





UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE  
Faculté de génie  
Département de génie civil

MODIFICATION D'UN PYLÔNE DE  
LIGNE AÉRIENNE DE TRANSPORT  
D'ÉNERGIE POUR LE REHAUSSEMENT  
DES CONDUCTEURS

Mémoire de maîtrise  
Spécialité : génie civil

Thomas EGRON

Jury : Frédéric LÉGERON (directeur)  
Dominique LEFEBVRE (rapporteur)  
Hervé DUCLOUX



# RÉSUMÉ

Pour répondre à l'augmentation de la consommation d'énergie, une solution est envisagée : augmenter la tension électrique dans les lignes. L'augmentation de la tension électrique induit entre autres une augmentation du champ électrique et une augmentation du critère de distance minimale au sol (distance entre les câbles et le sol), impliquant un rehaussement des conducteurs. Le pylône dimensionné pour une certaine tension électrique initiale verra sa taille augmentée pour satisfaire les nouvelles conditions d'exploitation. Une option envisageable, pour conserver les dimensions géométriques, est de modifier les isolateurs en suspension et de les remplacer par de nouveaux isolateurs en polymères renforcés de fibres de verre (PRF) afin d'observer la possibilité d'un rehaussement des conducteurs dans l'optique d'une future augmentation de puissance. Ces PRF représentent de par leur poids léger, leur faible conductivité et leur résistance élevée, un véritable atout. Le projet consiste à utiliser les études concernant le comportement des matériaux composites et à vérifier la pertinence de l'utilisation de ces matériaux pour des isolateurs. Par la suite, seront étudiés les comportements de divers types d'isolateurs, par une approche statique. Les nouvelles charges induites dans le pylône et les fondations seront comparées, et une attention particulière sera apportée aux modifications nécessaires du pylône. L'étude montre que certaines nouvelles configurations d'isolateurs permettent de rehausser le niveau des conducteurs d'une ligne existante, tout en permettant de bien équilibrer les charges longitudinales causées par des chargements dissymétriques et en permettant de limiter l'augmentation des efforts transmis à l'ensemble de la structure et aux fondations.

**Mots-clés :** Pylône électrique, isolateur en PRF, équations de conception, dimensionnement des structures, isolateur en compression, ligne de transport d'énergie



# TABLE DES MATIÈRES

<b>1</b>	<b>INTRODUCTION</b>	<b>1</b>
1.1	Contexte . . . . .	1
1.2	Problématique . . . . .	2
1.3	Contribution . . . . .	2
<b>2</b>	<b>ÉTAT DE L'ART</b>	<b>3</b>
2.1	Mise à niveau et augmentation de puissance de transit . . . . .	3
2.1.1	Réhabilitation des lignes . . . . .	3
2.1.2	Remplacement d'une ligne . . . . .	5
2.1.3	Augmentation de puissance transitée . . . . .	6
2.2	Les isolateurs . . . . .	10
2.2.1	Les types d'isolateurs . . . . .	10
2.2.2	Les équations de charges . . . . .	18
2.2.3	Comportement des isolateurs en composite en flexion . . . . .	21
2.3	Les matériaux composites . . . . .	22
2.3.1	Caractéristiques générales . . . . .	23
2.3.2	La fabrication des matériaux composites . . . . .	26
2.3.3	Les structures existantes en matériaux composites de PRF . . . . .	27
2.4	Les pylônes à treillis . . . . .	30
<b>3</b>	<b>DÉFINITION DE PROJET DE RECHERCHE</b>	<b>33</b>
3.1	Problématique . . . . .	33
3.2	Objectifs . . . . .	34
3.2.1	Objectif principal . . . . .	34
3.2.2	Objectifs secondaires . . . . .	34
3.3	Méthodologie . . . . .	35
<b>4</b>	<b>ANALYSE DES ISOLATEURS</b>	<b>37</b>
4.1	Données . . . . .	37
4.1.1	Critère électrique . . . . .	37
4.1.2	Conducteur et câble de garde . . . . .	37
4.1.3	Calcul des charges . . . . .	39
4.2	Solutions étudiées . . . . .	42
4.2.1	Les critères de dimensionnement . . . . .	42
4.2.2	Les types d'isolateurs . . . . .	42
4.2.3	Modélisation . . . . .	47
4.3	Résultats des modélisations . . . . .	49
4.3.1	L'isolateur en suspension . . . . .	49
4.3.2	L'isolateur simple en compression . . . . .	50
4.3.3	L'isolateur double en compression . . . . .	52
4.3.4	L'isolateur rotulé . . . . .	55

<b>5</b>	<b>ANALYSE DES SUPPORTS</b>	<b>67</b>
5.1	Modifications des consoles . . . . .	67
5.1.1	Critère électrique . . . . .	67
5.1.2	Conception des consoles . . . . .	73
5.2	Résultats aux fondations . . . . .	77
5.2.1	Pylône 90 kV . . . . .	77
5.2.2	Pylône 225 kV . . . . .	81
5.3	Résultats à la structure . . . . .	87
5.3.1	Le modèle . . . . .	87
5.3.2	Pylône 90 kV . . . . .	89
5.3.3	Pylône 225 kV . . . . .	93
5.3.4	Récapitulatif des résultats . . . . .	98
<b>6</b>	<b>CONCLUSION</b>	<b>101</b>
6.1	Travaux réalisés et bilan de la maîtrise . . . . .	101
6.2	Contributions . . . . .	103
6.3	Perspectives et travaux futurs . . . . .	104
<b>A</b>	<b>Étude préliminaire et théorie des lignes</b>	<b>105</b>
A.1	Calcul de charge . . . . .	105
A.1.1	Charge de givre . . . . .	105
A.1.2	Charge de vent . . . . .	106
A.1.3	Quelques cas de charge utilisés . . . . .	106
A.2	Calcul de la tension des câbles . . . . .	108
A.2.1	Méthodes de calcul . . . . .	108
A.2.2	Changement d'état [Légeron, 2005] . . . . .	112
<b>B</b>	<b>Méthodes de conception des matériaux composites</b>	<b>115</b>
B.1	Résistance en traction . . . . .	116
B.2	Résistance en compression . . . . .	117
B.2.1	Flambement global (Euler) . . . . .	117
B.2.2	Flambement local . . . . .	117
B.2.3	Interaction entre le flambement local et global . . . . .	120
B.2.4	Résistance en flexion-torsion . . . . .	122
B.2.5	Résistance en compression selon l' <i>Eurocomp</i> . . . . .	122
B.3	Résistance en flexion selon l'Eurocomp . . . . .	125
B.4	Résistance en cisaillement . . . . .	126
B.5	Connexion . . . . .	127
B.5.1	Les méthodes de connexions . . . . .	128
B.5.2	Les méthodes de conception . . . . .	130
<b>C</b>	<b>Étude de la position d'équilibre pour un canton de plusieurs portées pour l'isolateur rotulé</b>	<b>133</b>
C.1	Étape 1 : Les données du problème . . . . .	133

C.2	Étape 2 : Création des matrices vides (l'indice m précise que ce sont des matrices) . . . . .	134
C.3	Étape 3 : Initialisation du problème (j=1,2) . . . . .	136
C.4	Étape 4 : Calcul des déplacements après j=2 pour chaque isolateurs . . . . .	139
C.5	Étape 5 : Calcul de l'équilibre du canton . . . . .	139

**LISTE DES RÉFÉRENCES****143**



# LISTE DES FIGURES

2.1	Sous-structure du pylône étudiée [Albermani, 2004] . . . . .	4
2.2	Types de diaphragmes étudiés [Albermani, 2004] . . . . .	4
2.3	Modifications apportées sur le pylône : solution "triangle" (à gauche), pylône existant (au centre) et solution "delta" (à droite) [Marginean <i>et al.</i> , 2011] .	5
2.4	Comparaisons des emprises avant et après remplacement [Burnham, 1994] .	6
2.5	Console de type "canadienne" (à gauche) et solution retenue pour transiter une tension de 138 kV (à droite) [Braga <i>et al.</i> , 2000]. . . . .	7
2.6	Assemblage d'une nouvelle structure compacte avec la structure originale d'un pylône de 66 kV [Cottureau <i>et al.</i> , 2002]. . . . .	9
2.7	Solution retenue : 4 circuits de 220 kV [Surange <i>et al.</i> , 2011] . . . . .	9
2.8	Isolateurs en suspension et isolateurs en V . . . . .	11
2.9	Comparaison d'un isolateur en suspension avec un isolateur horizontal [Baker, 2010]. . . . .	11
2.10	Isolateurs horizontaux (à gauche) et isolateurs contreventés (à droite) . . .	13
2.11	Représentation d'un isolateur (a) contreventé fixé directement au pylône et (b) d'un isolateur fixé via un bras [Baker, 2010]. . . . .	13
2.12	Détail d'un isolateur en composite [Gençoglu, 2007] . . . . .	14
2.13	Schéma d'un isolateur contreventé avec un axe de rotation incliné [Baker, 2008] . . . . .	18
2.14	Charge verticale vs charge horizontale pour un isolateur contreventé et articulé (axe de rotation incliné) [Baker, 2010] . . . . .	19
2.15	Déplacement angulaire d'un isolateur horizontal sujet à une force longitudinale [Baker, 2008]. . . . .	20
2.16	Courbes contrainte/déformation des PRF, des fibres et de la matrice [ISIS-Canada, 2007] . . . . .	23
2.17	Représentation schématique du procédé de pultrusion . . . . .	27
2.18	Eyecatcher-Forme structurelle adaptée d'une construction de bois traditionnelle [Keller, 1999] . . . . .	28
2.19	Pylône de 25.6 m en PRF de verre [Warner, 1997] . . . . .	29
2.20	Profilés proposés par Strongwell . . . . .	29
2.21	Composants d'un pylône [Hydro-Québec, 2014a] . . . . .	31
3.1	Pylônes étudiés : pylône à treillis avec fenêtre (à gauche) et pylône à treillis sans fenêtre (à droite) . . . . .	35
3.2	Représentation d'un canton de huit portées chargé de givre dissymétrique et de vent . . . . .	36
4.1	Représentation d'un isolateur simple sur SAP2000 . . . . .	43
4.2	Représentation d'un isolateur double sur SAP2000 . . . . .	45
4.3	Représentation d'un isolateur rotulé avec ses paramètres . . . . .	46
4.4	Représentation d'un isolateur contreventé sur SAP2000 . . . . .	47

4.5	Représentation d'un isolateur contreventé inversé sur SAP2000 . . . . .	47
4.6	Représentation d'un canton de 8 portées sur SAP2000 . . . . .	48
4.7	Force longitudinale maximale sur le canton pour les isolateurs simples dans le cas de givre dissymétrique . . . . .	51
4.8	Contrainte dans le 4 <sup>e</sup> isolateur pour le cas de givre . . . . .	51
4.9	Évolution du déplacement longitudinal et du moment total en fonction de l'espacement . . . . .	53
4.10	Force longitudinale maximale dans le canton pour l'isolateur double dans le cas de givre dissymétrique . . . . .	54
4.11	Contrainte maximale dans l'isolateur médian pour l'isolateur double dans le cas de givre dissymétrique . . . . .	54
4.12	Représentation des forces longitudinales s'exerçant sur un isolateur rotulé .	56
4.13	Algorithme inspiré de [Mozer, 1983] . . . . .	57
4.14	Comparaison des résultats obtenus sur SAP2000 et MATLAB . . . . .	60
4.15	Charge de givre maximale pour R1.5-1.25-1.2 . . . . .	61
4.16	Pression de vent dissymétrique maximale à $\Theta_{ext} = 15^\circ C$ , pour un canton de 8 portées et un isolateur R1.5-1.25 . . . . .	62
4.17	Stabilité d'un canton en fonction du nombre de portées pour différentes orientations du vent et R1.5-1.25-1.2 . . . . .	63
4.18	Stabilité VS. nombres de portées pour différentes valeurs de l'angle d'inclinaison et pour un vent à $80^\circ$ et un isolateur R1.5-1.25 . . . . .	63
4.19	Force longitudinale maximale sur le canton pour les isolateurs rotulés dans le cas de givre dissymétrique . . . . .	64
5.1	Configuration des consoles pour différents isolateurs . . . . .	68
5.2	Modification des consoles sur le pylône 90 kV : console d'origine (à gauche) et console retournée (à droite) . . . . .	69
5.3	Modification des consoles sur le pylône 225 kV : console d'origine (à gauche) et Console retournée et rabaissée (au centre et à droite) . . . . .	70
5.4	Modification du pylône 225 kV : tronçon d'origine (à gauche) et tronçon modifié (à droite) . . . . .	71
5.5	Console oblique pour l'isolateur rotulé du pylône 90 kV . . . . .	72
5.6	Pylône 225 kV avec des isolateurs rotulés . . . . .	72
5.7	Console d'origine pour le pylône 90 kV . . . . .	74
5.8	Console modifiée : Isolateur simple avec U (en haut) et isolateur double avec HSS (en bas) . . . . .	74
5.9	Répartition des contraintes dans la console pour l'isolateur double . . . . .	75
5.10	Répartition des contraintes dans la console pour l'isolateur simple . . . . .	76
5.11	Comparaison avec l'isolateur en suspension des efforts résultants dans les membrures jambes . . . . .	79
5.12	Comparaison avec l'isolateur en suspension des efforts résultants dans les membrures jambes après intégration des câbles de garde pour le cas de charge de givre dissymétrique . . . . .	81
5.13	Profil du pylône 225 kV . . . . .	83
5.14	Vue rapprochée de l'isolateur rotulé . . . . .	84

5.15	Comparaison des efforts résultants dans les membrures jambes pour le cas de givre dissymétrique . . . . .	85
5.16	Comparaison des efforts résultants dans les membrures jambes pour le cas de givre dissymétrique avec les câbles de garde . . . . .	87
5.17	Modélisation mixte : éléments poutres et treillis . . . . .	88
5.18	Ratios pour des efforts exercés sur les conducteurs et les câbles de garde (S16-09) . . . . .	90
5.19	État de ratio pour les membrures étudiées en considérant les câbles de garde (S16-09) . . . . .	92
5.20	Ratios dans le cas de givre pour l'ASCE 10-97 pour des conducteurs chargés uniquement . . . . .	95
5.21	Ratios dans le cas de vent seul pour l'ASCE 10-97 . . . . .	96
5.22	Ratios dans le cas de givre pour l'ASCE 10-97, en prenant en compte les câbles de garde . . . . .	98
A.1	Représentation de différents cas de charges [Chanal, 2000] . . . . .	107
A.2	Représentation de l'équilibre statique d'un câble . . . . .	108
A.3	Comparaison entre l'approche parabolique et l'équation de la chaînette rigide [Ramalheiro, 2013] . . . . .	111
A.4	Relation entre équilibre externe et équilibre interne . . . . .	113
B.1	Charge critique de colonnes sujettes à une compression axiale . . . . .	121
B.2	Assemblage par "Snap joint" [Hiel, 2008] . . . . .	129
B.3	Modes de rupture pour un assemblage boulonné : a) pression diamétrale b) traction en aire nette c) cisaillement d) clivage . . . . .	130



# LISTE DES TABLEAUX

2.1	Comparaison entre les isolateurs en céramique et les isolateurs en composite munis d'une couche de caoutchouc de silicone (SIR) . . . . .	17
2.2	Propriétés physiques et mécaniques des fibres [Gay, 1997] . . . . .	24
2.3	Propriétés physiques et mécaniques des résines [Gay, 1997] . . . . .	25
4.1	Distances à la masse en fonction de la tension entre phases [Chanal, 2000] .	37
4.2	Type de câble selon le pylône . . . . .	38
4.3	Caractéristiques des câbles . . . . .	38
4.4	Résumé des paramètres des conducteurs . . . . .	39
4.5	Équilibre interne, équilibre externe et calcul de $S_0$ pour le cas du 90 kV . .	40
4.6	Récapitulatif des charges pour le cas de charge de givre . . . . .	42
4.7	Récapitulatif des charges pour le cas de charge de vent . . . . .	42
4.8	Variables étudiées dans le cas de l'isolateur simple . . . . .	44
4.9	Variables étudiées dans le cas de l'isolateur double . . . . .	45
4.10	Variables étudiées dans le cas de l'isolateur rotulé . . . . .	46
4.11	Données du matériau composite . . . . .	48
4.12	Résultats propres aux isolateurs en suspension . . . . .	50
4.13	Comparaison des forces longitudinales avec l'isolateur en suspension pour la ligne à 90 kV . . . . .	50
4.14	Distance à la masse et contrainte dans le cas de vent pour le 90 kV . . . .	52
4.15	Caractéristiques des isolateurs simples retenus . . . . .	52
4.16	Caractéristiques des isolateurs doubles retenus . . . . .	55
4.17	Résultats observés pour une charge de givre dissymétrique $q_{V_{givre}}=9.45$ N/m à $\Theta_{ext} = -5^\circ C$ , pour un canton de 8 portées et un isolateur R1.5-1.25 . . . .	60
4.18	Résultats propres à l'isolateur rotulé R1.5-1.25 et R1.6-1.25 (90 kV) . . . .	64
4.19	Caractéristiques des isolateurs rotulés retenus . . . . .	65
4.20	Solutions retenues . . . . .	65
5.1	Abscisse des points d'attache des câbles . . . . .	68
5.2	Hauteur minimale des isolateurs pour respecter le critère électrique . . . .	68
5.3	Comparaison des réactions au niveau des supports de la console . . . . .	73
5.4	Poids des consoles conçues . . . . .	76
5.5	Rehaussement des isolateurs solutions pour le 90 kV . . . . .	78
5.6	Ensemble des charges et des déplacements dans le cas du 90 kV pour le cas de charge de givre dissymétrique . . . . .	78
5.7	Réactions dans les membrures jambes selon le type d'isolateur . . . . .	79
5.8	Réaction dans les membrures jambes selon le type d'isolateur dans le cas du givre dissymétrique . . . . .	80
5.9	Réaction dans les membrures jambes selon le type d'isolateur dans le cas du vent . . . . .	82
5.10	Rehaussement des isolateurs solutions pour le 225 kV . . . . .	82

5.11 Ensemble des charges et des déplacements dans le cas du 225 kV pour le cas du givre dissymétrique . . . . .	84
5.12 Réaction dans les membrures jambes selon le type d'isolateur pour le cas de givre dissymétrique . . . . .	85
5.13 Réaction dans les membrures jambes selon le type d'isolateur pour le cas de givre dissymétrique en intégrant les câbles de garde . . . . .	86
5.14 Forces et moments appliqués sur les consoles pour le cas de givre . . . . .	89
5.15 Ratio maximal selon le type d'isolateur . . . . .	89
5.16 Forces et moments appliqués sur les consoles pour le cas de givre . . . . .	93
5.17 Ratio maximal selon le type d'isolateur dans le cas du givre . . . . .	93
5.18 Écart des ratios (%) par rapport à l'isolateur en suspension pour le cas de givre, en ne considérant pas les câbles de garde . . . . .	94
5.19 Effort de compression dans la membrure 16 . . . . .	95
5.20 Effort dans les contreventements . . . . .	96
5.21 Ratios maximaux dans le cas du vent pour l'ASCE 10-97 . . . . .	96
5.22 Ratio maximal selon le type d'isolateur dans le cas du givre en prenant en compte les câbles de garde . . . . .	97
A.1 Comparaison entre l'équation de la chaînette élastique et la chaînette rigide [Ramalheiro, 2013] . . . . .	111
B.1 Contrainte de flambement local pour différents types de restriction [Kollar, 2003] . . . . .	119
B.2 Distribution de la charge dans les boulons de joints multi-colonnes, <i>Eurocomp</i> 131	
C.1 Première partie du code . . . . .	133

# LISTE DES SYMBOLES

Symbole	Définition
$\alpha$	Angle entre le contreventement et le bras dans l'isolateur rotulé
$\alpha_{c\grave{a}ble}$	Coefficient de dilatation thermique du câble
$\delta_{\acute{e}lastique}$	Déformation élastique dans le câble
$\delta_{thermique}$	Déformation thermique dans le câble
$\Delta D$	Déplacement relatif de l'isolateur
$\delta_{givre}$	Densité du givre
$\epsilon$	Critère de convergence dans la recherche de la position d'équilibre d'un canton
$\nu_{iso}$	Coefficient de Poisson de l'isolateur
$\Omega$	Angle d'incidence du vent ( $90^\circ$ pour un vent perpendiculaire au câble)
$\omega$	Angle de rotation décrit par l'isolateur rotulé
$\phi$	Angle entre le contreventement et l'axe d'inclinaison dans l'isolateur rotulé
$\rho_{iso}$	Masse volumique de l'isolateur
$\theta$	Angle d'inclinaison de l'isolateur rotulé
$\Theta_1$	Température extérieure à l'état 1
$\Theta_2$	Température extérieure à l'état 2
$\Theta_{ext}$	Température extérieure
$\Theta_{int}$	Température interne du câble
$\xi_1$	Coefficient de pondération du chargement à l'état 1
$\xi_2$	Coefficient de pondération du chargement à l'état 2
$A_{c\grave{a}ble}$	Aire de la section droite du câble
$A_c$	Force exercée par le vent sur le câble
$B$	Charge de traction dans le contreventement de l'isolateur contreventé
$C_f$	Charge de compression dans la membrure
$C_r$	Résistance en compression de la membrure
$C_{xc}$	Coefficient de traînée du câble
$D$	Déplacement longitudinal de l'isolateur rotulé
$d'_{dist}$	Distance réelle du câble à la console
$d_{c\grave{a}ble}$	Diamètre extérieur du câble
$d_{dist}$	Distance du câble à la console sans déplacement longitudinal
$d_{expos\acute{e}}$	Diamètre du câble couvert de givre exposé au vent
$d_{iso}$	Diamètre de l'isolateur
$d_{longitudinale}$	Déplacement longitudinal obtenu par modélisation sur MATLAB
$E_{c\grave{a}ble}$	Module d'élasticité du câble
$e_{ext}$	Déformation externe du câble
$e_{int}$	Déformation interne du câble
$E_{iso}$	Module d'élasticité de l'isolateur
$f$	Flèche du câble

