) fois plus rapide en moyenne que celles composées de colonnes en matériaux traditionnels.

L'utilisation de ce matériau est possible grâce au composite en résine polyuréthane unique de RS. L'association du processus d'enroulement filamentaire à leur technologie brevetée d'agencement des fibres a permis à RS Technologies l'obtention d'un matériau aux propriétés mécaniques intéressantes, comme une résistance spécifique (rapport résistance/masse volumique) de dix (10) fois supérieure à celle de l'acier.

Le processus de fabrication de RS Technologies permet une meilleure répartition de la quantité de fibres. Le caractère modulaire de la conception des profilés permet d'éviter une surutilisation de fibres dans la section supérieure du poteau. La fabrication d'un poteau continu de 18 m de hauteur nécessite une section inférieure plus large et plus résistante. Un procédé de fabrication en continu, tel que la pultrusion, ne pourrait pas réduire le nombre de fibres de haut en bas, ajoutant de par ce fait de la masse inutile à la structure.



De plus, un autre aspect intéressant de ce type de conception est la manutention. En cas de dégradation de la structure, cette configuration permet d'uniquement remplacer la partie endommagée.

Des tests effectués par EDM International Inc. ont démontré que le matériau en résine polyuréthane renforcée de fibre de verre de RS avait d'excellentes propriétés d'isolation électrique. La résistance électrique obtenue sur la résine par le test ASTM D149-9 est de 325 volts par millième de pouce d'épaisseur. Cette résistance ne tient pas compte de la résistance additionnelle apportée par la fibre de verre. Ce matériau est donc considéré non conducteur.

De plus, pour des hauteurs de moins de 75 pieds (environ 23 mètres), le coût d'un poteau RStandard est supérieur à ceux fabriqués en matériaux traditionnels. Cependant, aux vues des économies potentielles aux niveaux du transport, de l'installation et de l'entretien, une étude approfondie peut se révéler à l'avantage des matériaux composites.

## **Annexe B Shakespeare Composite Structures (Newberry, Caroline du Sud, USA)**

Tel que l'annexe A, les informations présentées dans cette annexe sont directement retranscrites des brochures et du site Internet du fabricant et elles n'ont fait l'objet d'aucune vérification.

Ainsi, les ingénieurs et concepteurs de Shakespeare Composite Structures ont attaché beaucoup d'importance à l'aspect esthétique de leurs produits ainsi qu'aux demandes éventuelles de leur clientèle, et ont ainsi rendu la gamme Tuff-Poles très flexible. Les clients peuvent choisir l'emplacement des trous, la couleur, la texture, la finition, les bras et traverses, ainsi qu'une grande variété d'accessoires.

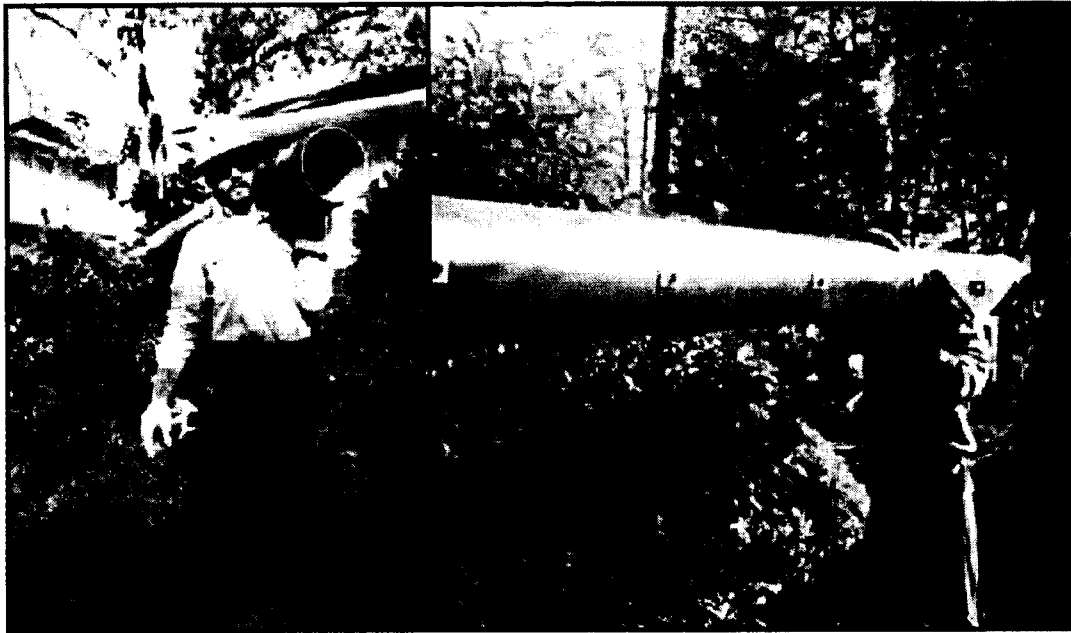
En plus de ce qui a été mentionné dans la section 1.4.2 sur les tests d'absorption d'énergie des Tuff-Poles, il a également été prouvé que les poteaux en composite permettaient de réduire considérablement les blessures des passagers en comparaison d'impacts avec des supports en matériaux traditionnels. Par exemple, lors d'une collision avec un véhicule lancé à 70 km/h, le poteau réduit les force d'impact à moins de 5,6 g longitudinalement et 0,9 g transversalement, ce qui représente seulement la moitié des limites imposées par la FHWA au niveau TL-2.