$F_x$	Force appliquée dans la direction x
$F_y$	Force appliquée dans la direction y
$F_z$	Force appliquée dans la direction z
$G_c$	Facteur combiné de vent pour les câbles
$G_L$	Facteur de portée
$H$	Tension horizontale dans le câble
$H_1$	Tension horizontale dans le câble à l'état 1
$H_2$	Tension horizontale dans le câble à l'état 2
$H_{initial}$	Tension horizontale initiale dans le câble après son installation
$H_{iso}$	Hauteur de l'isolateur
$I_{iso}$	Moment d'inertie de l'isolateur
$k_{câble}$	Paramètre de réglage du câble à 15°C
$k_e$	Coefficient de flambement
$K_{global}$	Rigidité global comprenant les rigidités des câbles adjacents et de l'isolateur
$K_{isolateur}$	Rigidité de l'isolateur
$L$	Force longitudinale agissant sur l'isolateur
$L_1$	Force longitudinale produite par le câble à droite
$L_2$	Force longitudinale produite par le câble à gauche
$L_{cont}$	Longueur du contreventement de l'isolateur rotulé
$L_e$	Longueur de l'isolateur pour le flambement
$L_{iso}$	Longueur de l'isolateur (dans le cas particulier de l'isolateur contreventé)
$m$	Nombre de portées composant le canton
$M_{fx}$	Moment de flexion dans la membrure selon l'axe x
$M_{fy}$	Moment de flexion dans la membrure selon l'axe y
$M_{rx}$	Moment résistant en flexion de la membrure selon l'axe x
$M_{ry}$	Moment résistant en flexion de la membrure selon l'axe y
$M_x$	Moment appliqué dans la direction x
$M_y$	Moment appliqué dans la direction y
$mg$	Poids propre linéique du câble
$P$	Charge de compression dans le bras de l'isolateur contreventé
$P_e$	Charge critique d'euler
$P_f$	Sollicitation dans la membrure
$P_r$	Résistance de la membrure
$q_0$	Pression du vent s'exerçant sur le câble
$q_R$	Charge linéique résultante s'exerçant sur le câble
$q_{T_{givre}}$	Charge linéique transversale s'exerçant sur le câble en présence de givre
$q_{T_{nu}}$	Charge linéique transversale s'exerçant sur le câble nu
$q_T$	Charge linéique transversale s'exerçant sur le câble
$q_{V_{givre}}$	Charge linéique verticale induit par le givre
$q_{V_{nu}}$	Charge linéique verticale s'exerçant sur le câble nu

$q_V$	Charge linéique verticale s'exerçant sur le câble
$R$	Résultante des forces longitudinales s'exerçant sur l'isolateur
$R_x$	Réaction dans la direction x
$R_y$	Réaction dans la direction y
$R_z$	Réaction dans la direction z
$s$	Abscisse curviligne
$S_0$	Longueur à vide du câble avant installation (sans contrainte)
$S_1$	Longueur réelle du câble à l'état 1
$S_2$	Longueur réelle du câble à l'état 2
$S_{initial}$	Longueur réelle du câble après installation sous l'effet du poids propre
$S$	Longueur réelle du câble
$T$	Force transversale agissant sur l'isolateur
$T(s)$	Tension dans le câble à l'abscisse curviligne s
$T_f$	Charge de traction dans la membrure
$t_{givre}$	Épaisseur du manchon de givre
$T_{m_1}$	Tension moyenne dans le câble à l'état 1
$T_{m_2}$	Tension moyenne dans le câble à l'état 2
$T_{m_{initial}}$	Tension moyenne dans le câble après installation
$T_r$	Résistance en traction de la membrure
$T_x(s)$	Composante horizontale de la tension dans le câble à l'abscisse curviligne s
$T_z(s)$	Composante verticale de la tension dans le câble à l'abscisse curviligne s
$T_z(s + ds)$	Composante verticale de la tension dans le câble à l'abscisse curviligne s+ds
$V$	Force verticale agissant sur l'isolateur
$V_{câble}$	Réaction verticale au point d'attache du câble
$W_{câble}$	Poids du câble
$X$	Espacement entre les deux points d'attache de l'isolateur contreventé

---



# CHAPITRE 1

## INTRODUCTION

### 1.1 Contexte

La demande croissante et continue en énergie pousse les gestionnaires de réseaux à augmenter la capacité de transit du réseau existant. En France par exemple, RTE (Réseau de transport d'électricité) possède plus de 100 000 km de lignes à haute tension [Rte-France, 2014].

Pour faire face à la réticence croissante des gouvernements et de la population concernant la construction de nouvelles lignes électriques, les entreprises de transport d'électricité évaluent la possibilité d'augmenter la tension dans les lignes, permettant d'accroître la puissance transportée. Cependant, l'augmentation de la tension implique de nouvelles conditions pour lesquelles les pylônes ne sont pas adaptés, telles que l'augmentation du champ électromagnétique ou l'augmentation du critère de distance minimale au sol (distance entre les conducteurs et le sol).

Afin de respecter les critères de dégagement au sol, entre les phases et à la structure [Chanal, 2000], l'augmentation de tension nécessite un nouveau design de pylône, à savoir l'augmentation de sa hauteur et de sa largeur. Afin de respecter les critères électriques, il est envisageable de modifier la tête des pylônes. Cette étude évalue l'option de remplacer des isolateurs en suspension par des isolateurs sollicités en traction compression et flexion afin de rehausser le niveau des conducteurs.

Les matériaux composites représentent une nouvelle classe de matériaux qui par leur faible poids et leur forte résistance ont su trouver rapidement une place dans l'industrie aéronautique et automobile dans les années 60 [Bakis *et al.*, 2002]. Les matériaux composites renforcés de fibre de verre possèdent une conductivité quasi nulle. Le domaine de l'isolation électrique a pu tirer profit des avantages de ces derniers. De nombreuses études montrent le comportement des matériaux composites en flexion et en compression, mais les méthodes et les critères de conception demeurent quasi inexistantes.

Ce projet s'inscrit à la suite de la maîtrise de Vincent GAGNÉ [Gagné, 2011], qui a étudié et comparé les résultats expérimentaux en compression et en flexion de membrures

en composites avec les différentes méthodes de conception existantes. L'enjeu de cette maîtrise est de compléter le projet précédent en y apportant une autre solution ; solution qui consiste à développer et à utiliser des isolateurs atypiques.

## 1.2 Problématique

Le projet consiste en une étude préalable à la possibilité d'augmenter la tension de transit, qui a pour principale difficulté le rehaussement des lignes. La faisabilité d'un tel projet est étudiée à partir de deux critères : électrique et mécanique. Le premier concerne le dégagement au sol et les distances à la structure et le second, la résistance de la structure. Reformulée à partir de ces deux critères, l'étude porte sur le rehaussement des lignes électriques, en visant à minimiser l'augmentation des charges induites dans le pylône. L'augmentation du niveau des conducteurs se fait par le biais du remplacement des isolateurs en suspension par des isolateurs sollicités en traction/compression et en flexion. L'utilisation de matériaux composites est indispensable, afin de profiter de leur flexibilité dans le cas de charges longitudinales.

## 1.3 Contribution

Dans un contexte où la consommation d'énergie est en constante augmentation et où la construction de nouvelles lignes suscite des controverses, de nouvelles solutions innovatrices sont exigées.

L'utilisation de matériau composite renforcé de fibre de verre, appelé communément fibre de verre, et de nouveaux types d'isolateur dans un domaine encore réticent, permettrait le rehaussement des conducteurs et donc l'augmentation de tension électrique dans les lignes, rendant les pylônes à la fois performants et abordables. L'étude d'isolateurs en compression en matériau composite fibre de verre constitue un véritable enjeu, autant par les avantages qu'apportent ces derniers notamment face à des cas de charges dissymétriques [Dumora, 1992], que par l'innovation d'une telle technologie. En effet, cela offrirait un gain important de temps et de coûts comparativement à la conception et à la construction d'une nouvelle ligne. Cette maîtrise va permettre d'aboutir à des résultats concernant la possibilité de modifier des têtes de pylône pour permettre l'augmentation de la capacité de transit selon le type de géométrie de pylône.

Enfin, cette étude de cas pratiques pourrait apporter une méthodologie de conception réutilisable pour rehausser les conducteurs en vue de réviser le dégagement au sol ou bien en vue d'une augmentation de puissance.

# CHAPITRE 2

## ÉTAT DE L'ART

### 2.1 Mise à niveau et augmentation de puissance de transit

Augmenter la puissance de transit sur une ligne peut impliquer de nombreuses modifications sur le pylône. Ces modifications peuvent être le rehaussement des lignes afin de satisfaire le dégagement au sol ou l'augmentation de la longueur des isolateurs afin de tenir compte de la nouvelle distance à la masse. Mais aussi des modifications qui visent à renforcer, le pylône si besoin est, par l'utilisation de diaphragmes [Albermani, 2004] ainsi que les fondations. En effet le rehaussement des conducteurs a pour effet d'augmenter les efforts transmis aux fondations (augmentation de la hauteur du point d'application des charges). D'autres modifications peuvent être nécessaires comme le rehaussement des câbles de garde.

#### 2.1.1 Réhabilitation des lignes

Au fil du temps, le domaine du transport d'électricité a connu différentes améliorations, et ce, à plusieurs niveaux. Tout d'abord, les méthodes de conception des pylônes électriques ont été mises à jour, et encore certains pylônes en service, ont été conçus selon un modèle de contreventements en traction seulement dans les treillis. Ces contreventements peuvent atteindre des élancements élevés, autour de 250. D'autres modifications ont été apportées notamment au niveau des méthodes de conception (déterministe ou probabiliste), et donc au niveau des cas de charges et des résistances. Enfin, l'augmentation de la demande en puissance électrique et donc l'augmentation de la puissance transitée requièrent de nouvelles conditions de charges ainsi que des conducteurs plus lourds. Tous ces facteurs montrent que certains pylônes, construits il y a quelque temps, ne sont plus adaptés aux nouvelles conditions de charges et risquent de s'effondrer, et de conduire à des effondrements en cascade. [Albermani, 2004] traite de la révision des pylônes grâce à l'usage de diaphragmes (structure permettant de reprendre et transférer les charges latérales aux membrures principales). Les auteurs analysent et expérimentent l'effet des diaphragmes sur une sous-structure du pylône, présentée à la figure 2.1. Plusieurs types de diaphragmes

sont proposés et testés sous deux cas de charges : flexion et torsion. Les analyses et les résultats expérimentaux concordent et l'efficacité des diaphragmes dans le renforcement de la structure est attestée. Le diaphragme de type 2, figure 2.2, apparait comme le plus efficace et la charge critique de flambement dans le contreventement se voit augmenter d'environ 300 %.

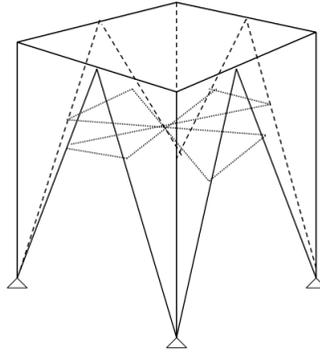


Figure 2.1 Sous-structure du pylône étudiée [Albermani, 2004]

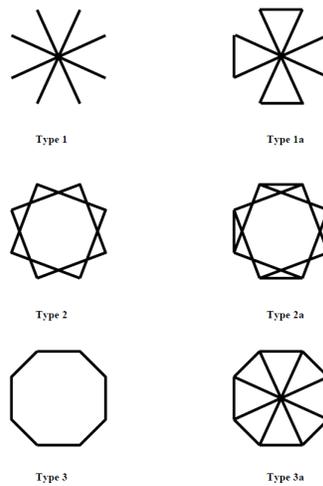


Figure 2.2 Types de diaphragmes étudiés [Albermani, 2004]

[Marginean *et al.*, 2011] étudie les possibilités de rénover une partie du réseau roumain suite à l'entrée du pays dans l'Union européenne. Afin d'améliorer la sécurité ainsi que la qualité du réseau, une partie de la ligne, composée de circuits doubles de 220 kV, doit être remplacée par des circuits simples de 400 kV. Plusieurs solutions sont abordées, soient : a) la construction d'une nouvelle ligne utilisant le corridor existant, b) en empruntant un nouveau corridor et c) la modification des têtes de pylônes.

La figure 2.3 montre les modifications étudiées. La configuration "delta" donne les meilleurs résultats en terme de coûts, d'étroitesse d'emprise, de performances électriques, d'impacts

visuels et de modifications en poste électrique. De plus, il est précisé qu'aucun renforcement n'est nécessaire pour les fondations et le fût.

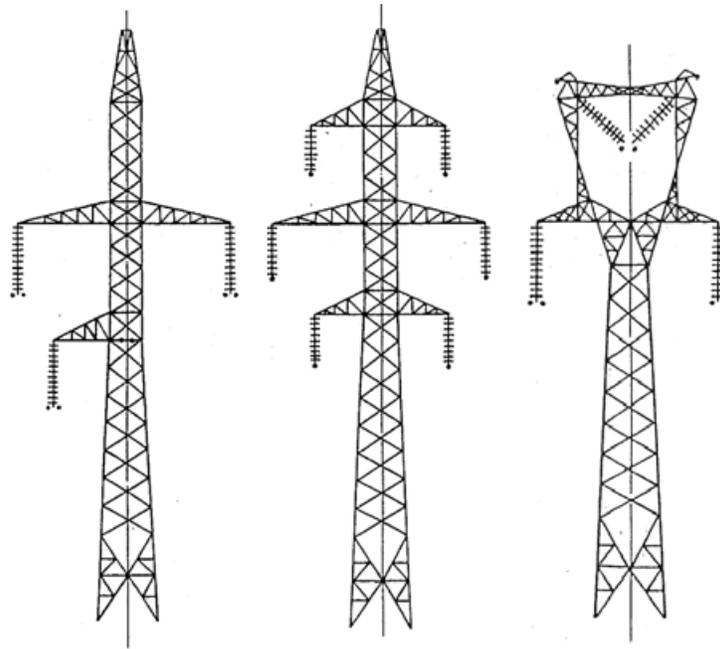


Figure 2.3 Modifications apportées sur le pylône : solution "triangle" (à gauche), pylône existant (au centre) et solution "delta" (à droite) [Marginean *et al.*, 2011]

### 2.1.2 Remplacement d'une ligne

Le choix des matériaux composites renforcés de fibres de verre pour la fabrication d'isolateurs comporte plusieurs avantages dont, un faible poids et une grande flexibilité en comparaison de la céramique et du verre. Ces qualités permettent de construire des structures plus compactes, de diminuer l'emprise, et donc d'améliorer l'esthétisme des lignes et de réduire les coûts de construction.

Dans [Burnham, 1994], Florida Power and Light a construit entre 1950 et 1970 environ 1300 km de lignes à 230 kV en bois. L'état des cadres de bois se détériorant, un remplacement de la ligne est envisagé. L'utilisation d'isolateurs en composite renforcé de fibre de verre permet au nouveau circuit double d'être beaucoup plus compact que les cadres en bois. Cela permet de remplacer un circuit simple par deux circuits doubles comme précisé sur la figure 2.4. Le bénéfice possible engrangé est immense et des possibilités d'augmenter les portées sont envisageables. Tout cela étant rendu possible par la capacité des composites

à supporter de grandes contraintes sans endommager les lignes (face à des cas de charges exceptionnelles).

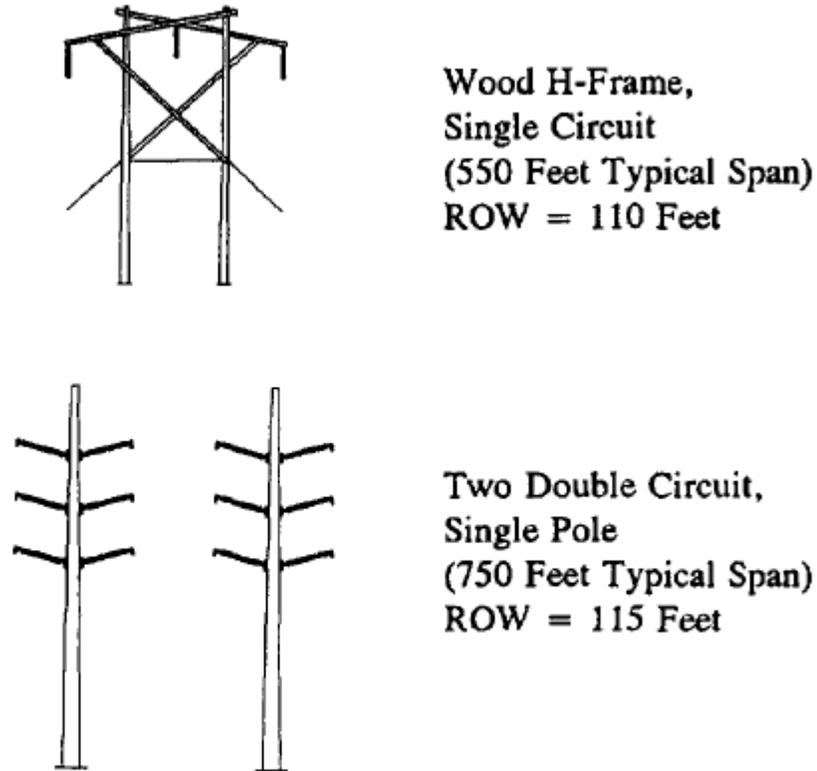


Figure 2.4 Comparaisons des emprises avant et après remplacement [Burnham, 1994]

### 2.1.3 Augmentation de puissance transitée

[Braga *et al.*, 2000] est un rapport technique qui présente les procédures et les solutions adoptées pour augmenter la tension de 69 kV à 138 kV. Le projet se situe au Brésil et consiste à seulement modifier la console lorsque la distance au sol est vérifiée ou à adopter une nouvelle configuration lorsque cette dernière ne l'est plus. La ligne initiale est équipée d'isolateurs en suspension avec des consoles de type "canadienne" (figure 2.5).

Lorsque les dégagements au sol sont satisfaits, une nouvelle console est conçue sur le même modèle que les anciennes, en gardant à la même hauteur le point d'attache le plus bas. Cela permet de rehausser au minimum les conducteurs tout en maintenant les distances de sécurité. Les modifications effectuées impliquent cependant une augmentation de l'angle de protection du câble de garde, passant de 30° à 45°, ce qui reste acceptable .

Lorsque le dégagement au sol initial n'est pas suffisant pour avoir une augmentation de tension de 69 kV à 138 kV, le simple remplacement de la console ne suffit plus. Une nouvelle solution est étudiée, basée sur l'utilisation d'un isolateur horizontal contreventé en matériau composite (fibre de verre) (figure 2.5). La nouvelle configuration voit les conducteurs élevés de 1,70 m, garantissant pour chaque portée le dégagement au sol. Pour des structures "double T" qui présentent une faible résistance en torsion, il est prévu d'utiliser des systèmes articulés afin de minimiser les efforts transmis aux pylônes. Ce genre d'articulation peut présenter des inconvénients dans le cas de vents extrêmes. Dans ce cas, un dispositif de verrouillage de la rotation qui limite l'angle de rotation à une valeur maximale est ajouté.

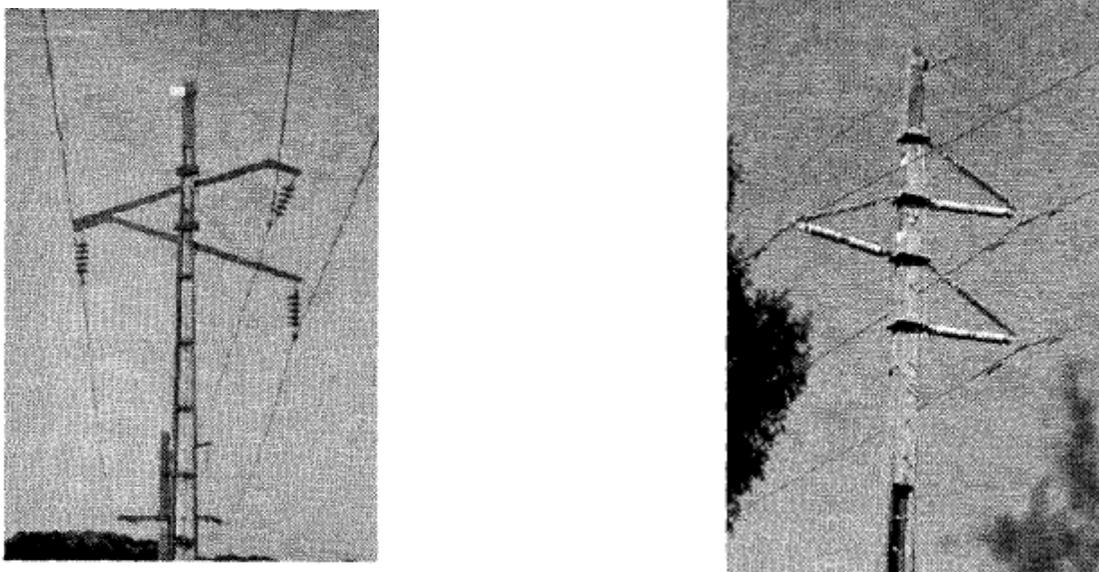


Figure 2.5 Console de type "canadienne" (à gauche) et solution retenue pour transiter une tension de 138 kV (à droite) [Braga *et al.*, 2000].

Au début des années 2000, la région de la Galice en Espagne a fait l'expérience d'une hausse spectaculaire de la production d'électricité. Pour permettre l'exportation du surplus d'énergie, deux solutions ont été envisagées par [Cottureau *et al.*, 2002] :

- Construire une nouvelle ligne de 220 kV
- Augmenter la tension nominale en la passant de 66kV à 220 kV

Plusieurs raisons ont mené à choisir la deuxième solution. En effet la construction d'une nouvelle ligne de 220 kV nécessite :

- l'étude du tracé de la nouvelle ligne,
- l'obtention de permis de construire,

- la construction de nouveaux accès, nouveaux corridors, la destruction de la flore.

À l'inverse, l'augmentation de la tension dans les lignes permet d'éviter les points précisés précédemment.

Les moyens mis en oeuvre pour rehausser la tension dans les lignes sont les suivants ([Cottureau *et al.*, 2002]) :

- la modification de 54 têtes de pylônes de 66 kV, rendant les structures plus compactes, et en y ajoutant des isolateurs contreventés et articulés (figure 2.6),
- le remplacement de 24 pylônes pour satisfaire le dégagement au sol.

Enfin cette solution innovatrice s'est fait remarquer par ses résultats intéressants [Cottureau *et al.*, 2002] :

- une augmentation de 233 % de la capacité de transmission d'énergie dans la ligne,
- une économie de 40 % comparée à la construction d'une nouvelle ligne
- la réduction des impacts environnementaux,
- la réduction du temps de construction (3 mois contre 2 ans pour la construction d'une nouvelle ligne).

Cependant, il convient de couper la ligne durant la durée de construction, ce qui peut devenir problématique. [Braga *et al.*, 2000] entreprend des travaux sous-tension, plus dispendieux, mais qui évitent un manque à gagner des manufacturiers présents dans la zone des travaux. Travailler sous-tension n'est toutefois pas toujours possible, dépendant de l'ampleur des modifications à apporter aux pylônes.

D'autres pays peuvent être cités à titre d'illustration. [Surange *et al.*, 2011] traite d'un projet de 2011, visant à accroître la puissance transitée à Mumbai en Inde. Les solutions étudiées sont :

- construire d'une nouvelle ligne de 220 kV,
- augmenter la tension électrique dans les lignes de 110 kV à 220 kV,
- construire une ligne souterraine,
- utiliser le corridor existant pour y implanter une ligne à 4 circuits de 220 kV.

D'un point de vue économique, social et technique, la solution optimale consiste à utiliser le corridor existant et à remplacer les pylônes par de nouveaux (figure 2.7).



Figure 2.6 Assemblage d'une nouvelle structure compacte avec la structure originale d'un pylône de 66 kV [Cottureau *et al.*, 2002].



Figure 2.7 Solution retenue : 4 circuits de 220 kV [Surange *et al.*, 2011]

Cette section illustre les différentes solutions adoptées dans différents pays pour faire face à la demande croissante en énergie. Un premier constat concerne l'utilité d'utiliser de

nouveaux types d'isolateurs (à l'instar de l'isolateur rotulé). Ensuite, la modification de la tête de pylône permet d'entreprendre l'augmentation de la tension électrique transmise. Des renforcements tels que des diaphragmes peuvent être nécessaires. Enfin, certains projets insistent sur les avantages d'utiliser des matériaux composites renforcés de fibre de verre. Cependant, peu d'innovation émerge et de nouvelles géométries d'isolateur devraient être étudiées.

## 2.2 Les isolateurs

### 2.2.1 Les types d'isolateurs

L'isolateur est une composante indispensable des lignes de transport. Il assure l'isolation électrique des supports et transmet aussi les efforts mécaniques des conducteurs aux pylônes.

Le mode de fixation le plus courant est la suspension ou chaîne en I (figure 2.8). Sa connexion à la structure est rotulée ce qui lui donne la possibilité de tourner dans toutes les directions. Cette caractéristique offre des avantages tels qu'un bon balancement et un bon équilibrage des charges dissymétriques longitudinales. En revanche, une attention particulière sera apportée aux distances à la masse (c'est-à-dire entre les conducteurs et la structure) notamment dans les cas de vents extrêmes. Il est aussi possible de fixer les conducteurs avec des chaînes en V (figure 2.8). L'avantage principal d'une telle technologie est de supprimer le balancement transversal des isolateurs tout en conservant la possibilité d'un déplacement longitudinal.

Au fil du temps, de nouvelles géométries sont envisagées, notamment le remplacement voire la suppression totale de la console ou du bras qui maintient l'isolateur, permettant une réduction d'espace et une économie d'acier. En comparaison avec les isolateurs en suspension qui sont capables de balancer, cette nouvelle gamme d'isolateurs horizontaux permet d'attacher les conducteurs dans une position fixe (figure 2.9). Si  $d$  est la distance requise entre le pylône et le conducteur et  $t$  est la distance parcourue par un isolateur en suspension en balancement sous les charges de vent extrême, l'utilisation d'un isolateur horizontal permet de maintenir la distance de sécurité et donc de réduire la largeur du pylône de la distance  $t$  (figure 2.9 [Baker, 2010]).



Figure 2.8 Isolateurs en suspension et isolateurs en V

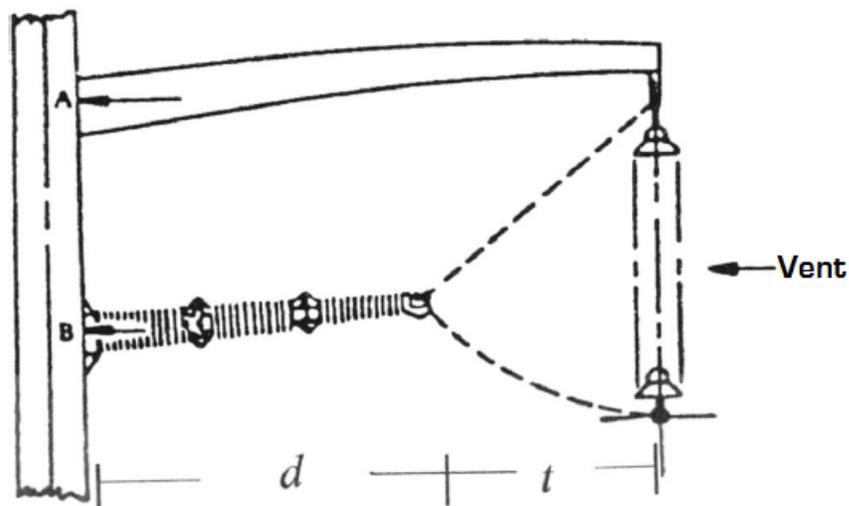


Figure 2.9 Comparaison d'un isolateur en suspension avec un isolateur horizontal [Baker, 2010].

Les premiers isolateurs horizontaux étaient à l'origine conçus en céramique pour des tensions inférieures à 69 kV. Ils se sont étendus par la suite sur des gammes de tension plus élevées nécessitant des longueurs plus grandes. De la même façon que la longueur des isolateurs augmentait, le moment repris par l'isolateur croissait. Une première solution était

d'augmenter le diamètre afin d'accroître la résistance, mais cela amplifiait considérablement le poids de l'assemblage.

Par la suite, une autre solution est envisagée : rajouter un renforcement afin d'obtenir une structure triangulaire. Cette configuration permet de supprimer l'effet de flexion dû aux charges verticales et de solliciter une chaîne en compression et une autre en traction. Ces isolateurs combinent un isolateur résistant en traction (isolateur en suspension) et un isolateur résistant à la compression (généralement en céramique qui est très résistante en compression).

Des innovations sont apportées telles qu'une liaison rotulée entre la structure et les bras supprimant l'effet des charges longitudinales dues à une répartition de charges dissymétrique sur les conducteurs.

Dans les années 70, les isolateurs en composite sont apparus et notamment ceux en fibre de verre. Ces isolateurs permettent un gain de poids de deux tiers pour une résistance équivalente par rapport aux isolateurs en céramique. De plus les isolateurs en composite offrent une bonne résistance à la flexion [Bernstorf, 2001].

### Les différentes formes

Les isolateurs en I travaillent en traction tout comme les isolateurs en V. Ces derniers permettent de limiter l'angle de balancement, mais nécessitent de longs bras (figure 2.8).

Les isolateurs horizontaux permettent un point d'attache des conducteurs fixe ainsi que la réduction de la largeur du pylône réduisant le moment de renversement (figure 2.10). Lorsque le chargement en flexion est trop important, un contreventement est rajouté à l'isolateur horizontal. Ceci permet de supprimer les effets de la flexion (figure 2.10). La connexion entre l'isolateur et le pylône peut être rigide ou bien articulée permettant un pivotement annihilant les efforts longitudinaux et équilibrant les charges sur les conducteurs.

Dans les isolateurs contreventés, les contreventements peuvent être soit attachés directement au pylône ou bien attachés indirectement grâce à un bras fixé au pylône fournissant à l'assemblage un axe de rotation incliné (figure 2.11) [Baker *et al.*, 2008].

Durant la rotation, le point d'attache du conducteur s'élèvera dans l'espace permettant un retour à la position initiale une fois que la charge longitudinale est nulle.

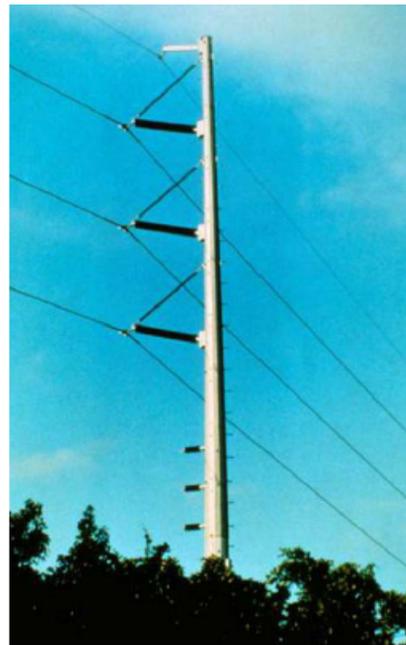
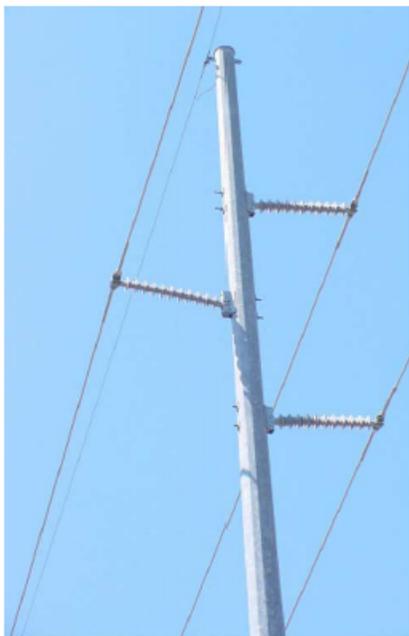


Figure 2.10 Isolateurs horizontaux (à gauche) et isolateurs contreventés (à droite)

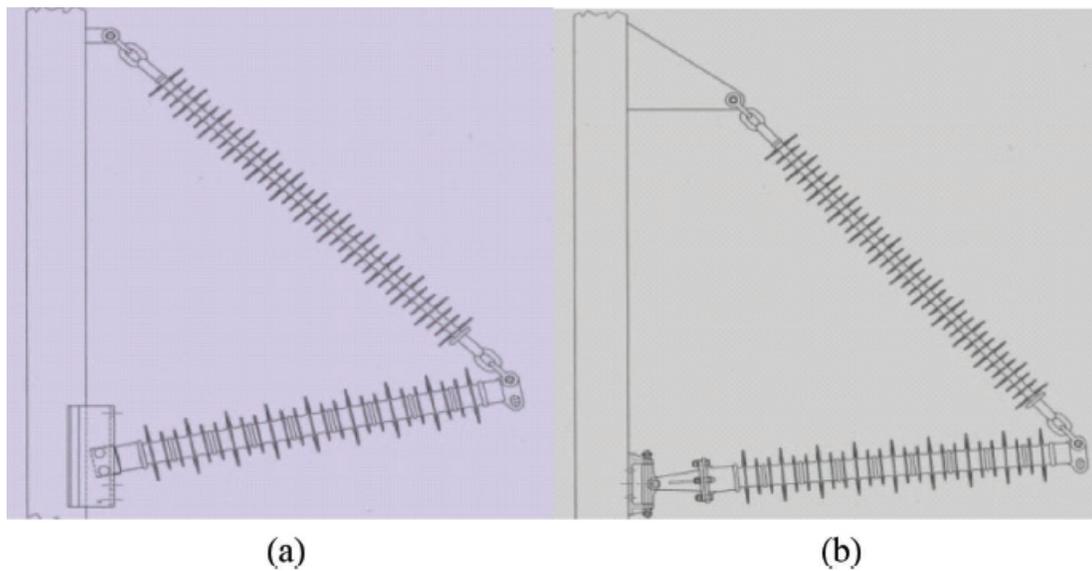


Figure 2.11 Représentation d'un isolateur (a) contreventé fixé directement au pylône et (b) d'un isolateur fixé via un bras [Baker, 2010].

### Les différents types de matériaux

Dans les années 1800, la céramique et le caoutchouc étaient utilisés comme isolant dans le domaine de la transmission d'électricité. En 1858, le premier isolateur de poste électrique en céramique est créé et seulement quelques années plus tard le premier isolateur en verre apparaît. Au début du 20<sup>e</sup> siècle, le premier isolateur en suspension en verre de type assemblage à rotule voit le jour. Sa géométrie est très proche de celle d'aujourd'hui. Dans les années 1930 à 1950, les ingénieurs essayant d'améliorer la géométrie et d'allonger la ligne de fuite des isolateurs envisagent les matériaux organiques. Cependant, ces derniers se dégradent trop vite en milieu extérieur, face aux conditions climatiques, et tout particulièrement face à l'eau. Dans les années 1950, les isolateurs en résine d'époxy sont développés, mais ils sont lourds et se dégradent, exposés aux UV. Grâce à une série d'avancées, de nouveaux matériaux sont intégrés dans la conception des isolateurs. Un nouveau type d'isolateur est obtenu. Ce dernier est composé d'un noyau en polymère renforcé de fibres (PRF) qui est recouvert d'une matière silicone, caoutchouc ou autres isolants qui améliorent la résistance face aux différents types de polluant [Gençoglu, 2007].

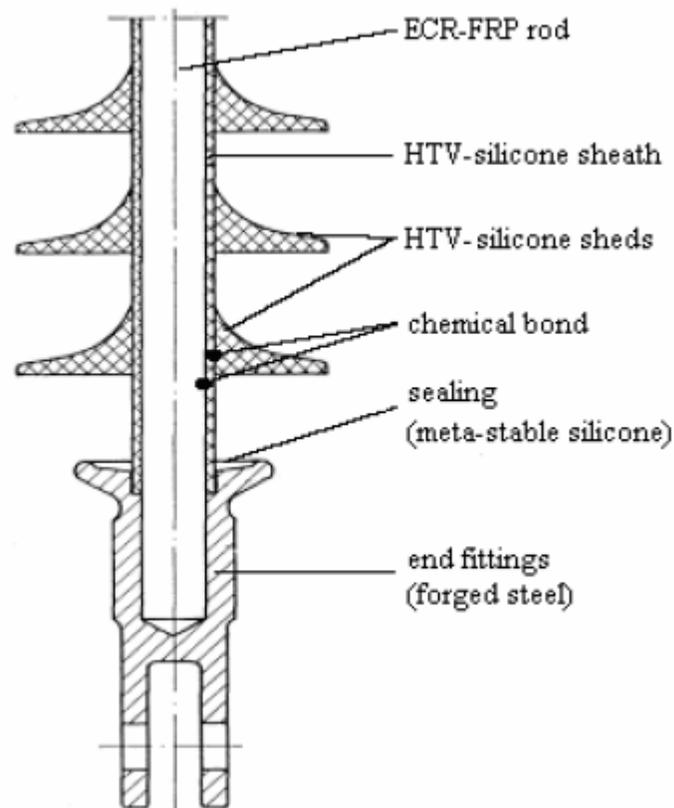


Figure 2.12 Détail d'un isolateur en composite [Gençoglu, 2007]

La céramique et le verre ont de bonnes caractéristiques diélectriques et une grande résistance à l'environnement. Mais ces derniers sont lourds, moins résistants et sujets à des détériorations par contournement de l'isolateur par un arc électrique sous pollution. Ce sont pour ces raisons que les matériaux composites ont connu un si grand développement.

### **Avantages et inconvénients de la céramique et du verre**

Utiliser la céramique comme composant des isolateurs offre de nombreux avantages. Elle est utilisée depuis plus d'un siècle et la grande majorité du réseau électrique utilise ce matériau comme isolant. Sa stabilité chimique lui confère un très bon comportement face au vieillissement [Mackevich, 1997].

De façon générale, elle résiste efficacement aux contraintes environnementales telles que l'humidité ou les UV. D'autres avantages pourraient être cités et seront présentés dans le tableau 2.1.

Cependant, la céramique présente des limites. En effet, son comportement face à la rupture inquiète, car la céramique a une rupture brutale, fragile. Certains isolateurs brisent durant le transport, l'installation ou même durant une manipulation. Un autre facteur important est le poids. Les isolateurs sont particulièrement lourds et alors que le voltage et la taille des isolateurs augmentent, ce facteur se révèle décisif.

Enfin, d'un point de vue électrique, la recherche de géométrie plus complexe afin d'augmenter la ligne de fuite est impossible pour un tel type de matériau, difficile à modeler. Quant à sa résistance à la contamination, la céramique étant hydrophile, c'est-à-dire que des filaments d'eau peuvent se poser sur la surface, il y a de forts risques de formation d'un arc électrique.

### **Avantages et inconvénients des isolateurs à élément résistant en matériaux composites**

Les matériaux composites (polymères renforcés de fibres) ont été l'objet d'inquiétudes dans les premiers temps de leur utilisation en milieu extérieur. En effet, l'environnement représente un danger réel pour ce type d'isolateur. En y ajoutant une mince couche de matière dite hydrophobe, l'isolateur offre de nombreux avantages.

Le principal atout des matériaux composite est une faible densité. En effet, cette dernière est très faible par rapport à la céramique ce qui implique un poids relativement faible du produit final obtenu. Ainsi, pour des lignes à haute tension, où les sections sont importantes, le gain de poids est significatif. Le rapport entre la résistance du matériau et le poids étant élevé, cela permet de réduire la taille des structures, d'augmenter la longueur des portées, et donc d'améliorer l'aspect visuel.

L'utilisation d'un tel matériau peut être avantageuse dans des projets de réduction de largeur d'emprise ou d'augmentation de tension dans les lignes, lorsque l'isolateur est horizontal. À l'inverse de la céramique, la rigidité des matériaux composites est faible et offre donc la possibilité de réduire les charges longitudinales dans le cas de charges dissymétriques [Dumora, 1992]. D'autres applications peuvent nécessiter une faible rigidité comme dans le cas où des isolateurs en suspension en composite sont utilisés en Chine comme entretoises [Wang, 2000].

Recouvert d'une couche hydrophobe de caoutchouc de silicone, l'isolateur (SIR) a une meilleure capacité à évacuer l'eau de la surface que la céramique ou le verre. Cela empêche la réduction des propriétés diélectriques de l'isolateur. Ainsi le SIR permet de réduire les courants de fuite, les pertes électriques et la formation d'arcs électriques. Il permet en outre de par sa structure atomique de réduire de 30 % la distance de fuite requise pour un isolateur en céramique ou en verre ce qui peut diminuer la hauteur de conception du pylône.

Cependant, dans certaines applications comme en poste électrique, le manque de rigidité n'est pas favorable et il est nécessaire d'y ajouter une connexion rigide. Comme le revêtement isolant et hydrophobe de l'isolateur est moulé, des formes plus complexes peuvent être créées et par conséquent une meilleure ligne de fuite peut être obtenue.

En dépit de ses nombreuses qualités, les polymères renforcés de fibres comportent certains inconvénients. En milieu extérieur, le matériau composite, soumis aux conditions environnementales, est très sensible au vieillissement et aux multiples contraintes rencontrées durant le service. Des additifs appropriés et dans les bonnes quantités peuvent être ajoutés afin d'améliorer les propriétés souhaitées. Cependant le prix du matériau composite obtenu est beaucoup plus élevé que le prix de la céramique. Le tableau 2.1 résume la comparaison entre les différents types de matériaux utilisés pour les isolateurs.

En résumé, les préoccupations concernant le vieillissement et la dégradation des propriétés mécaniques et électriques sur le long terme des isolateurs en composite ne sont plus d'actualité au vu des progrès faits dans le domaine.

Le nombre d'isolateurs en composite installés ayant fortement augmenté, un deuxième type d'inquiétude naît, maintenant lié au contrôle de la qualité et à la détection de défaut. [Vaillancourt, 1998] traite du développement d'une méthode de détection de défaut sur des isolateurs en composite au sein de l'IREQ (institut de recherche d'Hydro-Québec). Le premier constat est que les défauts ne sont pas facilement observables depuis le sol et qu'il est nécessaire d'évaluer le champ électrique afin de les détecter.

Tableau 2.1 Comparaison entre les isolateurs en céramique et les isolateurs en composite munis d'une couche de caoutchouc de silicone (SIR)

<b>Avantages des matériaux composites (SIR) par rapport à la céramique</b>		
<b>Critère</b>	<b>Céramique</b>	<b>Composite (SIR)</b>
<b>Poids</b>	Lourd	Léger (90% plus léger)
<b>Transport</b>	Cher et risque de cassure	Sûr et résistant aux chocs
<b>Installation</b>	Risqué, cher, besoin de main d'œuvre plus important	Facile et économique
<b>Vandalisme</b>	Susceptible	Très résistant
<b>Comportement à la rupture</b>	Fragile aux chocs et aux vibrations / Rupture fragile	Insensible aux chocs
<b>Résistance aux arcs électriques</b>	Faible	Haute
<b>Résistance à l'érosion</b>	Très faible	Haute
<b>Force diélectrique</b>	Plus faible que les composites	Excellente
<b>Comportement à la pollution</b>	Facilement affecté	Pas affecté
<b>Hydrophobicité</b>	Hydrophile - formation de film d'eau sur la surface qui augmente le risque d'arcs électriques	hydrophobe - Formation de goutte d'eau
<b>Contamination</b>	présence de saleté, sable, sel et neige	absente
<b>Maintenance</b>	nettoyage	pas de maintenance
<b>Conception</b>	Conception en flexibilité limitée - structure plus large et plus lourde	Gain de poids, de taille, et de coût

En effet, lorsque la couche extérieure et le noyau de l'isolateur en PRF perdent de l'adhérence et se détachent, le champ électrique peut endommager les fibres. En 1991, Hydro-Québec [Vaillancourt, 1994] développe un type de contrôleur d'isolateur. Le principe consiste à évaluer le champ électrique le long de l'isolateur, et d'y observer une forte diminution de la valeur à proximité du défaut.