Le poteau Tuff-Pole possède bien d'autres avantages : il ne se décompose pas, ne rouille pas et ne s'écaille pas avec le temps. Sous l'effet de conditions climatiques semblables, il est bien plus durable que les poteaux en acier, aluminium, bois ou béton. Les poteaux Tuff-Pole ont de plus été conçus pour résister à des rafales de 190 km/h, affichant une déflexion minimale. Les matériaux composites manifestent aussi une plus grande tolérance aux basses températures. Une température de - 50 °C n'affectera en aucun cas les capacités du matériau. Ils ne corrodent pas, que ce soit en contact avec divers sels, pluies ou sols acides. Ils ont une excellente tolérance aux gaz d'échappement.

Les réparations des dommages causés par les insectes et les animaux sont réduites à zéro. Tous ces avantages ont pour effet que les poteaux en composites possèdent le coût d'opération le plus bas sur le marché.

Contrairement aux poteaux en bois, les supports en matériaux composites ne contiennent aucun agent préservatif susceptible de contaminer l'air ou le sol. Ils sont quasiment non

conducteurs et réduisent les problèmes de chocs électriques, ou tout autre problème associé au transport électrique. De plus, leur légèreté permet une économie de transport, assemblage et manutention. Les projets de construction ou rénovation peuvent être érigés simplement par deux (2) ou trois (3) personnes, et ce, sans grue ou autre engin lourd de soulèvement. Plusieurs formats de poteaux Tuff-Pole, même parmi les plus grands, peuvent être confortablement transportés (voir la figure B.1).



**Figure B.1 : Poteaux Tuff-Pole transportés manuellement**

Des essais en vibration effectués sur des poteaux en matériaux composites et en acier ancrés dans le sol ont démontré une plus grande capacité d'amortissement des sections tubulaires Tuff-Pole. Aucun cas de résonance n'a été observé. Il semble se produire une interaction amortissant les vibrations entre le sol et la structure.

Pour finir, les recherches effectuées sur les matériaux composites par Shakespeare Composite Structure ont démontré une grande tolérance à la fatigue de leurs laminés en fibre de verre.

## **Annexe C Strongwell (Bristol, Virginie, USA)**

Comme pour les annexes A et B, les informations présentées dans cette annexe sont directement retranscrites des brochures et du site Internet du fabricant et elles n'ont fait l'objet d'aucune vérification.

Les poteaux SE28 ne rouillent pas et possèdent une bonne résistance aux agents extérieurs. Ils ont une surface extérieure lisse et sont disponibles dans plusieurs variétés de couleurs. Les poteaux en matériaux composites sont très durables, et ce, même dans des conditions d'utilisation difficiles. Ils peuvent être dimensionnés suivant les directives de l'ASCE, en l'occurrence celles qui sont utilisées pour les poteaux en acier. De plus, selon l'ampleur des dommages, ces poteaux en matériaux composites peuvent être réparés directement sur le terrain.

D'un point de vue d'ensemble, les poteaux SE28 sont plus sécuritaires que ceux faits avec tout autre matériau, en partie grâce à leur légèreté et leur faible conductivité électrique. Cette sécurité se traduit par des risques inférieurs de blessures et d'accidents lors du levage de la structure et de la mise sous tension de la ligne. Les poteaux en fibre de verre peuvent également être érigés de façon sécuritaire à proximité des lignes sous tension, ou encore être soulevés entre les conducteurs sur des lignes existantes.