Des modifications sont apportées à cet outil afin de pouvoir l'utiliser sur des isolateurs en composite. Cela implique l'adaptation et donc la réduction de la taille de la sonde due à la réduction du diamètre de la tige de l'isolateur. Dans le but de prouver la faisabilité du projet, deux types d'expériences ont été menées en laboratoire, afin de différencier les tests faits sur des isolateurs dont les défauts ont été créés en laboratoire et ceux faits sur des isolateurs en service. Plusieurs tailles de défauts sont analysées. Pour de hautes tensions, lorsque les défauts créés en laboratoire ont une taille supérieure à 8 cm, ils sont détectés. Lorsque les défauts sont fait sur des isolateurs en service, les défauts d'une taille supérieure à 16 cm sont détectés.

En 1993, une version définitive est mise au point. Depuis, de nouveaux défauts confirmés par autopsie ont été détectés grâce à cet appareil. Ce dernier permet aussi de déterminer la longueur de tige carbonisée et facilite donc la prise de décision concernant la maintenance

ou le remplacement de l'isolateur. Toutefois, l'inspection de ce type d'isolateur demeure une préoccupation et freine toujours l'utilisation de ceux-ci.

## 2.2.2 Les équations de charges

Dans cette sous-section la mécanique des isolateurs contreventés est présentée à la figure 2.13. Cette dernière schématise un isolateur soumis à différentes charges.  $T$  représente les charges transversales (c'est-à-dire horizontale ici) pouvant être dues au vent,  $V$  les charges verticales dues au poids propre du conducteur et de l'isolateur ainsi qu'aux charges de glace ou de neige.  $L$  est la charge longitudinale due à une répartition de charge dissymétrique sur le conducteur. Aux points  $b$  et  $a$  la connexion est articulée.

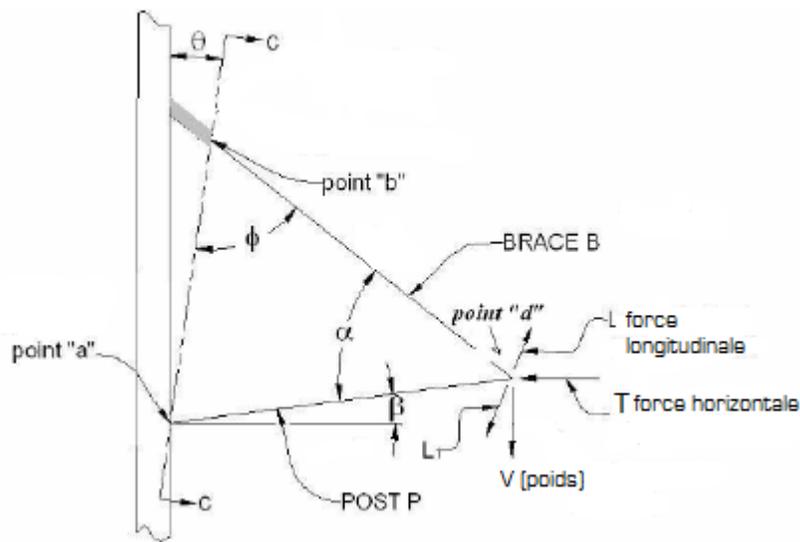


Figure 2.13 Schéma d'un isolateur contreventé avec un axe de rotation incliné [Baker, 2008]

En l'absence de charges longitudinales, les charges de compression dans le bras  $P$  et de tension dans le bras  $B$  sont données par :

$$P = T \frac{\cos(\phi - \theta)}{\sin \alpha} + V \frac{\sin(\phi - \theta)}{\sin \alpha} \quad (2.1)$$

$$B = T \left( \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\alpha)} \cos(\phi - \theta) - \sin(\phi - \theta) \right) + V \left( \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\alpha)} \sin(\phi - \theta) \cos(\phi - \theta) \right) \quad (2.2)$$

[Baker, 2010] montre qu'un isolateur contreventé et articulé (avec un axe de rotation incliné) peut supporter en l'absence de charge horizontale, une charge verticale de 33.4 kN

(figure 2.14) 7.5 fois plus forte qu'un isolateur horizontal classique. La figure 2.14 montre l'évolution de la résistance d'un isolateur contreventé et articulé (avec un axe de rotation incliné en fonction de la charge verticale et horizontale.

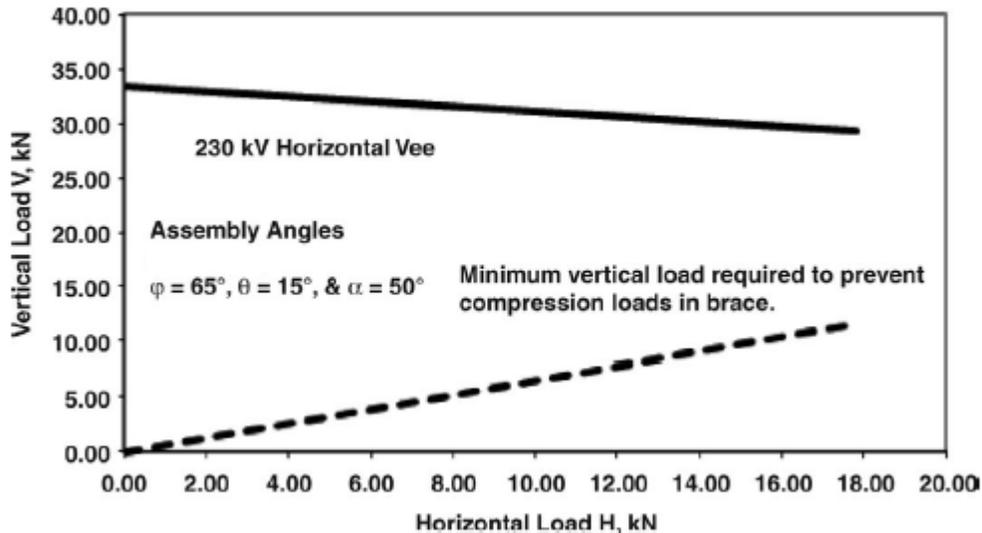


Figure 2.14 Charge verticale vs charge horizontale pour un isolateur contreventé et articulé (axe de rotation incliné) [Baker, 2010]

D'après la figure 2.14 et l'équation 2.2, on remarque qu'une charge verticale minimale est nécessaire afin d'éviter que le contreventement soit sollicité en compression. Ainsi, le choix des différents angles définissant la géométrie de l'isolateur est essentiel.

Cependant, calculer  $P$  ne garantit pas que l'isolateur ne va pas flamber. En effet, les isolateurs en composite ont des diamètres relativement petits et pour des longueurs assez importantes (pour des tensions supérieures à 230 kV) le flambement élastique peut se produire.

L'équation de flambement d'Euler peut s'appliquer :

$$P_e = \frac{\pi^2 E_{iso} I_{iso}}{(k_e L_e)^2} \quad (2.3)$$

Où  $E_{iso}$  est le module d'élasticité qui vaut entre 15 et 70 GPa pour des isolateurs en fibre de verre, et de 50 à 120 GPa pour des isolateurs en céramiques,  $I_{iso}$  est le moment d'inertie,  $L_e$  la longueur de l'isolateur à considérer pour le flambement et  $k_e$  est le coefficient de flambement fonction de la connexion de l'isolateur.

$k_e$  est déterminé expérimentalement [Bernstorff, 2001] et est pris comme :

- $k_e = 1.33$  pour un isolateur contreventé incliné et rigide.
- $k_e = 1.03$  pour un isolateur contreventé, articulé et horizontal.
- $k_e = 1.02$  pour un isolateur contreventé, rigide et horizontal.

D'autres phénomènes doivent être pris en compte tels que la *stabilité* de l'isolateur (en rotation autour d'un axe incliné c-c, figure 2.13). Lorsqu'il est soumis à des charges longitudinales dissymétriques  $L$ , l'assemblage pivote d'un angle  $\omega$  et se déplace d'une distance  $D$  (figure 2.15).

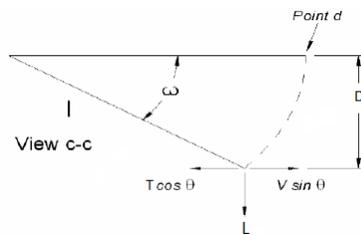


Figure 2.15 Déplacement angulaire d'un isolateur horizontal sujet à une force longitudinale [Baker, 2008].

La force longitudinale nécessaire pour produire un déplacement angulaire  $\omega$  est :

$$L = (V \sin \theta - T \cos \theta) \tan \omega \quad (2.4)$$

et la rigidité longitudinale de l'assemblage est donné par :

$$\frac{dL}{dD} = \frac{V \sin \theta - T \cos \theta}{L_{cont} \sin \phi} (\sec \omega)^3 \quad (2.5)$$

Où  $L_{cont}$  est la longueur du contreventement. Lorsqu'un vent très fort souffle vers la structure, l'isolateur peut entrer en contact avec la structure et causer des dommages. La stabilité est assurée si la composante verticale  $V \sin \theta$  est plus grande que la composante horizontale  $T \cos \theta$ . Dans le cas contraire, la stabilité du système dépend des paramètres de la ligne [Baker, 2008].

Afin de déterminer les conditions limites de stabilité, on détermine le déplacement de chacun des isolateurs sur une ligne de plusieurs pylônes, là où l'étude est nécessaire.

À l'équilibre, la différence de tension dans le câble est égale à la force longitudinale nécessaire à un déplacement angulaire  $\omega$  donnée par l'équation 2.4. Ainsi :

$$(L_2 - L_1) - L = \epsilon \quad (2.6)$$

où  $L_2$  et  $L_1$  sont respectivement la force longitudinale créée par le câble à gauche et à droite et  $\epsilon$  est :

$$\epsilon = K_{global} \Delta D \quad (2.7)$$

Par un procédé itératif, on détermine tout d'abord le déplacement et la rigidité dans chacune des portées, puis on substitue les forces corrigées dans l'équation 2.6 jusqu'à obtenir une valeur de  $\epsilon$  suffisamment petite. Si le déplacement final est petit, le système est stable. La charge de vent est ainsi augmentée, l'analyse répétée, jusqu'à atteindre la charge limite.

Pour parer aux problèmes de stabilité, il existe différentes solutions :

- augmenter l'angle de rotation  $\theta$  ou  $\alpha$  (figure 2.15) ;
- augmenter la charge verticale en utilisant des câbles plus lourds ;
- augmenter la tension dans les câbles ;
- réduire la portée moyenne ;
- réduire le nombre de pylônes d'alignement entre les pylônes d'ancrage.

### 2.2.3 Comportement des isolateurs en composite en flexion

Outre la réduction de poids induit par le remplacement des isolateurs en céramique ou en verre par des isolateurs en composite, le gain de flexibilité peut être visé lors d'une opération de remplacement. La flexibilité est un atout pour réduire le risque de cascade, et permet à l'isolateur de fléchir sous une charge brutale. Sous des cas de charges asymétriques, la flexibilité du composite protège la structure en réduisant et absorbant une partie de la charge longitudinale.

[Dumora, 1992] détaille une simulation menée par EDF (Électricité de France) et qui vise à comparer sous des charges asymétriques le comportement des isolateurs contreventés en céramique et en composite. La simulation porte sur un canton de 5 portées de 250 m. Toutes les portées sont chargées de glace, mais de façon inégale. La première portée a une charge de glace plus faible que les quatre autres portées qui supportent la même charge, afin de créer une dissymétrie. Une charge longitudinale est induite au sein de chaque isolateur et cette dernière a une valeur maximale au niveau du pylône 2, où la charge de glace diffère. Il est montré que l'utilisation de matériaux composites permet la réduction de la charge longitudinale de presque 50 % et donc réduit le risque de dommage extrême et le surdimensionnement des pylônes.

À présent, avec le perfectionnement des techniques de production telles que la pultrusion, les propriétés des matériaux composites se voient améliorées. [Tencom Limited, 2013] fournit des profilés de composites dont les tiges ont des modules d'élasticité entre 12.4 GPa et 41.4 GPa pour des résistances en traction par flexion de 414 MPa à 827 MPa. [Dumora, 1990] analyse et expérimente l'effet de la flexion sur des isolateurs en composite, contreventés ou non (Sediver 138 kV). Le diamètre de la tige est de 63 mm et son module d'élasticité est de 37 GPa. Plusieurs hypothèses sont émises pour la simulation :

- Le revêtement en caoutchouc de l'isolateur est négligé.
- Le poids de la structure est faible et négligeable par rapport aux charges appliquées.
- Il n'y a pas de déformation due au cisaillement.
- Le matériau composite est similaire à un matériau homogène.

Plusieurs conclusions sont tirées de l'étude expérimentale :

- Il est difficile de tester simultanément les isolateurs sous des charges selon trois directions perpendiculaires, et cela nécessite de grandes structures et des assemblages complexes.
- Le bris de l'isolateur survient lorsque la contrainte totale est d'environ 800 MPa.

D'autres applications utilisent à leurs avantages la flexibilité des matériaux composites afin d'employer les isolateurs en tant qu'entretoises. [Wang, 2000] propose une entretoise en FRP d'un diamètre de tige de 30 mm, placée en milieu de portée. Le composite est mécaniquement endommagé pour une contrainte supérieure à 800 MPa. [Sun, 2010] appuie l'article précédent et établit le comportement stable de l'isolateur en tant qu'entretoise.

Les matériaux composites présentent de nombreux avantages sur les matériaux conventionnels. Ils permettent de contribuer à l'élaboration de nouveaux projets d'optimisation d'espace ou d'augmentation de capacité de transit. Pour cela, la notion de matériau composite se doit d'être clarifiée.

## 2.3 Les matériaux composites

Un matériau composite est un assemblage de deux ou plusieurs matériaux non miscibles. Le nouveau matériau ainsi constitué possède des propriétés uniques que les éléments pris à part ne possèdent pas. Ce procédé permet de renforcer un matériau, d'améliorer la qualité de la matière suivant l'utilisation. Dans notre étude nous entendons par matériau

composite une gamme de matériau appelé PRF (polymères renforcés de fibres) et qui est constitué de fibres maintenues dans une matrice.

### 2.3.1 Caractéristiques générales

Les fibres sont plus résistantes que la matrice (figure 2.16), ce qui leur permet d'assurer pleinement leur fonction de résistance mécanique, et donc de renfort. Elles supportent les charges et fournissent la résistance et la rigidité (selon l'axe d'orientation des fibres). La matrice a pour rôles principaux : lier et maintenir les fibres en position, permettre le transfert et la redistribution des charges entre les fibres et protéger les fibres contre l'environnement.

Afin de pouvoir exploiter la pleine résistance des fibres, la matrice devrait être capable de développer une déformation ultime plus élevée que les fibres. La matrice assure également d'autres fonctions très importantes qui consistent à transmettre les contraintes de cisaillement inter laminaires, et à fournir un support latéral aux fibres afin de prévenir leur flambement lorsqu'elles sont soumises à des efforts de compression.

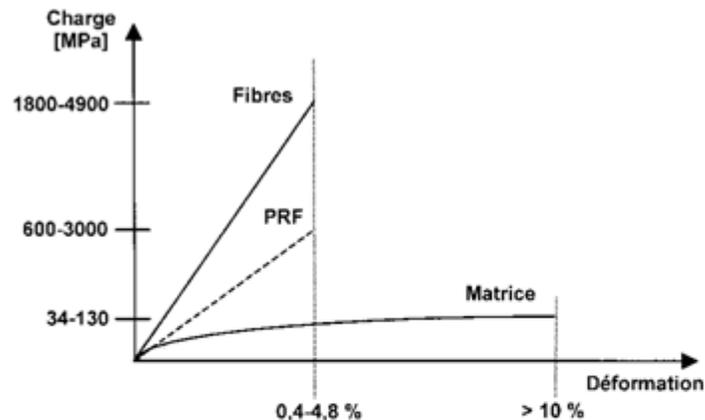


Figure 2.16 Courbes contrainte/déformation des PRF, des fibres et de la matrice [ISIS-Canada, 2007]

*Les fibres :*

Les fibres utilisées pour la fabrication des PRF doivent avoir une résistance élevée, une bonne rigidité et une grande ténacité. Elles doivent être durables et de faible coût. Les performances des fibres sont affectées par leur longueur, la forme de leur section transversale et leur composition chimique.

Il existe trois types de fibres couramment utilisées :

- Carbone,
- Aramide,
- Verre.

Les propriétés physiques et mécaniques de ces trois types de fibres sont indiquées dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2 Propriétés physiques et mécaniques des fibres [Gay, 1997]

<b>Renforts</b>	<b>Masse volumique</b> $\rho$ kg/m <sup>3</sup>	<b>Module d'élasticité longitudinal</b> E MPa	<b>Module de cisaillement</b> G MPa	<b>Coefficient de Poisson</b> $\nu$	<b>Contrainte de rupture en traction</b> $\sigma$ MPa	<b>Allongement à rupture</b> A %	<b>Coefficient de dilatation thermique</b> $\alpha$ °C <sup>-1</sup>
<b>Verre « R » (Hautes performances)</b>	2 500	86 000		0.20	3 200	4.0	0,3 x 10 <sup>-5</sup>
<b>Verre « E » (Usage courant)</b>	2 600	74 000	30 000	0.25	2 500	3.5	0,5 x 10 <sup>-5</sup>
<b>Kevlar 49</b>	1 450	130 000	12 000	0.40	2 900	2.3	-0,2 x 10 <sup>-5</sup>
<b>Graphite « HR » (Haute résistance)</b>	1 750	230 000	50 000	0.30	3 200	1.3	0,02 x 10 <sup>-5</sup>
<b>Graphite « HM » (Haut module)</b>	1 800	390 000	20 000	0.35	2 500	0.6	0,08 x 10 <sup>-5</sup>
<b>Bore</b>	2 600	400 000			3 400	0.8	0,4 x 10 <sup>-5</sup>
<b>Alumine</b>	3 700	380 000			1 400	0.4	
<b>Silicate d'alumine</b>	2 600	200 000			3 000	1.5	
<b>Carbure de silicium</b>	2 550	200 000			2 800	1.3	0,5 x 10 <sup>-5</sup>
<b>Polyéthylène</b>	960	100 000			3 000		

*Les résines :*

Dans la fabrication des matériaux composites, la sélection d'une matrice constitue une étape très importante, car ses propriétés mécaniques, physiques et thermiques affectent de manière significative les propriétés mécaniques des PRF autant que les procédés de fabrication. Comme il est dit précédemment, la matrice protège les fibres contre toute abrasion mécanique et transmet les efforts aux fibres. Parmi les matrices polymériques, on compte les résines thermodurcissables et thermoplastiques.

Les résines thermodurcissables sont les plus utilisées. Elles forment une structure rigide à trois dimensions qui, une fois fixée, ne peut se reformer en appliquant de la chaleur ou une pression. Parmi ces résines sont utilisés le plus souvent les polyesters, les vinyle-esters et les époxydes. Ces matériaux ont une bonne stabilité thermique et une bonne résistance chimique.

A contrario, les matrices constituées de polymères thermoplastiques peuvent être détruites par chauffage ou pression.

Les propriétés physiques et mécaniques des différents types de résines sont indiquées au tableau 2.3.

Tableau 2.3 Propriétés physiques et mécaniques des résines [Gay, 1997]

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>
<b><u>Thermodurcissables</u></b>							
Époxyde	1 200	4 500	1 600	0.40	130	2 (100°C) 6 (200°C)	11 x 10 <sup>-5</sup>
Phénolique	1 300	3 000	1 100	0.40	70	2 (100°C) 6 (200°C)	1 x 10 <sup>-5</sup>
Polyester	1 200	4 000	1 400	0.40	80	3	8 x 10 <sup>-5</sup>
Polycarbonate	1 200	2 400		0.35	60		6 x 10 <sup>-5</sup>
Vinylester	1 150	3 300			75	4	5 x 10 <sup>-5</sup>
Silicone	1 100	2 200		0.50	35		
Uréthane	1 100	700 à 7 000			30	100	
Polyimide	1 400	4 000 à 19 000	1 100	0.35	70	1	8 x 10 <sup>-5</sup>
<b><u>Thermoplastiques</u></b>							
Polypropylène	900	1 200		0.40	30	20 à 400	9 x 10 <sup>-5</sup>
Polysulfure de phénylène	1 300	4 000			65	100	5 x 10 <sup>-5</sup>
Polyamide	1 100	2 000		0.35	70	200	8 x 10 <sup>-5</sup>
Polyéther sulfone	1 350	3 000			85	60	6 x 10 <sup>-5</sup>
Polyéther imide	1 250	3 500			105	60	6 x 10 <sup>-5</sup>
Polyéther-éther-cétone	1 300	4 000			90	50	5 x 10 <sup>-5</sup>

*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, atteignant parfois quelques dizaines de pour cent 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 sont 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'exemple, 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.

### 2.3.2 La fabrication des matériaux composites

[Mark et Bower, 1992] énumèrent l'ensemble des procédés de fabrication des matériaux composites. Les procédés de fabrication peuvent être regroupés en trois grandes catégories : manuels, mécaniques, industriels. Les procédés intéressants sont ceux réalisés à l'aide d'une machine (procédé mécanique). Ils permettent d'obtenir une qualité et une quantité supérieure aux procédés manuels, et ce, pour un temps moindre. Cependant ces procédés nécessitent des machines coûteuses. Trois types de machines sont actuellement utilisés pour la fabrication de PRF :

- la pultrusion,
- le tressage,
- l'enroulement filamentaire.