Le noyau en mousse d'uréthane inséré à l'intérieur de la section des poteaux SE28, combiné à la haute résistance en tension du matériau, permet au poteau d'offrir d'excellentes performances lorsqu'il est soumis à des charges axiales (ex. : verglas) ou latérales (ex. : vent). Les poteaux SE28 respectent les exigences des tests de résistance des porte-à-faux de la norme ASTM D1036.

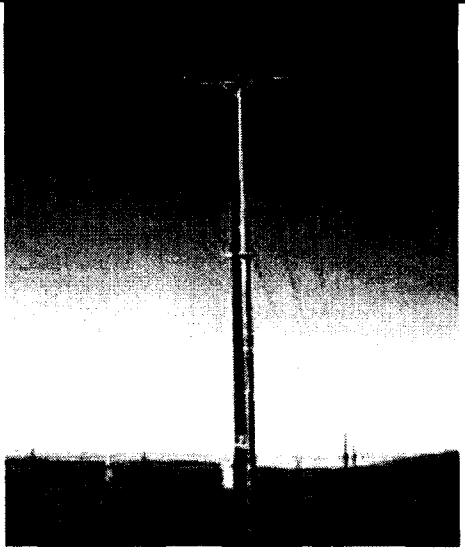
Tel qu'il a été mentionné dans la section 1.4.3 du présent document, en plus de fabriquer les poteaux SE28, la compagnie Strongwell s'est associée à Elbert Composites Corporation pour expérimenter des pylônes en treillis composés de poutres FRP (voir la figure 1.1). Trois (3) prototypes de 84 pieds de hauteur, supportant une ligne électrique de 230 kV sur une période de dix (10) ans, ont été étudiés. Les essais effectués n'ont montré aucune usure due aux chargements. Implantés au sud de la Californie, dans une région côtière, c'est-à-dire exposés à un environnement humide et salé, ces pylônes ont parfaitement résisté à ce climat

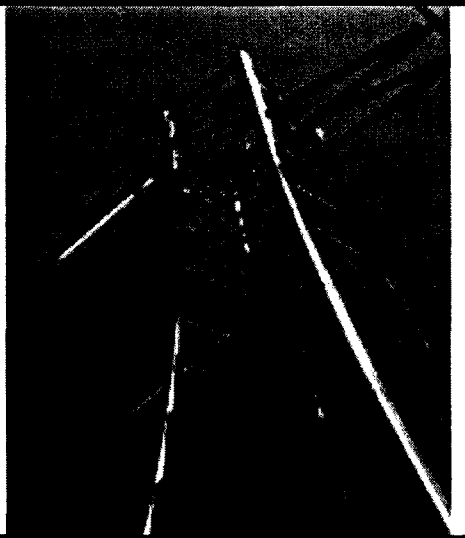
extrêmement corrosif. Les résultats de cette étude ouvrent la porte à une utilisation plus large de ce produit.

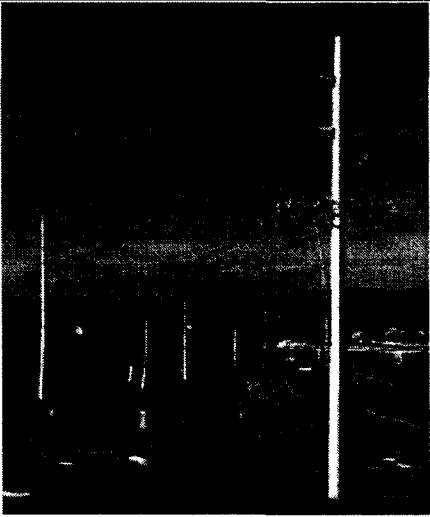
Ces pylônes sont composés de profilés pultrudés en fibres de verre présentent divers avantages. De part le faible poids de la structure, son érection peut se faire à l'horizontale, contrairement aux pylônes en acier conventionnels.


## Annexe D Synthèse des applications de pylônes en matériaux composites servant au transport de l'énergie électrique

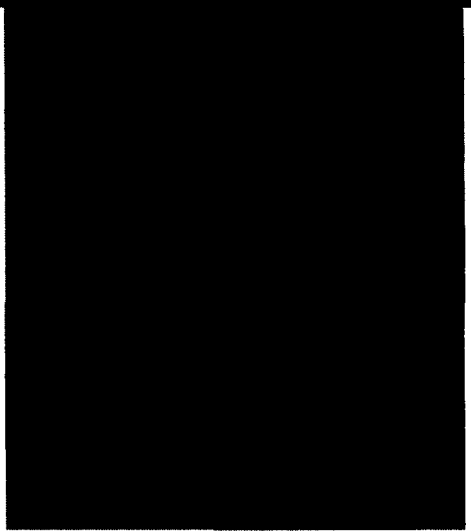
### Matériaux composites : Pylônes de transmission

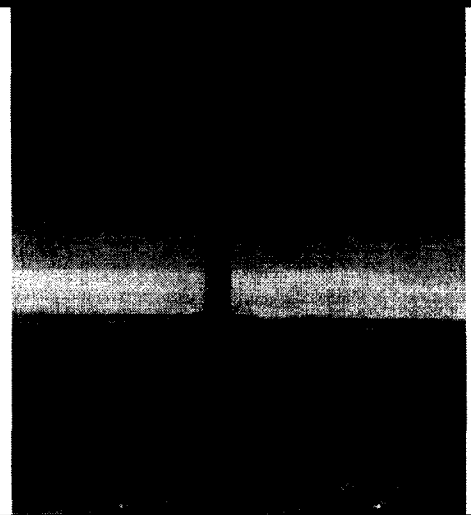
<u>Application # 1</u>	<u>Référence # 1</u>	
<b>Fabricant :</b>	Composite Technology Corporation Irvine, Californie	
<b>Client :</b>	City of Kingman, Kansas 2004 34 km de ligne électrique	
<b>Nombre de pylônes :</b>	Pylônes tubulaires en fibre de verre	
<b>Voltage de la ligne :</b>	Inconnu	
<b>Coût du projet :</b>	2.6 millions US	
<b>Procédé de fabrication :</b>	Inconnu	

<u>Application # 2</u>	<u>Référence # 2</u>	
<b>Fabricant :</b>	Elbert Composites Corporation Irvine, Californie	
<b>Client :</b>	Southern California Edison Co.'s Ormond Oxnard, Californie, 1996	
<b>Nombre de pylônes :</b>	Trois pylônes treillis en fibre de verre	
<b>Voltage de la ligne :</b>	230 kV	
<b>Coût du projet :</b>	Inconnu	
<b>Procédé de fabrication :</b>	Pultrusion	

<u>Application # 3</u>	<u>Référence # 3</u>	
<b>Fabricant :</b>	Strongwell Virginie, Minnesota, Tennessee	
<b>Client :</b>	The Bristol Tennessee Electric System Tennessee, 2000	
<b>Nombre de pylônes :</b>	144 pylônes tubulaires en fibre de verre	
<b>Voltage de la ligne :</b>	Inconnu	
<b>Coût du projet :</b>	Inconnu	
<b>Procédé de fabrication :</b>	Pultrusion	

<u>Application # 4</u>	<u>Référence # 4</u>	
<b>Fabricant :</b>	Strongwell Virginie, Minnesota, Tennessee	
<b>Client :</b>	The Tennessee Valley Authority Tennessee	
<b>Nombre de pylônes :</b>	Deux pylônes tubulaires en fibre de verre	
<b>Voltage de la ligne :</b>	115 kV	
<b>Coût du projet :</b>	Inconnu	
<b>Procédé de fabrication :</b>	Pultrusion	

<b>Application # 5</b>	<b>Référence # 5</b>	
<b>Fabricant :</b>	RS Innovators Composites Calgary, Alberta	
<b>Client :</b>	Alberta Transmission Grid Alberta, 2004	
<b>Nombre de pylônes :</b>	Pylônes treillis en fibre de verre	
<b>Voltage de la ligne :</b>	Inconnu	
<b>Coût du projet :</b>	Inconnu	
<b>Procédé de fabrication :</b>	Enroulage filamentaire	

<b>Application # 6</b>	<b>Référence # 6</b>	
<b>Fabricant :</b>	Shakespeare Composites Structures Newberry, South California	
<b>Client :</b>	Montana Power Company Montana	
<b>Nombre de pylônes :</b>	Pylônes tubulaires en fibre de verre	
<b>Voltage de la ligne :</b>	Inconnu	
<b>Coût du projet :</b>	Inconnu Enroulage filamentaire	
<b>Procédé de fabrication :</b>		