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. Elle est actuellement la technique la plus commune pour la fabrication des PRF. Le processus implique de tirer les fibres dans un moule de formage généralement en acier, à l'aide d'un dispositif de traction continue (figure 2.17). Par la suite, les renforts sont imbibés de 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 la durcit. 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.

Le tressage est le terme utilisé pour l'entrecroisement de deux ou plusieurs fils préalablement imprégnés de résine pour former une structure intégrée.

L'enroulement filamentaire est le plus vieux des procédés de fabrication parmi les trois. Les fibres continues sont imprégnées d'une matrice et enroulées autour d'un mandrin. Le produit final est alors polymérisé en utilisant un système de chauffage.

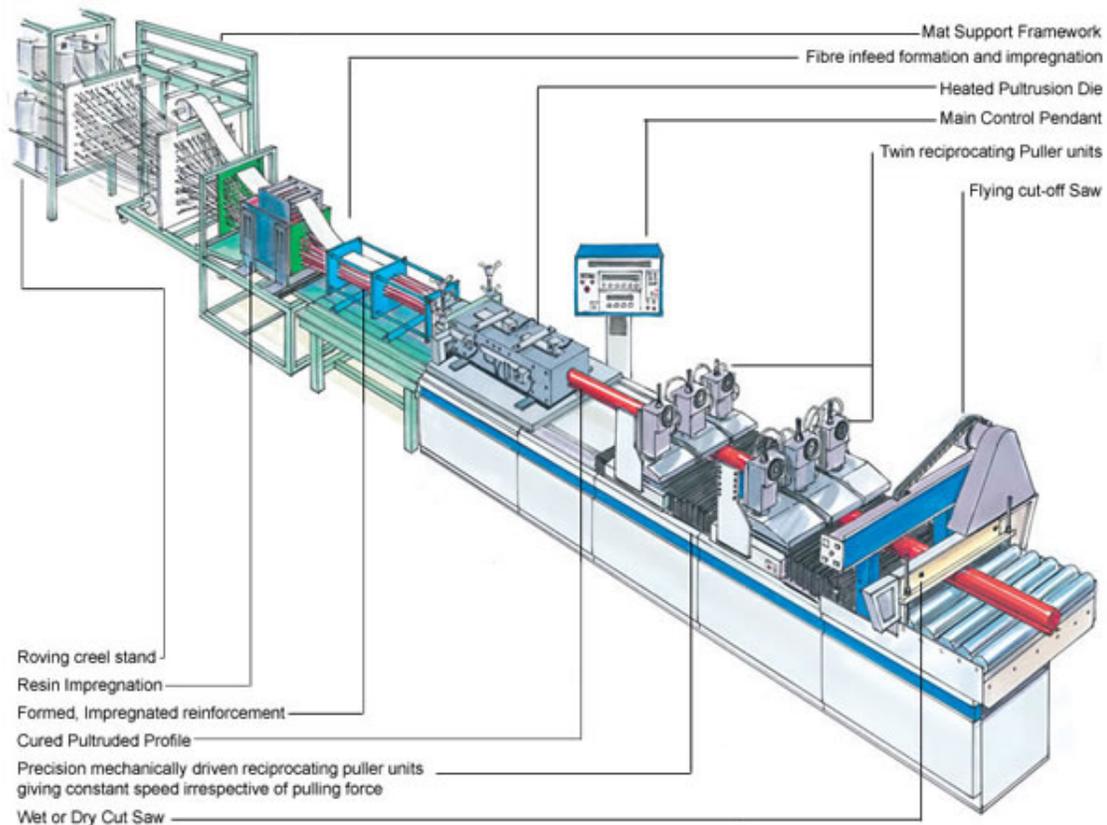


Figure 2.17 Représentation schématique du procédé de pultrusion

### 2.3.3 Les structures existantes en matériaux composites de PRF

Les PRF offrent de nombreux avantages et il est certain qu'ils joueront un rôle majeur dans la plupart des projets de demain. En se restreignant au seul domaine du génie civil, l'usage des matériaux composites était initialement réservé pour remplacer de petites structures d'importance secondaire telles que des lucarnes, des auvents ou des portes [Kendall, 2007]. Avant les années 70, et dans les débuts du procédé de pultrusion, de petites pièces de PRF étaient utilisées. Dans les années 70 et au début des années 80, les avancées technologiques

dans le domaine de la pultrusion ont permis la construction de pièces plus grandes, capables de servir comme éléments structurels [Bakis *et al.*, 2002].

Bien que l'essor des PRF se fait ressentir depuis peu, de nombreux bâtiments expérimentaux ont été construits à la fin des années 50, à l'image de "House of the Future" par la compagnie Monsanto en 1958. Récemment, les PRF ont servi pour des structures dont les formes étaient trop complexes pour des matériaux conventionnels. Malgré des avantages évidents, de faibles progrès sont faits dans la construction de bâtiments entièrement en composites.

[Keller, 1999] traite de la construction d'un bâtiment de 5 étages fait de PRF de verre. "Eyecatcher" représente une avancée en terme de technique de connexion de matériaux composites puisqu'il utilise les techniques traditionnelles de connexion pour les constructions de bois (figure 2.18).



Figure 2.18 Eyecatcher-Forme structurelle adaptée d'une construction de bois traditionnelle-[Keller, 1999]

Dans le domaine des lignes électriques à haute tension, on dénombre plusieurs projets de pylônes en matériaux composites. En 1997, en Californie (États-Unis) l'entreprise Elbert Composites Corp of San Diego a développé et construit trois pylônes électriques de 25.6 m permettant un passage de 220 kV (figure 2.19). Ce pylône à treillis n'utilise ni boulon ni adhésif. De plus, selon la compagnie le poids représenterait un tiers du poids d'un même pylône en acier, sans compter les avantages concernant les coûts et le temps de construction. Les matériaux utilisés sont des fibres de verre à bas prix et de la résine vinyle-ester. [Warner, 1997]. Une autre application de pylône en PRF est présentée dans [Stewart, 2003]. Dans cet article, le PRF est présenté comme un moyen de substitution

au bois, au béton et à l'acier par sa qualité de résistance à la corrosion et sa conductivité quasiment nulle.



Figure 2.19 Pylône de 25.6 m en PRF de verre [Warner, 1997]

Plus récemment, des PRF de verre ont servi pour remplacer deux tours météorologiques de 19 m en acier [Anon, 2005]. La construction n'aura pris que quelques jours et la conception aura commencé seulement quatre mois avant que les tours ne soient fonctionnelles. Strongwell Corp of Bristol (États-Unis) a utilisé des formes structurelles à faibles coûts et à faible maintenance, ayant de fortes résistances mécaniques et thermiques.

La figure 2.20 illustre les différents profilés développés par l'entreprise Strongwell qui propose une large gamme de profilés structuraux. Strongwell fait partie des plus importants fabricants de profilés structuraux pultrudés et de structures en matériaux composites renforcés de fibres de verre. Le procédé de pultrusion permet d'obtenir en outre des tiges pour les isolateurs électriques.

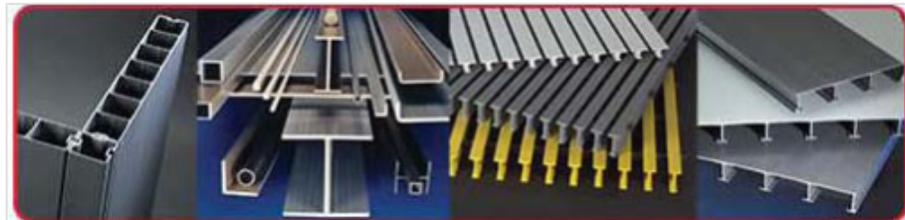


Figure 2.20 Profilés proposés par Strongwell

## 2.4 Les pylônes à treillis

La structure en treillis d'un pylône en fait une structure économique permettant d'obtenir de grandes portées. Ce type de pylône est facile à construire.

Les différentes composantes d'un pylône à treillis avec fenêtre sont présentées à la figure 2.21. Le treillis est composé de plusieurs types de membrures. Les membrures principales sont les montants principaux, essentiellement destinés à supporter les charges principales. Les diagonales sont des cornières obliques reliant deux membrures principales ou une traverse à une membrure principale. La traverse est un élément horizontal reliant les membrures principales afin de les consolider.

Dans le cas d'un pylône avec fenêtre, la structure peut se décomposer en 6 éléments. De bas en haut : le pied est la partie inférieure du pylône, enfoui, où les membrures sont ancrées dans les fondations. Le fût est la partie soutenant le pylône, située entre les pieds et la tête. La tête est la partie supérieure où sont fixés les isolateurs et les conducteurs. Les isolateurs sont connectés grâce aux consoles et à la poutre. La console est un élément horizontal, de part et d'autre du pylône, destiné à soutenir des conducteurs par l'intermédiaire de chaînes de suspension. La poutre est un élément horizontal de la tête du pylône soutenant les conducteurs situés à l'intérieur de la fenêtre. Finalement, les chevalets servent à connecter les câbles de garde.

Selon la fonction du support (pylône), il existe différentes catégories d'utilisation. Parmi celles-ci, on distingue l'alignement de l'ancrage. Lorsque le support est qualifié d'alignement, cela signifie que le support est conçu pour une portion rectiligne du tracé de la ligne. Les conducteurs sont connectés à des chaînes d'isolateurs en suspension. Ils sont utilisés pour des angles inférieurs à  $3^\circ$ . Lorsque le support est un support d'ancrage, alors les conducteurs sont ancrés par des chaînes d'isolateur horizontales et les efforts exercés par chacune des deux portées adjacentes sont transmis indépendamment aux points d'attache du support. Ce type de support peut être installé sur une portion rectiligne ou dans un angle [Hydro-Québec, 2014b].

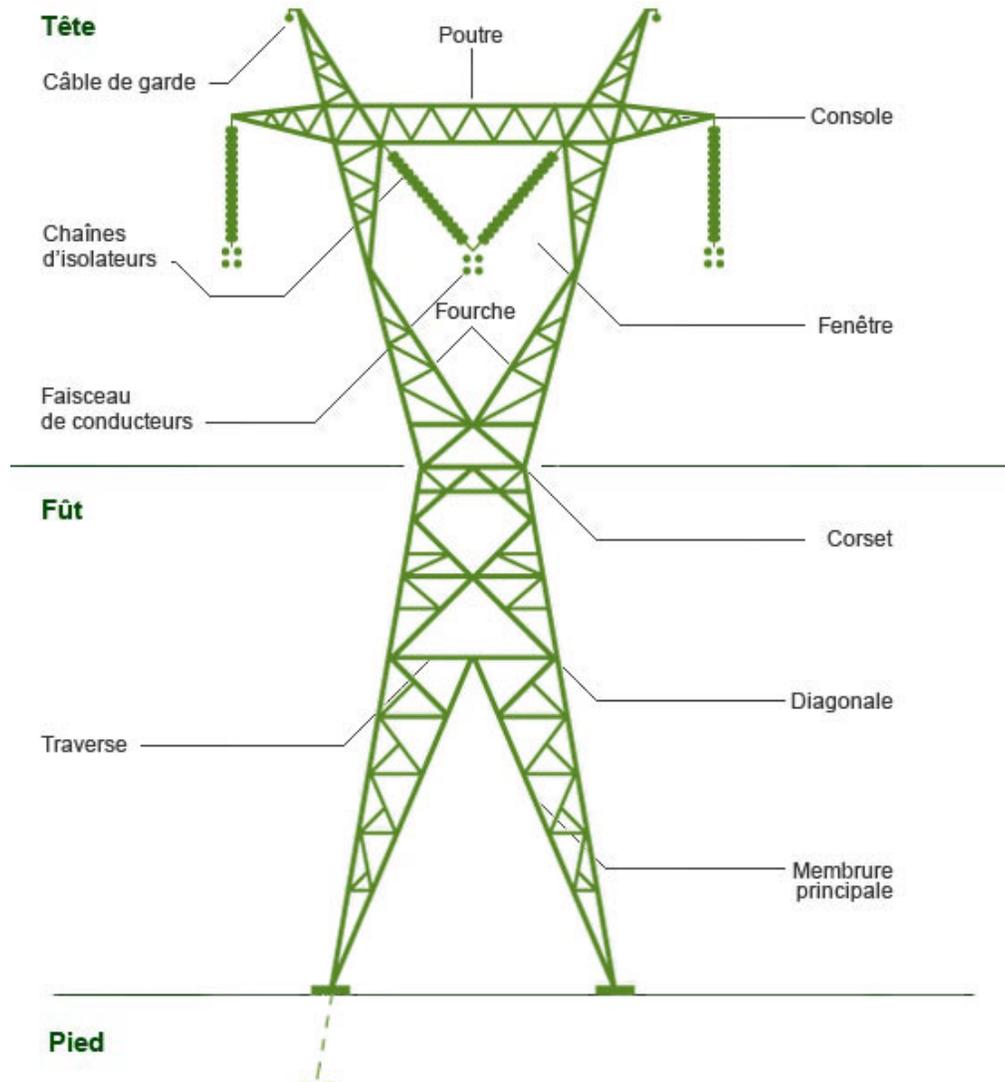


Figure 2.21 Composants d'un pylône [Hydro-Québec, 2014a]



# CHAPITRE 3

## DÉFINITION DE PROJET DE RECHERCHE

### 3.1 Problématique

Le projet est une étude préalable à la possibilité d'augmenter la tension de transit dans les lignes. Il consiste en effet à étudier le rehaussement des conducteurs, en respectant deux contraintes : la conservation de la géométrie du pylône et la garantie d'un comportement mécanique acceptable de la structure et des fondations.

Dans un contexte où la consommation d'énergie est en constante augmentation et où la construction de nouvelles lignes suscite des controverses, de nouvelles solutions innovatrices sont exigées. L'utilisation de nouveaux types d'isolateur et de nouvelles configurations d'isolation permettrait dans une première mesure le rehaussement des conducteurs, rendant les pylônes abordables. L'étude d'isolateurs en compression et rotulé constitue un véritable enjeu, car cela offrirait un gain de temps et de coûts comparativement à la conception et à la construction d'une nouvelle ligne. Cette étude va permettre d'évaluer la possibilité de modifier des têtes de pylône pour permettre l'augmentation de la capacité de transit selon le type de géométrie et apportera une méthodologie de conception réutilisable pour rehausser les conducteurs en vue de réviser le dégagement au sol ou bien en vue d'une augmentation de puissance [Chanal, 2000].

L'étude préliminaire précédente a montré que de tels projets de rehaussement ont eu lieu, mais qu'ils nécessitent dans un premier temps l'utilisation de nouveaux types d'isolateurs afin de réduire l'impact sur la structure et les fondations. Cela permet aussi de limiter les modifications à apporter au pylône. Ainsi une nouvelle gamme d'isolateurs substitués aux isolateurs en suspension permettrait d'obtenir le rehaussement souhaité. L'état de l'art a aussi permis de mettre en avant les avantages de la fibre de verre dans le domaine de l'isolation électrique. Un faible poids et une grande flexibilité sont des atouts majeurs afin de réduire les efforts induits.

## 3.2 Objectifs

### 3.2.1 Objectif principal

L'objectif principal vise à développer une tête de pylône et à apporter les modifications nécessaires ailleurs, permettant d'augmenter la hauteur des câbles, afin d'envisager une augmentation de la capacité de transit dans les lignes.

### 3.2.2 Objectifs secondaires

Pour satisfaire cet objectif principal, plusieurs objectifs secondaires sont nécessaires :

- 1 Dans un premier temps, il est nécessaire d'étudier les différents types d'isolateurs disponibles sur le marché à travers divers catalogues, leurs capacités suivant différents cas de charges et de mettre l'emphase sur leurs avantages et inconvénients pour répondre à notre objectif principal.
- 2 Par la suite, on choisira deux études de cas : un pylône à treillis avec fenêtre de 90 kV et un pylône à treillis sans fenêtre de 225 kV. L'objectif étant, dans les deux cas de rehausser de 2 m le niveau des lignes et de minimiser l'augmentation des charges dans le pylône et les fondations. [Bhattarai *et al.*, 2010] recense quelques méthodes pour augmenter la tension électrique dans les lignes qui vise à minimiser les modifications sur la structure. Les hauteurs de rehaussement des conducteurs étudiées par [Bro-schat, 1981] et [Narain *et al.*, 2006] sont inférieures à 1 m. Retendre les câbles pour ajuster la flèche et modifier la taille de l'isolateur sont des solutions qui permettent un rehaussement lorsque ce dernier est faible. Si le rehaussement est considérable, les méthodes connues se limitent à la modification des isolateurs [Cottureau *et al.*, 2002] et à l'extension de la hauteur de la structure par l'ajout d'un tronçon [Hausler, 1997]. La hauteur du rehaussement choisie égale à 2 m permet d'étudier le remplacement des isolateurs conventionnels par de nouvelles configurations quand les méthodes usuelles utilisées pour des faibles rehaussements sont obsolètes.

En premier lieu, plusieurs solutions seront déterminées et comparées par une approche statique. Pour cela il sera nécessaire :

- d'étudier, de comparer et de sélectionner plusieurs types d'isolateurs pour un cas de charge de vent et un cas de charge de vent et de givre (dissymétrique),
- d'apporter les modifications nécessaires à la structure et aux consoles de façon à minimiser les efforts transmis par les isolateurs,

- d'étudier la résistance aux différents cas de charges des isolateurs, du pylône et des fondations, pour un canton de plusieurs portées,
- de choisir des solutions entraînant le moins de modifications et qui sont adaptées à la résistance du pylône.

### 3.3 Méthodologie

L'étude, qui vise à répondre à l'objectif principal de rehausser les conducteurs, se décompose en deux parties. La première partie se concentre sur le comportement de nouvelles configurations d'isolateur. De cette première étude en résulte un ensemble d'isolateurs "solutions" au problème posé. La deuxième partie analyse le comportement de la structure et des fondations, après avoir rehaussé les conducteurs et avoir inclus les isolateurs "solutions". Au préalable, des modifications nécessaires seront faites sur le pylône afin d'intégrer au mieux les isolateurs. Une étude de cas est faite, avec deux types de pylône à treillis et deux valeurs de tension électrique (figure 3.1).

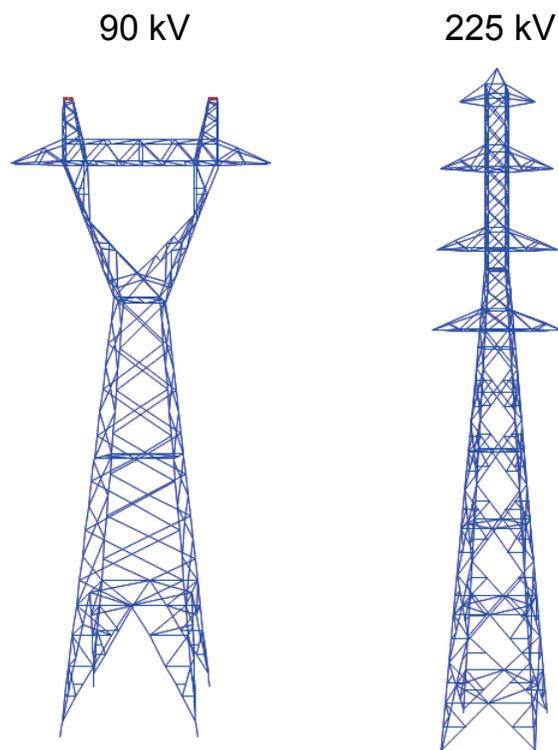


Figure 3.1 Pylônes étudiés : pylône à treillis avec fenêtre (à gauche) et pylône à treillis sans fenêtre (à droite)

Afin d'étudier le comportement des isolateurs, mais aussi les effets de rehaussement des conducteurs, deux cas de charges sont déterminés. Un cas de charge de vent maximum permet d'étudier les effets de composantes de charges verticales et transversales. Un cas de charge de givre dissymétrique auquel est ajouté du vent complètera l'étude avec l'effet d'une composante longitudinale. Afin d'analyser le balancement des isolateurs face à un chargement de givre dissymétrique, un canton de huit portées est choisi (figure 3.2). Le canton est composé de deux pylônes d'ancrage aux extrémités et de sept pylônes d'alignement.

Ces deux cas de charge offrent une bonne compréhension du comportement des isolateurs et aussi des supports, face à des efforts verticaux, transversaux et longitudinaux. De plus les deux cas de charges sont représentatifs de ceux utilisés par RTE et Hydro-Québec.

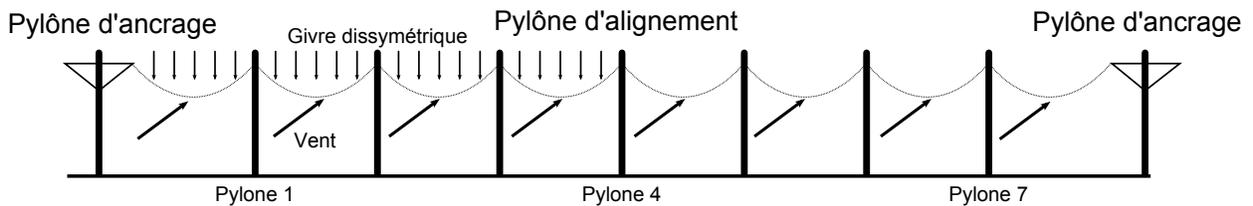


Figure 3.2 Représentation d'un canton de huit portées chargé de givre dissymétrique et de vent

# CHAPITRE 4

## ANALYSE DES ISOLATEURS

Les données de charges et de câbles sont fournies par RTE et différentes géométries d'isolateurs sont étudiées. Leurs modélisations ainsi que leurs comportements seront explicités dans ce chapitre.

### 4.1 Données

L'objectif est d'étudier différents types d'isolateurs et d'évaluer les effets de ces derniers sur deux types de pylônes préalablement choisis, de 90 kV (pylône à treillis avec fenêtre) et de 225 kV (pylône à treillis sans fenêtre).