## Annexe E Information complémentaire au chapitre 2 en relation avec la norme Eurocomp [5]

### Information générale utile pour la conception réalisée selon l'Eurocomp [5]

Le facteur partiel de sécurité  $\gamma_m$  pour les propriétés des matériaux composites à la limite ultime est donné par l'expression suivante :

$$\gamma_m = \gamma_{m,1}\gamma_{m,2}\gamma_{m,3} \quad (\text{E.1})$$

où  $\gamma_{m,1}$ ,  $\gamma_{m,2}$  et  $\gamma_{m,3}$  sont les coefficients partiels de sécurité obtenus à l'aide des tableaux E.1, E.2 et E.3. Cependant,  $\gamma_m$  ne doit jamais être inférieur à 1.5 ou supérieur à 10.

Le coefficient partiel de sécurité  $\gamma_{m,1}$  tient compte du degré d'incertitude relié à l'origine des propriétés des différents laminés, des panneaux et des sections pultrudées, tel que c'est illustré au tableau E.1.

**Tableau E.1 : Les valeurs du coefficient partiel de sécurité no 1 [5]**

Les propriétés qui constituent le matériel (i.e. les fibres et la matrice) sont dérivées de tests en laboratoire	2.25
Les propriétés des laminés, des panneaux ou des pultrudés sont dérivées de la théorie	2.25
Les propriétés des laminés, des panneaux ou des pultrudés sont dérivées de la théorie	1.50
Les propriétés des laminés, des panneaux ou des pultrudés sont dérivées de la théorie	1.5

Le coefficient partiel de sécurité  $\gamma_{m,2}$  tient compte du matériel et du procédé de fabrication, et les différents coefficients sont présentés au tableau E.2.

**Tableau E.2 : Les valeurs du coefficient partiel de sécurité no 2 [5]**

Application par jet fait à la main	2.2	3.2
Fait à la main	1.4	2.0
Préimprégné et fait à la main	1.2	1.7
Pultrusion	1.1	1.7

Le coefficient partiel de sécurité  $\gamma_{m,3}$  tient compte des effets de l'environnement et de la durée du chargement. L'énumération de ces coefficients partiels de sécurité  $\gamma_{m,3}$  est faite au tableau E.3.














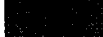





**Tableau E.3 : Les valeurs du coefficient partiel de sécurité no 3 [5]**

25 - 50	55 - 80	1.2	3.0
	> 90	1.0	2.5
0 - 25	70 - 80	1.0	2.6

Il est important de noter que seules des informations pertinentes et détaillées ou des tests réalisés en laboratoire peuvent justifier l'utilisation d'une valeur de  $\gamma_{m,1}$ ,  $\gamma_{m,2}$  et  $\gamma_{m,3}$  plus petite que celles énumérées aux tableaux E.1, E.2 et E.3 présentés ci-haut.

Après avoir déterminé les coefficients de sécurité, on peut entamer la conception de structures en matériaux composites. Pour ce faire, il faut connaître les valeurs des contraintes maximales et des modules élastiques en tension, en compression, en cisaillement et en flexion du matériau composite. Ces informations sont généralement fournies par le fabricant, mais pour des calculs théoriques, elles peuvent être trouvées dans des livres de référence, comme l'Eurocomp. Ces propriétés varient selon le procédé de fabrication, la résine et les fibres utilisées, ainsi que la fraction du volume de fibres dans le matériau. Le tableau E.4 présente les valeurs typiques des propriétés caractéristiques d'un matériau composite fait de fibres en verre de type E et d'une résine polyester.

Tableau E.4 : Propriétés d'un matériau composite [5]

<u>Propriétés caractéristiques d'un matériau composite :</u>			
Données :	Procédé de fabrication :		
	Renfort :		
	Matrice :		
	Volume de fibre :		
<u>Propriétés physico-mécaniques</u>	<u>Valeurs</u>	<u>Unités</u>	<u>Symbole</u>
<b><u>TENSION</u></b>			
Contrainte de rupture en tension (long.)		N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{x,t,k}$
Contrainte de rupture en tension (trans.)		N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{y,t,k}$
Module d'élasticité en tension (long.)		kN/mm <sup>2</sup>	$E_{x,t,k}$
Module d'élasticité en tension (trans.)		kN/mm <sup>2</sup>	$E_{y,t,k}$
<b><u>COMPRESSION</u></b>			
Contrainte de rupture en compression (long.)		N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{x,c,k}$
Contrainte de rupture en compression (trans.)		N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{y,c,k}$
Module d'élasticité en compression (long.)		kN/mm <sup>2</sup>	$E_{x,c,k}$
Module d'élasticité en compression (trans.)		kN/mm <sup>2</sup>	$E_{y,c,k}$
<b><u>CISAILLEMENT</u></b>			
Contrainte de rupture en cisaillement		N/mm <sup>2</sup>	$\tau_{xy,k}$
Module d'élasticité en cisaillement		kN/mm <sup>2</sup>	$G_{xy,k}$
<b><u>FLEXION</u></b>			
Contrainte de rupture en flexion (long.)		N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{x,b,k}$
Contrainte de rupture en flexion (trans.)		N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{y,b,k}$
Module d'élasticité en flexion (long.)		kN/mm <sup>2</sup>	$E_{x,b,k}$
Module d'élasticité en flexion (trans.)		kN/mm <sup>2</sup>	$E_{y,b,k}$
<b><u>DÉFORMATION</u></b>			
Déformation maximale (long.)		%	$\varepsilon_x$
Déformation maximale (trans.)		%	$\varepsilon_y$
<b><u>AUTRE</u></b>			
Coefficient de Poisson (long.)			$\nu_{xy}$
Coefficient de Poisson (trans.)			$\nu_{yx}$

**Information complémentaire à la conception en flexion [5]**

La résistance de la section conçue en flexion doit être égale ou supérieure aux états limites ultimes suivants :

- résistance en flexion;
- résistance axiale (pour les éléments subissant des efforts normaux);

- résistance en cisaillement;
- résistance aux contraintes d'appui;
- résistance au flambement de l'âme dû à la flexion;
- résistance au flambement de l'âme dû au cisaillement;
- résistance au flambement de l'âme dû à la flexion et au cisaillement;
- résistance au flambement de l'aile en compression;
- résistance au déversement.

De plus, la résistance de la section doit être égale ou supérieure aux états limites de service, telles les déformations dues à la flexion et au cisaillement, ainsi que les vibrations.

Les déformations des sections en flexion ne doivent pas affecter les fonctions, ainsi que l'apparence de la structure. La somme de toutes les déformations observées dues aux charges à court et à long terme ne doit pas dépasser les déformations maximales des sections concernées. Les déformations ne doivent pas excéder celles permises par d'autres éléments connectés, tels que les cloisons, les vitres, les revêtements, les services ou les finitions. Enfin, dans certains cas, les déformations doivent être minimisées pour certaines machineries et équipements industriels.

Les valeurs maximales permises pour la flèche en fonction des conditions d'application sont présentées dans le tableau E.5.

**Tableau E.5 : Valeurs limites recommandées pour la flèche**

<b>Passages occasionnels non publics</b>	<b>L / 150</b>	<b>L / 175</b>
<b>Planchers avec accès général au public</b>	<b>L / 250</b>	<b>L / 300</b>
<b>Planchers supportant des colonnes</b>	<b>L / 400</b>	<b>L / 500</b>

L'équation conventionnelle pour calculer la flèche d'une poutre isotropique et homogène doit être utilisée pour les matériaux composites. Pour une poutre simple, elle prend la forme suivante :

$$\text{Flèche (flexion)} = \frac{k_1 F_v L^3}{EI} \quad (\text{E.2})$$

où  $EI$  est la rigidité de la pleine section,  $F_v$  est la charge verticale totale sur la poutre,  $L$  est la longueur de la membrure et  $k_1$  est un facteur qui dépend du cas de chargement et des conditions d'appui. Divers facteurs  $k_1$  sont suggérés dans le tableau E.6.

Pour les poutres dont le ratio portée/profondeur est inférieur à 25, la flèche due au cisaillement est donnée par l'équation suivante :

$$\text{Flèche (cisaillement)} = \frac{k_2 F_v L}{A_v G_{xy}} \quad (\text{E.3})$$

où  $k_2$  est un facteur qui dépend du cas de chargement et des conditions d'appui,  $A_v$  est l'aire en cisaillement de l'âme et  $G_{xy}$  est le module de cisaillement en plan de l'âme. Divers facteurs  $k_2$  sont également suggérés dans le tableau E.6.