#### 4.1.1 Critère électrique

Le tableau 4.1 présente les distances à la masse pour différentes tensions entre phases et différentes conditions de vérification.

Tableau 4.1 Distances à la masse en fonction de la tension entre phases [Chanal, 2000]

<b>Distances à la masse (en mètres) en fonction de la tension entre phases</b>		
<b>Conditions de vérification</b>	<b>90 kV</b>	<b>225 kV</b>
+15°C sans vent	1,1	1,7
+15°C vent réduit	0,8	1,1
+15°C vent extrême	0,15	0,4

Les trois conditions de vérification ne seront pas examinées n'ayant pas de données sur le vent réduit. Cependant, les distances seront vérifiées pour les cas de charge étudiés.

#### 4.1.2 Conducteur et câble de garde

Concernant les conducteurs, les pylônes 90 kV et 225 kV présentent quelques différences. Bien que les conducteurs utilisés dans les deux cas soient un câble Aster 570, un câble Phlox 116.2 sera utilisé comme câble de garde dans le cas du 90 kV tandis qu'un Phlox 147.1 sera associé au 225 kV.

Les propriétés de ces derniers sont présentées au tableau 4.3. La section des câbles à la première colonne du tableau représente l'aire des câbles sans prendre en compte le vide entre les brins. La section réelle du câble est obtenue à partir du diamètre extérieur du câble, fourni à la deuxième colonne. Le module d'élasticité du câble est obtenu en sommant les modules d'élasticité réduits des matériaux composant le câble (par exemple, le module d'élasticité réduit de l'acier est le module d'élasticité réel de l'acier multiplié par la proportion d'aire d'acier par rapport à l'aire totale de matériaux).

Tableau 4.2 Type de câble selon le pylône

Pylône	90 kV	225 KV
Portée (m)	500	475
Câble (conducteur)	Aster 570	Aster 570
CDG (câbles de garde)	Phlox 116.2	Phlox 147.1

Tableau 4.3 Caractéristiques des câbles

	Section $mm^2$	Diamètre extérieur mm	Masse linéique kg/km	Module élastique MPa	Coef dilatation $m/^\circ C$
PHLOX 116.2	116,2	14	625	124000	0,0000142
PHLOX 147.1	147,1	15,75	790	124000	0,0000142
ASTER 570	570,22	31,05	1576	54000	0,000023

Le paramètre de réglage du câble à  $15^\circ C$ ,  $k_{câble} = \frac{H_{initial}}{mg}$  est donné, où  $H_{initial}$  est la tension horizontale dans le câble après installation et  $mg$  est le poids propre linéique du câble. Il permet pour un câble dont les propriétés sont connues de calculer la tension initiale dans le câble, c'est-à-dire lorsque la seule contrainte est le poids du câble. En utilisant les équations d'équilibre interne et externe présentées dans l'annexe A.2.2, la longueur à vide du câble avant installation (sans contrainte),  $S_0$ , est déterminée. La théorie de la chaînette rigide est utilisée dans le calcul de l'équilibre externe A.2.1. Cette méthode est combiné avec l'équilibre interne afin de prendre en compte les déformations internes comme expliqué dans l'annexe A.2.2. En effet les déformations internes ne sont pas prises en compte par la méthode de la chaînette rigide. Les déformations plastiques ne sont pas considérées.  $S_0$  est la solution de l'équation :

$$e_{ext} - e_{int} = 0 \quad (4.1)$$

$$\frac{S_{initial} - S_0}{S_0} - \frac{T_{m_{initial}}}{E_{câble} A_{câble}} - \delta_{thermique} = 0 \quad (4.2)$$

autrement dit :

$$S_0 = \frac{S_{initial}}{\frac{T_m}{E_{câble} A_{câble}} + 1} \quad (4.3)$$

Où  $e_{ext}$  et  $e_{int}$  sont les déformations externes et internes du câble,  $S_{initial}$  est la longueur réelle du câble après installation sous l'effet du poids propre et de la tension  $H_{initial}$ ,  $T_{m_{initial}}$  est la tension moyenne dans le câble (qui est fonction de  $H_{initial}$ ),  $E_{câble}$  est le module d'élasticité et  $A_{câble}$  est l'aire de la section droite du câble. Enfin  $\delta_{thermique}$  est la déformation thermique (nulle initialement).

- Pour le pylône 90 kV

À la pose, à  $15^{\circ}C$ ,  $k_{câble} = 2150$  m ce qui donne  $H_{initial} = 33240$  N (tableau 4.5). Cela donne, d'après l'équation 4.3, une longueur à vide  $S_0 = 500.5858$  m. Dans le calcul de  $S_0$ , un critère de convergence sur  $e_{ext}-e_{int}$  de  $10^{-7}$  est utilisé (c'est-à-dire que pour la solution  $S_0$ ,  $e_{ext}-e_{int} \leq 10^{-7}$ ). Pour vérifier ce critère, il faut que  $S_0$  ait quatre chiffres après la virgule.

- Pour le pylône 225 kV

De la même manière que précédemment,  $k_{câble} = 2050$  m, ce qui donne  $H_{initial} = 31694$  N et  $S_0 = 475.5726$  m, pour un même critère de convergence de  $10^{-7}$ . Le tableau 4.4 résume les paramètres des conducteurs. Le tableau 4.5 réutilise les principes d'équilibre interne et externe pour le calcul de  $S_0$ .

Tableau 4.4 Résumé des paramètres des conducteurs

<b>Pylône</b>	<b>90 kV</b>	<b>225 kV</b>
<b>Portée</b>	500	475
$k_{câble}$	2150	2050
$mg$	15,46	15,46
$H_{initial}$	33240	31694
$S_0$	500,5858	475,5726

### 4.1.3 Calcul des charges

Le comportement des isolateurs est étudié pour deux cas de charge :

- une charge de vent seul de 570 Pa,
- une charge dissymétrique de givre dont l'épaisseur du manchon est de 20 mm à laquelle s'ajoute un vent d'une pression de 180 Pa.

Tableau 4.5 Équilibre interne, équilibre interne et calcul de  $S_0$  pour le cas du 90 kV

CALCUL DE $S_0$		
A la pose $T=15^\circ C$		
$k_{c\grave{a}ble} =$	2150	m
$mg$	15,46	N/m
$H_{initial} =$	33240	N
<b>Tableau équilibre externe</b>		
variable	unité	valeur
l (portée)	m	500
b (dénivelé)	m	0
H (tension horizontale)	N	33240
$q_R$ (résultante de la charge linéique)	N/m	15,46
c	m	500
P (paramètre câble)	m	2150
Z	u	0,12
Sn	m	501,13
Tn	N	33464
TMn	N	33315
Fn	m	14,55
S (longueur câble)	m	501,13
f (flèche)	m	14,55
ub	m	250
vb	m	-14,55
s1	m	250,56
s2	m	250,56
V1	N	3873
V2	N	3873
T1	N	33464
T2	N	33464
$T_m$	N	33315
$e_{ext}$		0,11 %
$S_0$		500,5858
$e_{ext} - e_{int}$		0,0000047 %
<b>Tableau équilibre interne</b>		
Données	Variable	Total
	h (proportion)	1
	$A_{c\grave{a}ble}$	570,22
	$E_{c\grave{a}ble}$	54000
	$\alpha_{c\grave{a}ble}$	0,000023
Déformation	$\Theta_{int}$	15
	$\Theta_{ext}$	15
	$\Theta_{ext} - \Theta_{int}$	0
	dTh	0 %
	$T_m$	33315
	$\delta_{\acute{e}lastique}$	0,11 %
	$e_{int}$	0,11 %

Pour le vent seul, et en adaptant l'équation A.2, la charge linéique transversale est, pour un vent perpendiculaire :

$$q_T = q_0 d_{c\grave{a}ble} (\sin \Omega)^2 = 17.7 N/m \quad (4.4)$$

La charge verticale est le poids du câble nu. Le poids linéique est :

$$q_{V_{nu}} = 15.46 N/m \quad (4.5)$$

Dans le cas de la charge de givre dissymétrique, une accumulation de givre à 50 % est considérée. Cela signifie que seulement la moitié de la charge verticale créée par le givre sera appliquée sur le câble (en plus de la charge de vent), et ce, sur la moitié des portées du canton.

Pour cela, un manchon de givre d'une épaisseur de 20 mm et d'une densité de 0.6 est simulé. À cela s'ajoute un vent léger d'une pression de 180 Pa. Dans le calcul des charges sur les câbles, deux cas seront distingués, suivant si le câble comporte du givre ou non.

La charge créée par le givre est donnée par l'équation A.1 :

$$q_{V_{givre}} = 9.82 \cdot 10^{-3} \cdot \delta_{givre} \pi t_{givre} (d_{c\grave{a}ble} + \frac{t_{givre}}{1000}) = 9.82 \cdot 10^{-3} \cdot 0.6 \pi \cdot 20 (31.05 + 20) = 18.89 N/m \quad (4.6)$$

En considérant seulement 50 % de la charge de givre, la charge verticale est :

$$q_V = \frac{1}{2} q_{V_{givre}} + q_{V_{nu}} = 24.91 N/m \quad (4.7)$$

La charge de vent dépend du diamètre exposé du câble. Le manchon de givre modifie le diamètre et la charge de vent qui est :

$$q_{T_{givre}} = q_0 (d_{c\grave{a}ble} + 2t_{c\grave{a}ble}) = 12.789 N/m \quad (4.8)$$

$$q_{T_{nu}} = q_0 d_{c\grave{a}ble} = 5.589 N/m \quad (4.9)$$

De plus la température extérieure prise égale à  $-5^\circ C$ , crée une différence de température au niveau du câble et induit une déformation thermique. L'allongement du câble est telle que :

$$\delta_{thermique} = S_0 \alpha_{c\grave{a}ble} (\Theta_{ext} - \Theta_{int}) \quad (4.10)$$

Tableau 4.6 Récapitulatif des charges pour le cas de charge de givre

Cas de charge de givre (accumulation 50 %) et vent léger											
$t_{givre}$ mm	$q_0$ Pa	$d_{c\grave{a}ble}$ mm	$d_{expos\acute{e}}$ mm	$q_{T_{nu}}$ N/m	$q_{T_{givre}}$ N/m	$q_{V_{givre}}$ N/m	$q_{V_{nu}}$ N/m	$q_V$ N/m	$q_{R_{nu}}$ N/m	$q_R$ N/m	
20	180	31,05	71,05	5,589	12,789	18,899	15,46	24,91	16,44	28,00	

Tableau 4.7 Récapitulatif des charges pour le cas de charge de vent

Cas de charge de vent					
$q_0$ Pa	$d_{c\grave{a}ble}$ mm	$q_T$ N/m	$q_{Nu}$ N/m	$q_V$ N/m	$q_R$ N/m
570	31,05	17,70	15,46	15,46	23,50

## 4.2 Solutions étudiées

Les données nécessaires à l'étude d'un canton de plusieurs portées sont maintenant connues. Une étude statique sur les câbles avec différentes configurations d'isolateurs peut être menée. Afin de définir les différents paramètres de la géométrie, il est utile de se donner plusieurs critères de conception, qui vont permettre de dimensionner les isolateurs.

### 4.2.1 Les critères de dimensionnement

Le premier critère est un *critère électrique* rappelé précédemment à la sous-section 4.1.1. Le second est un *critère mécanique*. Pour des contraintes faibles, l'isolateur en matériau composite revient dans sa position initiale sans déflexion résiduelle. À court terme, pour des contraintes supérieures à 500 MPa mais inférieures à la contrainte de rupture (800 MPa), une rupture peut être observée après plusieurs jours. Sur le long terme, l'isolateur doit être conçu de façon à ce que les contraintes journalières soient de l'ordre de 300 MPa. Une charge exceptionnelle entraînant une contrainte autour de 500 MPa est admissible [Dumora, 1990].

Dans la suite, une contrainte exceptionnelle maximale de 600 MPa sera définie comme critère mécanique de conception.

### 4.2.2 Les types d'isolateurs

Une succession d'isolateurs est présentée ainsi que leurs caractéristiques :

### L'isolateur simple

L'isolateur simple, figure 4.1, constitue l'élément le plus simple de tous, mais aussi le plus sollicité. Avec sa connexion unique et encastrée au niveau de la console ou au niveau de la traverse, il transmet à la structure les différentes charges. Cependant, ce type de connexion induit des moments de flexion.

L'isolateur est conçu de manière à résister à la contrainte de flexion engendrée par la charge débalancée, dans le cas du givre et du vent. L'enjeu est d'étudier son comportement suivant différentes variables et de comprendre s'il est préférable d'augmenter la hauteur afin d'augmenter la déflexion et donc de réduire la charge longitudinale (dans le cas d'une charge dissymétrique), ou bien de la réduire afin de diminuer le moment à la base et donc la contrainte. Similairement, le diamètre sera choisi afin de réduire les contraintes, mais aussi favoriser la déflexion de l'isolateur pour balancer la charge longitudinale.

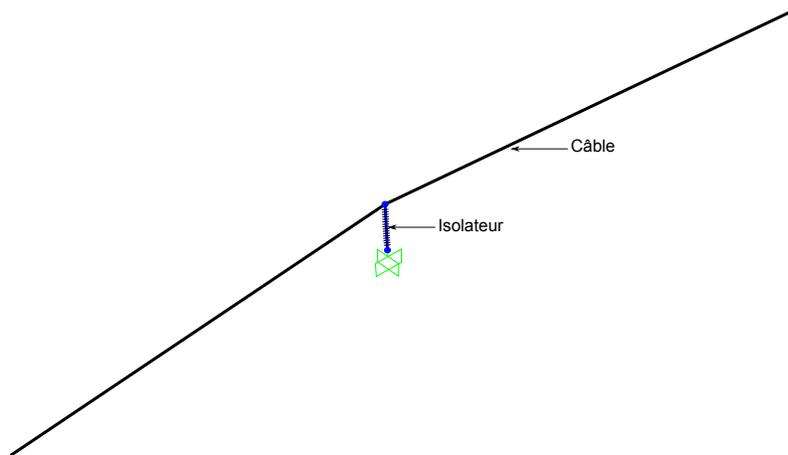


Figure 4.1 Représentation d'un isolateur simple sur SAP2000

L'isolateur est en matériau composite. La fibre utilisée est de la fibre de verre, et la résine est de la résine époxy.

On définit  $E_{iso}$  comme étant le module d'élasticité du matériau composite. Les propriétés seront explicitées dans la partie 4.2.3. Le noyau de l'isolateur en composite est de forme cylindrique pleine, de diamètre  $d_{iso}$  et de hauteur  $H_{iso}$ . Le diamètre de la tige, élément résistant de l'isolateur, est égal au diamètre de l'isolateur et l'impact du revêtement en caoutchouc sur le comportement est négligé.

Sachant cela, les variables introduites dans les modélisations sont :

- le diamètre  $d_{iso}$  de la tige,
- sa hauteur  $H_{iso}$ ,
- son module d'élasticité  $E_{iso}$ .

Dans le but de respecter le critère électrique de dimensionnement, la hauteur de l'isolateur a une taille supérieure à 1.1 m pour une tension de 90 kV et 1.7 m pour une tension de 225kV. Les fourchettes de variables utilisées sont présentées dans le tableau 4.8. Dans le chapitre 5, des précisions seront apportées sur les méthodes et les points de connexion ainsi que sur les modifications concernant les consoles. En effet, dans certains cas, et lorsqu'elles sont possibles, des modifications sur les consoles permettront de s'assurer du respect des distances à la masse.

Par la suite, les isolateurs simples seront notés de la façon suivante :

S1.1-0.06

où "S" signifie simple, suivi de la hauteur (1,1 m) et finalement du diamètre (0,06 m).

Tableau 4.8 Variables étudiées dans le cas de l'isolateur simple

Isolateur simple			
Variable	$d_{iso}$ (m)	$H_{iso}$ (m)	$E_{iso}$ (MPa)
<b>90 kV</b>	0,06	1,1	15000-40000
	0,07	1,3	
	0,08	1,4	
		1,5	
<b>225 kV</b>	0,07	1,7	15000-40000
	0,08	1,8	
		1,9	

### L'isolateur double

L'isolateur double, figure 4.2, présente de nombreux avantages par rapport à l'isolateur simple. En effet, composé de deux isolateurs en matériau composite, encastrés en deux points de la console, il permet de maintenir un point d'attache fixe dans le cas du vent et donc d'empêcher le mouvement dans la direction transversale. Néanmoins, une flexibilité suffisante dans le sens longitudinal est observée et balance la charge longitudinale. Le second avantage est la meilleure répartition des charges et des moments sur la console grâce aux deux points d'attache. Une réduction de la contrainte dans les isolateurs est attendue, de même qu'une réduction du diamètre (et donc de la charge longitudinale).

Le même matériau et les mêmes variables que pour l'isolateur simple sont utilisés. Un paramètre supplémentaire se doit d'être déterminé : l'écart entre les deux points de connexions. Pour l'instant, on suppose un écartement maximal c'est-à-dire que l'écartement est égal à la longueur de la console.

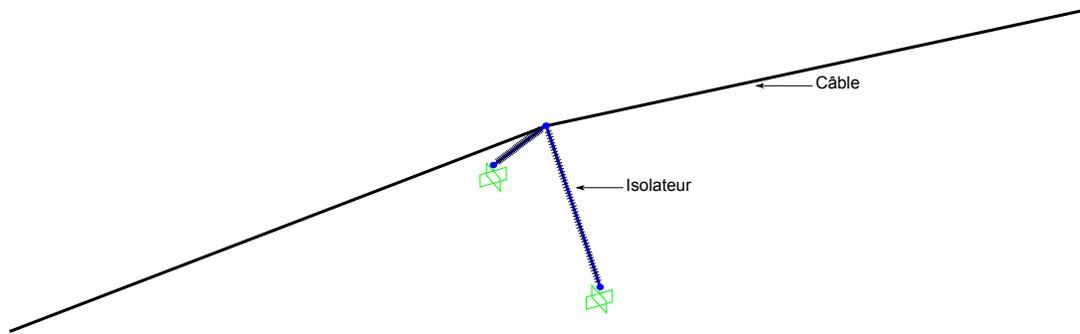


Figure 4.2 Représentation d'un isolateur double sur SAP2000

Le tableau 4.9 résume les variables utilisées dans le cas des isolateurs doubles. Par la suite, les isolateurs doubles seront notés de la façon suivante :

D1.1-0.06

où "D" signifie double, suivi de la hauteur et finalement du diamètre.

Tableau 4.9 Variables étudiées dans le cas de l'isolateur double

Isolateur double			
Variable	$d_{iso}$ (m)	$H_{iso}$ (m)	$E_{iso}$ (MPa)
<b>90 kV</b>	0,06	1,1	15000-40000
		1,3	
		1,4	
		1,6	
<b>225 kV</b>	0,07	1,7	15000-40000
		1,8	
		1,9	

### L'isolateur rotulé

Présenté dans l'état de l'art, l'isolateur rotulé constitue un véritable atout pour le relèvement des lignes. Outre la dispense de console et la possibilité de se connecter directement à la structure, des points d'attache rotulés autorisent l'isolateur à se déplacer pour rééquilibrer les charges longitudinales. La géométrie simplifiée est présentée à la figure 4.3. Lorsque la valeur  $X = 0$ , l'axe de rotation coïncide avec l'axe du pylône et des problèmes d'instabilité et de contact entre les conducteurs et la structure peuvent survenir. Ainsi  $X$  doit être maintenu strictement positif. Durant sa rotation, l'isolateur s'élève, lui assurant un retour à la position initiale au repos par gravité. Une structure, ou un bras métallique, est ajoutée afin de créer l'inclinaison de l'axe de rotation. L'isolateur rotulé est composé de deux isolateurs : un isolateur en compression et un isolateur en suspension pour le contreventement. Ici encore, le matériau composite est choisi, notamment pour son faible poids.

Cependant, n'étant pas sollicitée en flexion, la céramique pour l'isolateur en compression et l'isolateur en suspension est un choix possible.

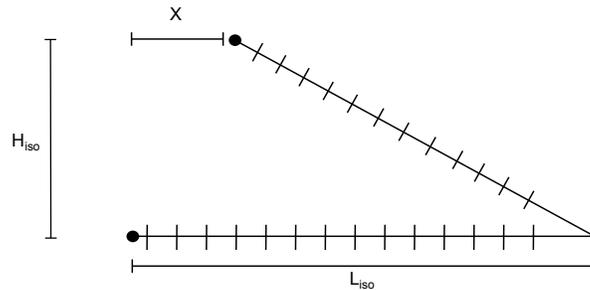


Figure 4.3 Représentation d'un isolateur rotulé avec ses paramètres

Le comportement de l'isolateur peut se réduire à deux variables qui sont la longueur  $L_{iso}$  et l'angle, appelé  $\theta$ , où  $\theta = \text{atan}(\frac{X}{H_{iso}})$ . Cependant, on traitera plus souvent avec  $X$  et  $H_{iso}$  qui rendent compte plus facilement de la géométrie de l'isolateur. Des études de stabilité avec d'autres cas de charge seront menées afin de valider cette solution. Par la suite, les isolateurs rotulés seront notés de la façon suivante :

R1.5-1.25

où "R" signifie rotulé, suivi de la longueur, de la hauteur et si besoin, de l'espacement  $X$ .

Tableau 4.10 Variables étudiées dans le cas de l'isolateur rotulé

Isolateur rotulé			
Variable	X (m)	$H_{iso}$ (m)	$L_{iso}$ (m)
<b>90 kV</b>	0,7	1	1,5
	0,8		
	0,9		
	1	1.25	1,6
	1,1		
	1,2		
<b>225 kV</b>	1,3	1,7	1,7
	1,4		1,8
	1,5		2,1

### Autres types de solutions

D'autres types de solutions ont été imaginées, étudiées, mais non retenues. Parmi celles-ci, un isolateur contreventé dont les points d'attache sont encastrés, figure 4.4. Les deux isolateurs composant l'isolateur contreventé sont faits de matériau composite dont le faible module d'élasticité permet la déflexion. La figure 4.5 reprend le concept précédent en inversant la position du contreventement, à présent sollicité en compression. L'avantage

d'une telle solution est de supprimer les consoles. Cependant, contrairement à l'isolateur rotulé, ces derniers sont encastrés directement sur la structure et induisent d'énormes efforts et moments.