**Tableau E.6 : Valeurs suggérées pour les coefficients  $k_1$  et  $k_2$**

Porte-à-faux	Charge ponctuelle à l'extrémité	1/3	1
Appuyé sur un point	Charge uniformément répartie	1/8	1/2
Supporté aux extrémités	Charge ponctuelle au centre	1/48	1/4
Appuyé sur deux points	Charge uniformément répartie	1/240	1/8
Fixé aux extrémités	Charge uniformément répartie	1/384	1/24

### Chargements combinés [5]

Ce dernier point traite des membrures soumises à un effort de compression axiale ou de tension appliquée parallèlement à l'axe longitudinal combiné à de la flexion, selon un ou deux axes transversaux. Dans les équations qui suivent, l'axe X représente l'axe longitudinal à la

membrure, l'axe Y est l'axe principal transversal de flexion et l'axe Z est associé à l'axe secondaire transversal de flexion.

Pour de la tension et de la flexion à l'état limite ultime, les conditions présentées ci-dessous doivent être respectées pour chacune des sections :

$$\frac{N_{t,Sd,x}}{N_{t,Rd,x}} + \frac{M_{Sd,y}}{M_{Rd,y}} + \frac{M_{Sd,z}}{M_{Rd,z}} \leq 1 \quad (\text{E.4})$$

$$\frac{N_{t,Sd,x}}{N_{t,Rd,x}} + \frac{M_{Sd,y}}{M_{b,cr,y}} + \frac{M_{Sd,z}}{M_{b,cr,z}} \leq 1 \quad (\text{E.5})$$

où  $N_{t,Sd,x}$  est la valeur de charge de conception en tension axiale,  $N_{t,Rd,x}$  est la résistance en tension axiale de la section,  $M_{Sd,y}$  est le moment interne de flexion de conception dans la section selon l'axe fort,  $M_{Rd,y}$  est le moment résistant en flexion de la section selon l'axe fort,  $M_{Sd,z}$  est le moment interne de flexion de conception dans la section selon l'axe faible,  $M_{Rd,z}$  est le moment résistant en flexion de la section selon l'axe faible,  $M_{b,cr,y}$  est le moment résistant critique au déversement latéral selon l'axe fort et  $M_{b,cr,z}$  est le moment résistant critique au déversement latéral selon l'axe faible.

Pour de la compression et de la flexion à l'état limite ultime, les trois (3) conditions présentées ci-après doivent être respectées pour chacune des sections :

$$\frac{N_{c,Sd,x}}{N_{c,Rd,x}} + \frac{M_{Sd,y}}{M_{Rd,y}} + \frac{M_{Sd,z}}{M_{Rd,z}} \leq 1 \quad (\text{E.6})$$

$$\frac{N_{c,Sd,x}}{N_{c,Rd,x}} + \frac{M_{Sd,y}}{M_{c,cr,y}} + \frac{M_{Sd,z}}{M_{c,cr,z}} \leq 1 \quad (\text{E.7})$$

$$X_x + X_y + X_z \leq 1 \quad (\text{E.8})$$

avec

$$X_x = \max \left( \frac{N_{c,Sd,x}}{0.7N_{cr,y}} \text{ ou } \frac{N_{c,Sd,x}}{0.7N_{cr,z}} \right) \quad (\text{E.9})$$

$$X_y = \max \left( \frac{M_{Sd,y}}{M_{Rd,y} \left( 1 - \frac{N_{c,Sd,x}}{N_{cr,y}} \right)} \text{ ou } \frac{M_{Sd,y}}{M_{b,cr,y} \left( 1 - \frac{N_{c,Sd,x}}{N_{cr,y}} \right)} \right) \quad (\text{E.10})$$

---

Où  $N_{c,sd,x}$  est la charge de conception en compression axiale dans la section,  $N_{c,Rd,x}$  est la résistance en compression axiale de la section,  $M_{c,cr,y}$  est le moment résistant critique au flambement local de la section selon l'axe fort,  $M_{c,cr,z}$  est le moment résistant critique au flambement local de la section selon l'axe faible,  $N_{cr,y}$  est la charge critique de flambement avec de la flexion selon l'axe fort et  $N_{cr,z}$  est la charge critique de flambement avec de la flexion selon l'axe faible.