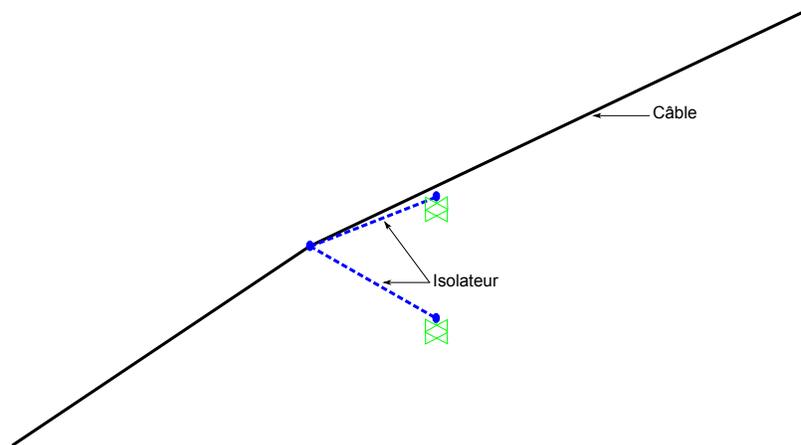


Figure 4.4 Représentation d'un isolateur contreventé sur SAP2000

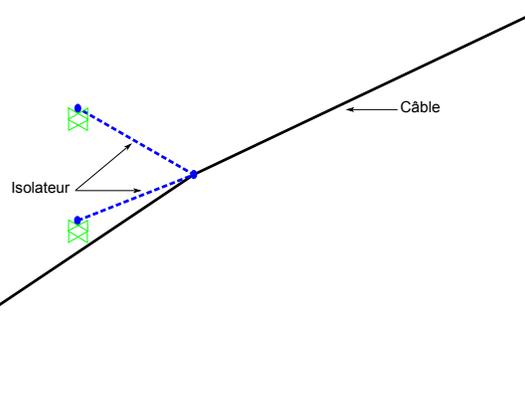


Figure 4.5 Représentation d'un isolateur contreventé inversé sur SAP2000

### 4.2.3 Modélisation

Deux méthodes ont servi à étudier le comportement des isolateurs. Tout d'abord le logiciel SAP2000 pour l'étude des isolateurs en suspension, simple et double, pour un canton de 8 portées.

La deuxième méthode est analytique. Elle est une adaptation de celle proposée dans le rapport final [Mozer, 1983]. Le code du programme a été écrit sur MATLAB et est présenté dans l'étude de stabilité des isolateurs rotulés 4.3.4.

La figure 4.6 représente un canton de 8 portées modélisé sur SAP2000. Ce canton comprend 8 câbles (éléments câble) et 7 isolateurs. L'isolateur est un élément poutre dans le cas

de l'isolateur simple ou un assemblage de deux poutres pour l'isolateur double et rotulé. Chaque poutre est constituée de deux noeuds. L'un de ses deux noeuds est lié à un élément câble tandis que l'autre modélise la connexion à la structure (encastrement ou rotule). Afin d'obtenir des résultats satisfaisants, il est nécessaire de mailler les éléments poutres et donc de subdiviser ces derniers en petits éléments. À ces éléments poutres sont associés un matériau et une géométrie.

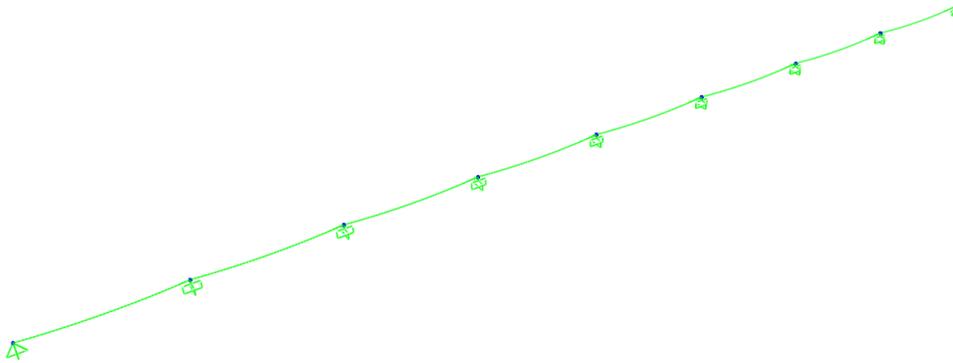


Figure 4.6 Représentation d'un canton de 8 portées sur SAP2000

Les données du composite (résine époxy renforcée de fibres de verre) sont détaillées dans le tableau 4.11. La tige en résine époxy renforcée de fibres de verre est assimilée à une tige unidirectionnelle, donc à un matériau isotrope.

Tableau 4.11 Données du matériau composite

	$\rho_{iso}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$E_{iso}$ (GPa)	$\nu_{iso}$ (Coefficient Poisson)
Époxy/Fibre de verre	1600	15-40	0,26

Pour simplifier, les isolateurs ne sont pas modélisés avec leur revêtement en caoutchouc. Son importance dans le comportement de l'isolateur et du canton est négligeable. Ainsi, seulement une tige cylindrique de diamètre  $d$  est modélisée.

Chaque isolateur est relié à un autre par un élément câble. Ces derniers sont prévus pour être modélisés rapidement et facilement sur SAP2000. La section du câble et ses propriétés telles que le poids volumique ou le module d'élasticité, sont présentées dans 4.3, et introduites dans la modélisation. Le câble, ainsi défini, et positionné sur le canton avec une tension horizontale de réglage, calculée précédemment. Les extrémités du canton sont modélisées par des points de connexion rotulés.

Chaque câble est prêt à être chargé par des forces distribuées et des déformations initiales (qui sont des déformations thermiques).

Le déplacement attendu des isolateurs et des câbles est grand, et les non-linéarités géométriques ne sont pas négligeables. Une analyse non linéaire du canton en prenant en compte ces effets est faite.

## 4.3 Résultats des modélisations

Cette section vise à présenter les résultats concernant un canton de 8 portées pour les différents types d'isolateurs, et ce, pour chaque cas de charge. À l'aide du logiciel SAP2000, ou de MATLAB, les résultats portent sur :

- le déplacement transversal, vertical et longitudinal,
- les réactions aux connexions des isolateurs,
- la contrainte maximale.

Dans le cas du vent, les résultats sont pris au niveau de l'isolateur médian (soit le 4<sup>e</sup> isolateur). Dans le cas du givre dissymétrique, la charge longitudinale est maximale au niveau de l'isolateur médian. Cependant, les contraintes et les déplacements dans le 3<sup>e</sup> isolateur sont aussi vérifiés. En effet, les 3<sup>e</sup> et 4<sup>e</sup> portées sont chargées en givre et en vent. Les charges verticales et transversales perçues sur le 3<sup>e</sup> isolateur sont plus grandes qu'au niveau du 4<sup>e</sup> isolateur.

Le cas de givre est le plus contraignant et sert pour dimensionner les isolateurs. Toutefois, le cas de vent sert de vérification pour les critères mécaniques et électriques. Concernant l'isolateur rotulé, les équations de stabilité présentées à la section 2.2.2 sont utilisées. De plus pour nos cas de charge, la contrainte due à la compression ou à la traction est négligeable par rapport à la contrainte de flexion. La connexion de l'isolateur contreventé étant rotulée, aucune contrainte de flexion n'est produite et le critère mécanique est toujours vérifié.

### 4.3.1 L'isolateur en suspension

L'isolateur en suspension représente la référence de notre étude. À des fins de comparaisons ultérieures, dans le calcul aux fondations ou à la structure, il est nécessaire de connaître les charges transmises par l'isolateur lors des cas de vent ou de givre. L'isolateur a une taille de 1.1 m pour le 90 kV et de 1.7 m pour le 225 kV. Il est donc normal de trouver que dans le cas du 225 kV l'isolateur balance mieux les charges dissymétriques.

Tableau 4.12 Résultats propres aux isolateurs en suspension

		Réactions (N)		
		T	L	V
90 kV	vent	8849	0	7730
	givre (isolateur 4)	4609	7874	10009
	givre (isolateur 3)	6387	3500	12353
225 kV	vent	8419	0	7430
	givre (isolateur 4)	4379	5820	9704
	givre (isolateur 3)	6072	3231	11917

### 4.3.2 L'isolateur simple en compression

Pour chacun des isolateurs simples, le canton est étudié, et ce pour plusieurs valeurs de  $E_{iso}$  (module d'élasticité) entre 15 GPa et 40 GPa, [Tencom Limited, 2013]. L'augmentation du module d'élasticité a pour effet de réduire le balancement des charges dissymétriques et par conséquent, la force longitudinale augmente. De la même manière lorsque le diamètre  $d_{iso}$  augmente, la force longitudinale diminue. Dans le cas du 90 kV, seul l'isolateur S1.5-0.07 (pour  $E_{iso} = 15000$  MPa) rivalise avec l'isolateur en suspension et permet une réduction de la force longitudinale avec  $L = 7613$  N (figure 4.7). À noter que d'autres cas permettent de réduire la force longitudinale, mais impliquent un diamètre d'isolateur  $d_{iso} = 0.06$ . Le tableau 4.13 montre que pour un diamètre  $d_{iso} = 0.06$ , une réduction de force longitudinale a lieu, mais les contraintes dans l'isolateur sont supérieures au critère mécanique fixé (600 MPa).

Tableau 4.13 Comparaison des forces longitudinales avec l'isolateur en suspension pour la ligne à 90 kV

	$H_{iso}=1,1m$	$H_{iso}=1,4 m$	$H_{iso}=1,3m$	$H_{iso}=1,5 m$
$d_{iso}$ (m)	0,07	0,06	0,07	0,06
$E_{iso}$ (MPa)	15000	15000	15000	15000
L (N)	11282	6740	8379	7372
Augmentation de L (%)	43	-14	6	-6
Contrainte (MPa)	477	786	531	757

Concernant le 225 kV, les isolateurs S1.8-0.07 et S1.9-0.07 peuvent offrir une bonne alternative à l'isolateur classique. Dans le cas du givre, les forces longitudinales au niveau de l'isolateur médian, sont présentées à la figure 4.7.

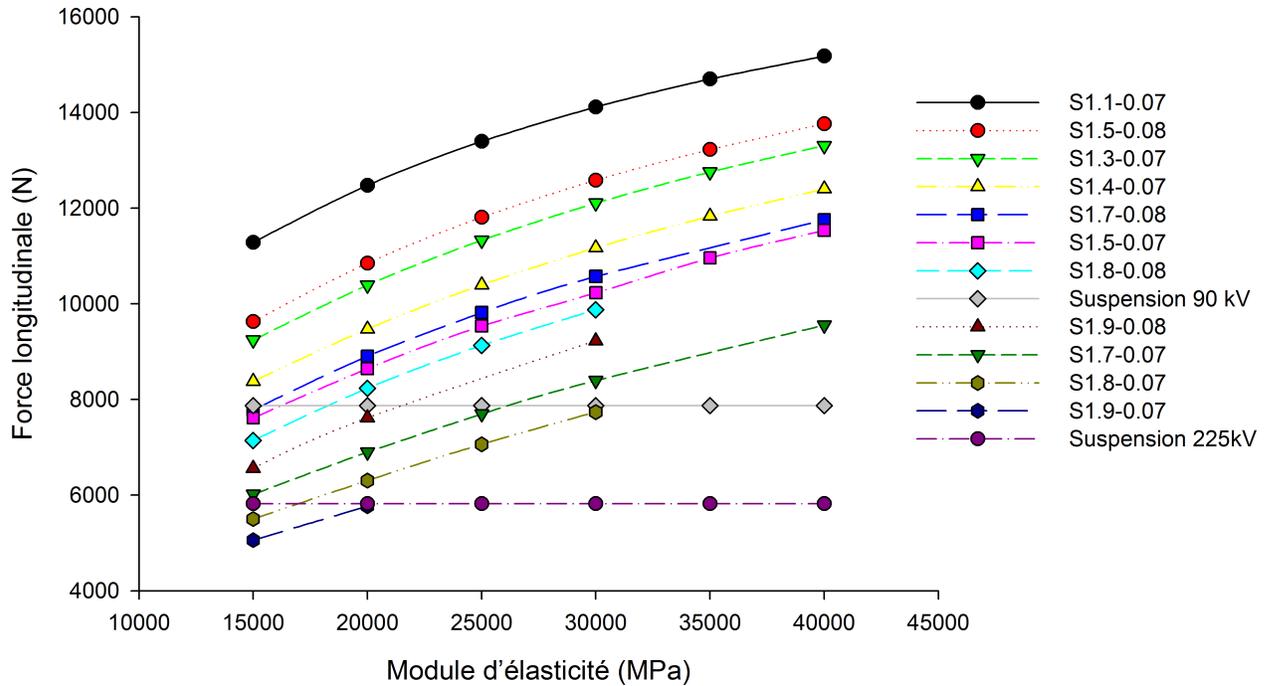


Figure 4.7 Force longitudinale maximale sur le canton pour les isolateurs simples dans le cas de givre dissymétrique

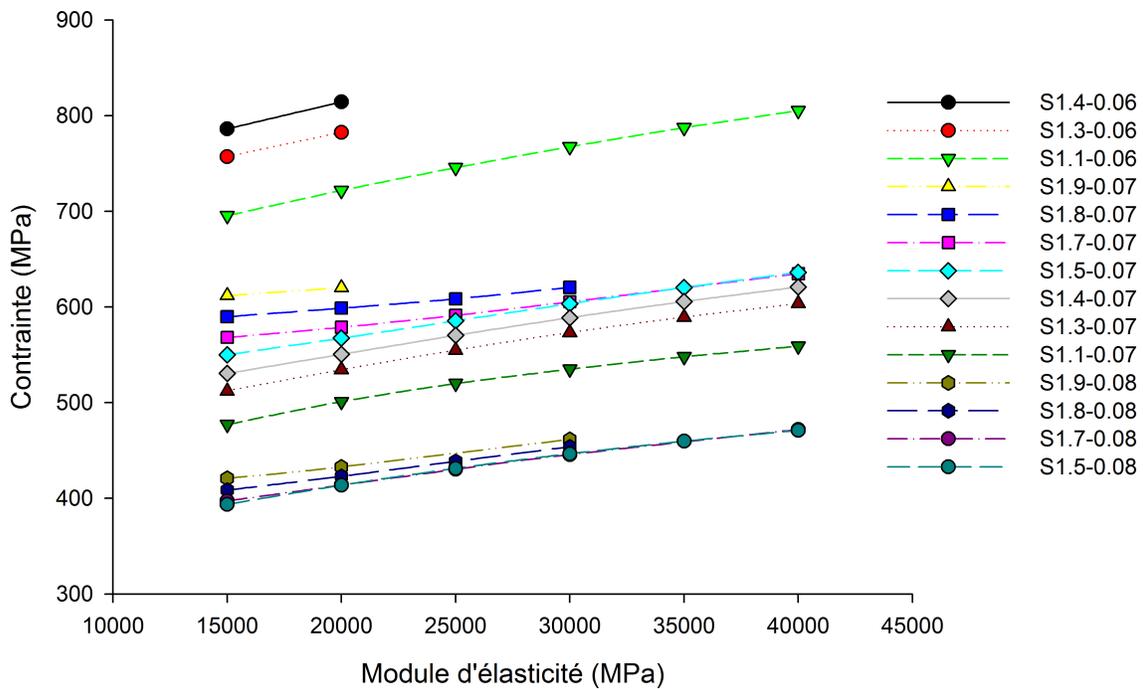


Figure 4.8 Contrainte dans le 4<sup>e</sup> isolateur pour le cas de givre

Afin de sélectionner un ensemble de solutions dans les isolateurs simples, le critère mécanique permet d'en retenir ou d'en éliminer certaines. La figure 4.8 montre bien que pour

un diamètre de 0.06 m, la contrainte est trop élevée. Les solutions auront donc un diamètre de 0.07 m ou 0.08 m. De plus, elle écarte la possibilité d'utiliser un S1.8-0.07 ou un S1.9-0.07 qui ont, respectivement, pour  $E_{iso} = 15000$  MPa, une contrainte 590 MPa et 612 MPa. Ceux-là nécessitent un diamètre de 0.08 m. En étudiant les contraintes des isolateurs entre la 3<sup>e</sup> et 4<sup>e</sup> portée, cela nous indique que pour  $E_{iso} = 15000$  MPa, S1.7-0.07 a une contrainte de 611 MPa. Cependant pour  $E_{iso} = 20000$  MPa, les contraintes sont inférieures à 600 MPa.

La vérification est faite pour le cas du vent et les résultats sont présentés dans le tableau 4.14 pour le 90 kV. Les vérifications de contrainte et de distance à la masse sont aussi faites pour le 225 kV, mais le résultat dépend du type de console (en effet le pylône 225 kV comprend 6 consoles, dont trois types différents). Les contraintes sont inférieures au critère mécanique et les distances à la masse sont respectées (supérieures à 0.15 m pour le 90 kV tableau 4.1).

Finalement les isolateurs retenus et leurs caractéristiques, sont résumés dans le tableau 4.15. Parmi ces isolateurs, seul le S1.5-0.07 réduit la charge longitudinale. L'isolateur S1.1-0.07 est retenu à titre de comparaison, afin de vérifier l'influence de la hauteur de l'isolateur sur les fondations et la structure.

Tableau 4.14 Distance à la masse et contrainte dans le cas de vent pour le 90 kV

	$H_{iso}=1,4$ m	$H_{iso}=1,3$ m	$H_{iso}=1,5$ m	
$d_{iso}$	0,07	0,07	0,07	0,08
$E_{iso}$	15000	15000	15000	15000
Contrainte	450	412	487	309
Distance à la masse	0,882	0,877	0,870	1,109

Tableau 4.15 Caractéristiques des isolateurs simples retenus

	90 kV				225 kV		
$H_{iso}$ (m)	1,1	1,3	1,4	1,5	1,7	1,8	1,9
$d_{iso}$ (m)	0,07	0,07	0,07	0,07	0,07	0,08	0,08
$E_{iso}$ (MPa)	15000	15000	15000	15000	20000	15000	15000
L (force longitudinale N)	11282	9240	8379	7613	6899	7145	6562
Augmentation (%)	43	17	6	-3	19	23	13

### 4.3.3 L'isolateur double en compression

L'isolateur double permet de respecter les critères plus facilement (figure 4.2). Les contraintes sont environ deux fois plus faibles que précédemment, ce qui permet d'avoir un plus pe-

tit diamètre  $d_{iso}$  d'isolateur. De plus l'isolateur ne se déplace pratiquement pas sous les charges de vent. Cependant, comme il sera montré dans le chapitre 5, des modifications sont nécessaires à la console.

L'hypothèse posée à propos de l'écart entre les deux points de connexions doit être vérifiée. La figure 4.9 montre l'évolution du déplacement longitudinal et du moment total en fonction de l'espacement des deux isolateurs. Le modèle consiste en un isolateur double seul, sans câble, avec un chargement donné et fixe, et une hauteur fixe. Seul l'espacement des points d'attache varie. Il en ressort que pour une faible augmentation de moment, un gain important dans le déplacement longitudinal peut être visé en augmentant l'écartement.

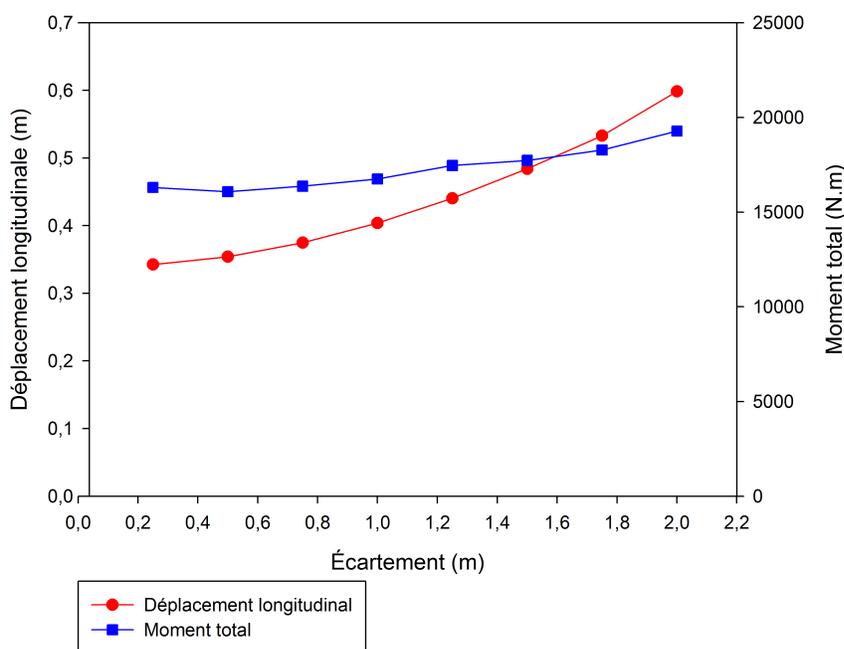


Figure 4.9 Évolution du déplacement longitudinal et du moment total en fonction de l'espacement

Ainsi, pour le pylône 90 kV et 225 kV, l'espacement choisi correspond à l'espacement maximal possible suivant les dimensions de la console. Toutefois des précautions sont prises dans la position des connexions, afin de prévoir la largeur des accessoires nécessaires à la connexion des isolateurs sur la console (gousset, channel).

Contrairement à l'isolateur simple, l'isolateur double propose plusieurs solutions avantageuses, réduisant la charge dissymétrique. Comme le montre la figure 4.10, D1.4-0.06 et D1.6-0.06 pour le 90 kV et D1.8-0.07 pour le 225 kV sont des solutions possibles. Les contraintes associées à ces isolateurs sont réunies à la figure 4.11. Elles restent très inférieures au seuil fixé.

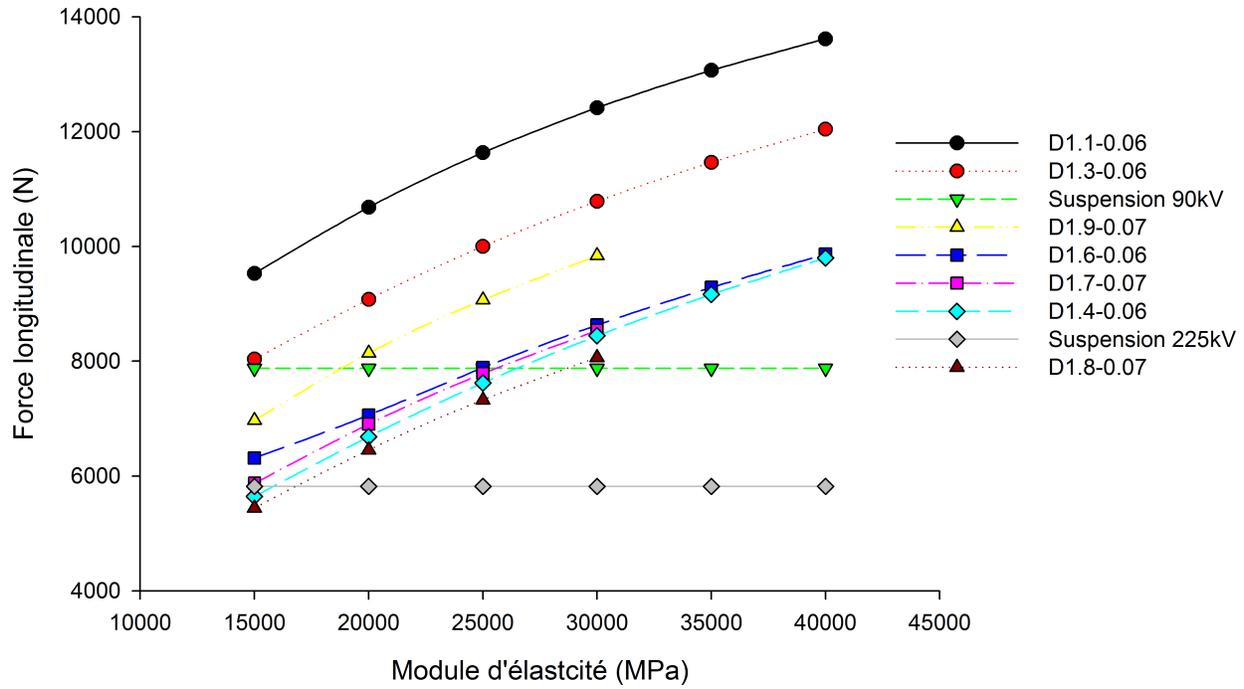


Figure 4.10 Force longitudinale maximale dans le canton pour l'isolateur double dans le cas de givre dissymétrique

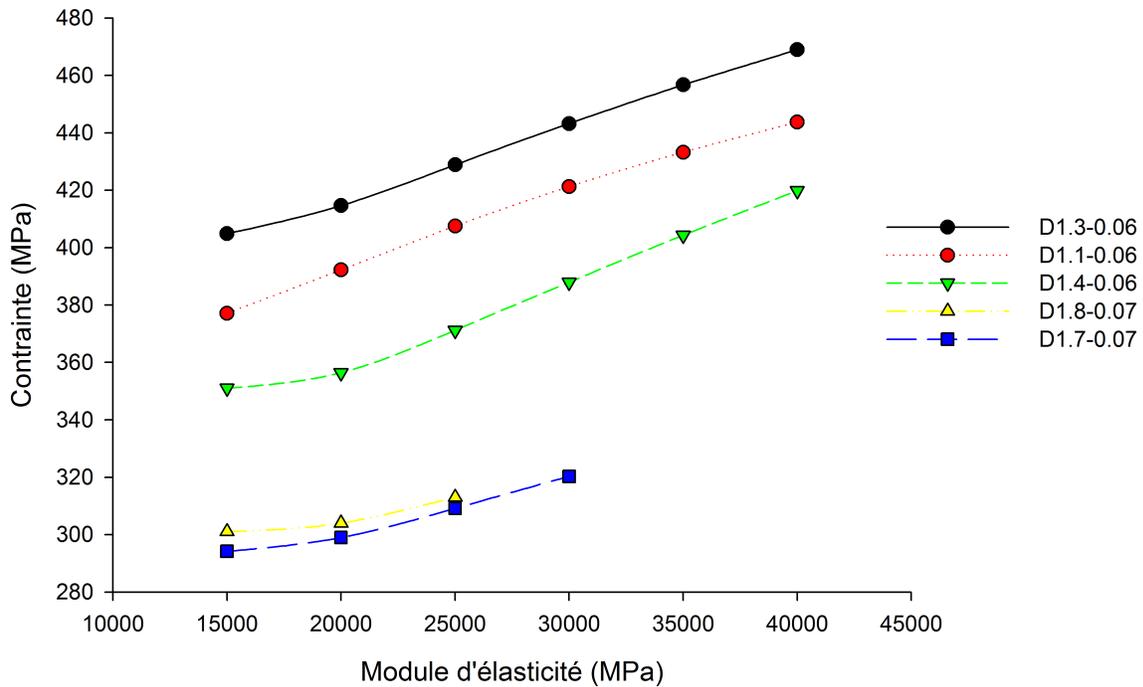


Figure 4.11 Contrainte maximale dans l'isolateur médian pour l'isolateur double dans le cas de givre dissymétrique

De plus, les contraintes sont aussi faibles pour les autres isolateurs du canton, dans le cas de charge de givre. Les distances à la masse ne sont pas nécessairement calculées, car elles sont toujours vérifiées. Finalement, les isolateurs doubles retenus et étudiés par la suite sont présentés dans le tableau 4.16.

Tableau 4.16 Caractéristiques des isolateurs doubles retenus

	90 kV				225 kV		
$H_{iso}$ (m)	1,1	1,3	1,4	1,6	1,7	1,8	1,9
$d_{iso}$ (m)	0,06	0,06	0,06	0,06	0,07	0,07	0,07
$E_{iso}$ (MPa)	15000	15000	15000	15000	15000	15000	15000
L (force longitudinale N)	9528	8037	5645	6314	5874	5445	6969
Augmentation (%)	21	2	-28	-20	1	-6	20

### 4.3.4 L'isolateur rotulé

#### Étude de stabilité des isolateurs rotulés

L'étude de stabilité des isolateurs rotulés, pour des charges de vent ou de givre et pour des cantons allant jusqu'à 40 portées, requiert l'utilisation d'un outil dont le calcul est moins fastidieux que SAP2000. C'est pourquoi un code a été développé sur MATLAB pour calculer sous plusieurs cas de charges différents, et un nombre de portée prédéfini, l'état d'équilibre du canton. À chaque noeud, reliant le câble à l'isolateur, des renseignements sur les déplacements et les différences de tension sont calculés.

Le principe de calcul est le suivant : à l'état initial, un canton de  $m$  portées est au repos. Les déplacements des isolateurs sont nuls, les tensions sont égales aux tensions de réglage et les seules charges présentes sont les poids propres des câbles. Afin de faciliter la modélisation, on considère qu'il n'y a pas de dénivelé entre les portées, que les pylônes sont des pylônes d'alignement et que les paramètres des câbles sont identiques sur tout le canton. De plus on néglige la rigidité des pylônes.

#### Les équations :

Quelques équations utilisées concernant notamment les isolateurs rotulés et la théorie des câbles sont explicitées. Le calcul du déplacement longitudinal de chaque noeud se fait par la relation [Baker, 2010] :

$$K_{global} \cdot D = R \quad (4.11)$$

où  $R$  est la résultante des forces longitudinales s'exerçant sur l'isolateur,  $D$  est le déplacement longitudinal et  $K$  est la rigidité longitudinale globale au noeud considéré.

$$K_{global} = K_{câblegauche} + K_{câbledroite} + K_{isolateur} \quad (4.12)$$

$$R = L_2 - L_1 - L \quad (4.13)$$

$L$  a été défini dans l'état de l'art par [Baker, 2010] à la figure 2.15, et représente la composante longitudinale de la force reprise par l'isolateur.  $L_1$ ,  $L_2$  et  $L$  sont représentés à la figure 4.12.

$$L = (V \sin \theta - T \cos \theta) \tan \omega \quad (4.14)$$

où  $\theta$  est l'angle de l'axe de rotation de l'isolateur par rapport à l'axe du pylône,  $V$  est la composante verticale des efforts exercés sur l'isolateur, et  $H$  la composante horizontale.  $\omega$  correspond à l'angle décrivant la trajectoire.

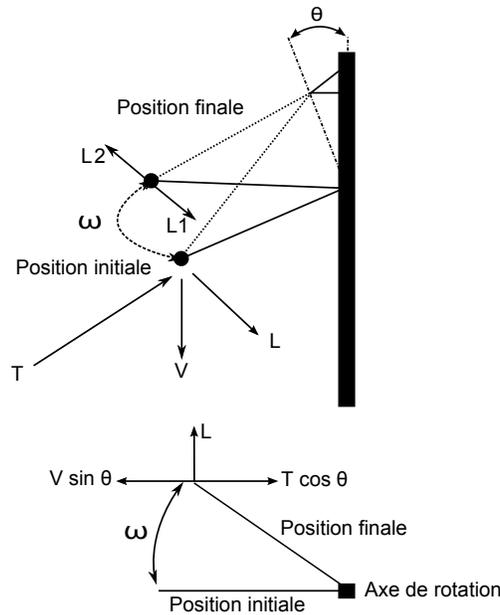


Figure 4.12 Représentation des forces longitudinales s'exerçant sur un isolateur rotulé

À partir de l'expression de  $T$  et du déplacement  $D$ , on en déduit la rigidité longitudinale de l'isolateur d'après [Mozer, 1983] :

$$K_{\text{isolateur}} = \frac{dL}{dD} = \frac{V \sin \theta - T \cos \theta}{L_{\text{iso}} \cos \theta \cos \omega^3} \quad (4.15)$$

La rigidité du câble est d'après [Mozer, 1983] :

$$K_{\text{câble}} = \frac{dH}{dl} = \frac{\cosh \frac{q_v l}{2H}}{\frac{l}{H} \cosh \frac{q_v l}{2H} - \frac{2}{q_v} \sinh \frac{q_v l}{2H} + \frac{S_0}{A_{\text{câble}} E_{\text{câble}}}} \quad (4.16)$$

où  $H$  est la tension horizontale du câble,  $q_V$  est la charge linéique verticale,  $S_0$  est la longueur à vide du câble et  $l$  est la longueur de la portée. À présent, la valeur du déplacement  $D$  est accessible grâce aux équations données. L'algorithme appliqué dans notre code est résumé à la figure 4.13.

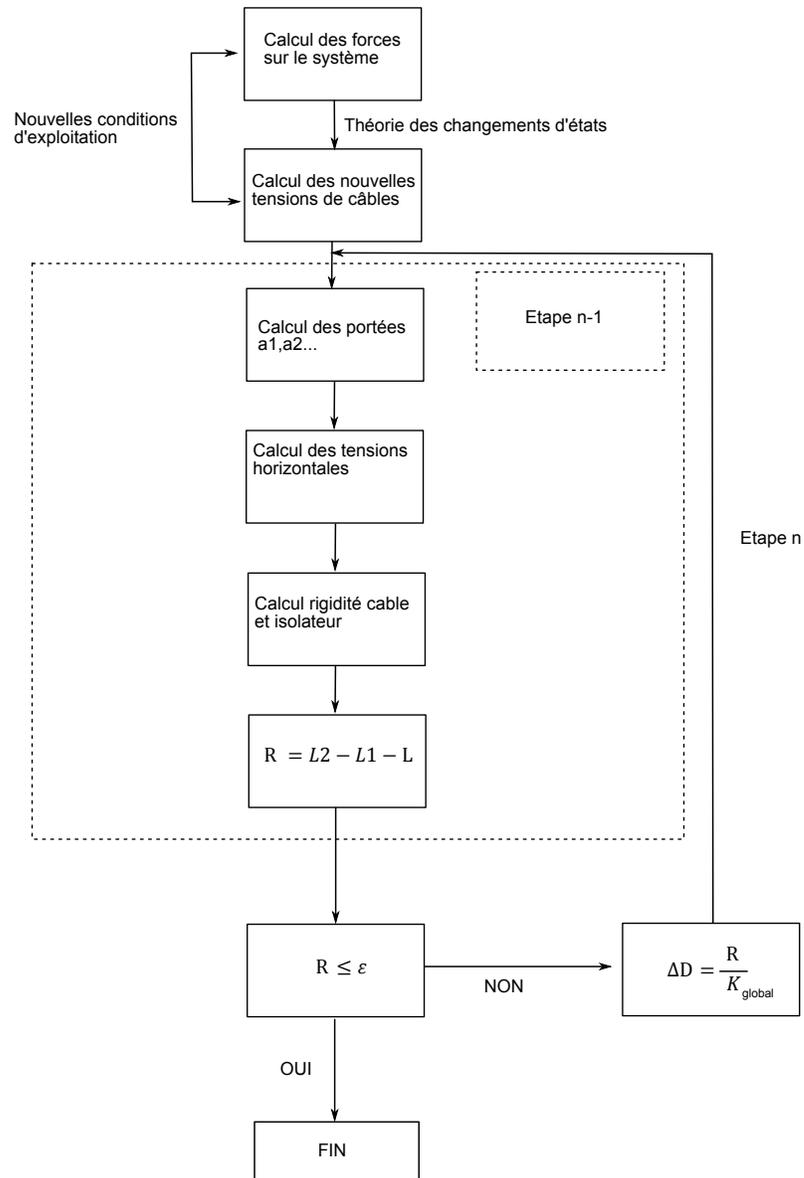


Figure 4.13 Algorithme inspiré de [Mozer, 1983]

Préalablement, les forces agissant sur le système sont calculées ainsi que les nouvelles tensions de câble induites. Les nouvelles conditions d'exploitation sont exprimées. Pour l'instant aucun déplacement n'a été calculé et donc durant l'étape "0", les portées et les tensions sont celles calculées précédemment. À chaque noeud sont calculées la rigidité et la différence de tension. Lorsque la différence de tension est inférieure à notre critère de convergence, le système est considéré comme équilibré. Lorsqu'elle ne l'est pas, le déplacement à l'état "n+1" est calculé. S'ensuit le calcul des nouvelles portées, nouvelles tensions et nouvelles rigidités de l'état "n+1" puis la vérification du critère de convergence.

### La stabilité :

L'instabilité se produit lorsque le programme ne converge pas (étant donné que le déplacement obtenu est supérieur au déplacement possible ce qui renvoie à un angle de rotation complexe). Le système, un canton de huit portées, est dit stable dans le cas inverse.

### Le code :

Le code est disponible en annexe C. Il se décompose de la façon suivante : la première partie est dédiée à l'acquisition des données, la deuxième à la création des matrices permettant de stocker les résultats pour chaque étape et chaque portée. La dernière partie représente l'initialisation du problème (calcul des raideurs et des déplacements suite au nouveau chargement) ainsi qu'une boucle "while", qui calcule l'évolution des paramètres du canton tant que le critère de convergence n'est pas atteint.

La détermination des tensions dans chaque câble se fait par l'utilisation des équations de la chaînette rigide et du principe des changements d'état. On cherche la tension horizontale  $H$ , pour laquelle :

$$\frac{S-S_0}{S_0} - e_{int} = 0$$

Où  $S$  est la longueur réelle du câble déformé et  $e_{int}$  est la déformation interne totale égale à :

$$e_{int} = \frac{T_m}{E_{câble} A_{câble}} + \delta_{thermique} \quad (4.17)$$

Avec  $T_m$  est la tension moyenne du câble.

Au lieu de chercher la solution exacte, ce qui alourdit le problème, mais aussi pose des problèmes de convergence, la solution est approchée par dichotomie (telle que la différence soit inférieure à  $10^{-6}$ ).  $H$  appartient à un intervalle de départ  $[a,b]$  et a une valeur de " $\frac{a+b}{2}$ ". Si  $e_{ext} - e_{int}$  est positif, cela signifie que la valeur de  $H$  doit être augmentée. L'intervalle de travail devient alors  $[\frac{a+b}{2}, b]$ . Inversement si  $H$  doit être diminué, l'intervalle est  $[a, \frac{a+b}{2}]$ . À chaque itération, l'intervalle est réduit de moitié jusqu'à ce que la solution soit trouvée.

Lorsque la tension a été calculée pour chaque câble, il en est de même des rigidités et des déplacements calculés.

La dernière partie du programme consiste en un processus itératif similaire à celui présenté dans la méthodologie. Suite aux déplacements des isolateurs, la longueur des portées, les tensions sont corrigées ainsi que les rigidités des différents éléments. Le processus itératif prend fin lorsque pour chaque noeud  $R < \epsilon$

### Les résultats

L'étude de stabilité menée concerne différents cas de charge :

- givre dissymétrique seul,
- vent dissymétrique seul,
- vent exercé sur toutes les portées avec différents angles d'incidence
- givre dissymétrique avec du vent

Pour chacun des cas de charges, on évalue la charge maximale admissible pour différentes valeurs de l'espacement  $X$ . Cela signifie que l'on cherche la valeur maximale de la charge qui s'exerce sur le canton pour laquelle ce dernier est stable. Au-delà de cette charge, le canton est instable. On rappelle que lorsque le système est instable, le programme ne converge pas. Avec les caractéristiques de l'isolateur suivant, une longueur de 1.5 m et une hauteur de 1.25 m, une première comparaison est faite avec les résultats obtenus avec SAP2000.

La figure 4.14 montre que des écarts relatifs entre -7 % et 1.3 % sont obtenus. Cependant, pour une question de stabilité, les isolateurs étudiés auront des angles  $\theta$  entre 30° et 45°, la où l'écart relatif se situe entre 0 et 1.3 %.

Le cas de givre dissymétrique étudié correspond à une charge verticale supplémentaire de 9.45 N/m (50 % de la valeur obtenue dans l'équation 4.6) qui s'exerce sur la moitié du canton composé de 8 portées. De plus, la température extérieure est de  $-5^{\circ}C$ . On évalue pour cette charge le déplacement longitudinal, ainsi que la charge de givre dissymétrique maximale. Dans ce cas particulier, lorsque la distance à la masse n'est plus respectée, on considère que la charge maximale a été atteinte.

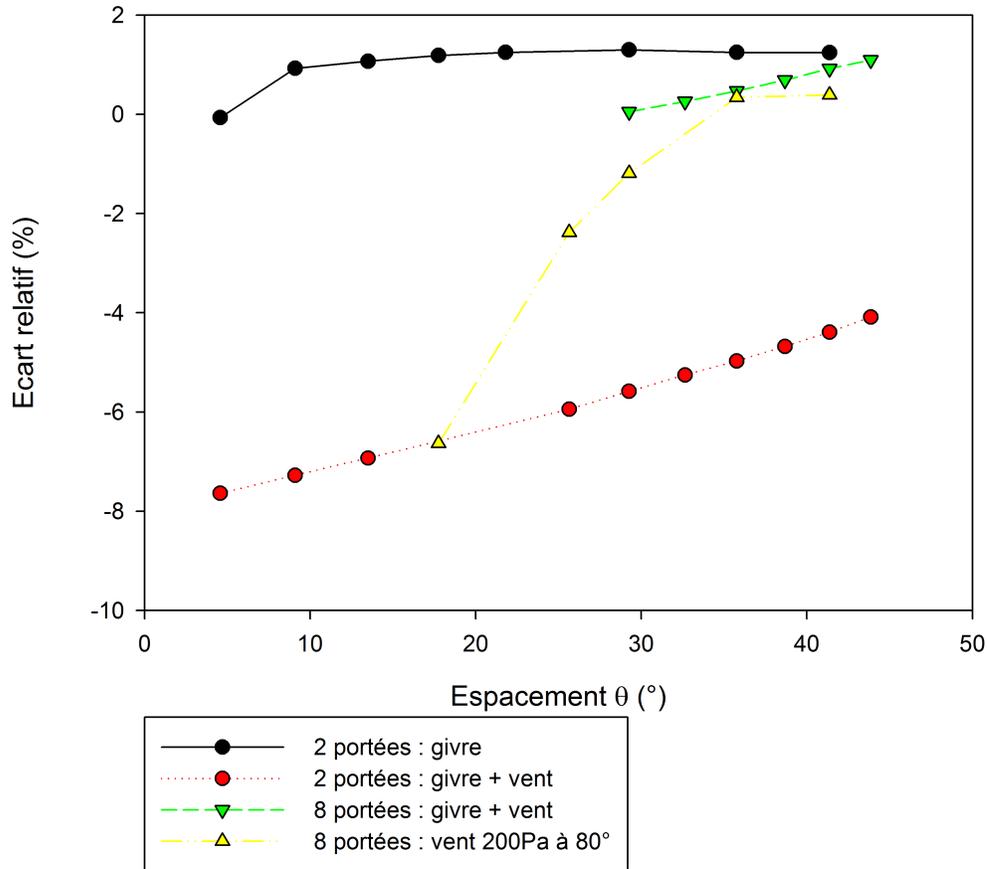


Figure 4.14 Comparaison des résultats obtenus sur SAP2000 et MATLAB

Le tableau 4.17 renseigne premièrement sur le fait que lorsque l'espacement  $X$  augmente, le système est plus stable (la charge maximale admissible est plus grande). En effet, l'augmentation de l'espacement se traduit par l'augmentation de l'angle d'inclinaison  $\theta$ . Plus  $\theta$  est grand plus l'isolateur s'élèvera et les déplacements longitudinaux seront amoindris. Un compromis entre stabilité et réduction de charge longitudinale est recherché. Mathématiquement, l'augmentation de  $X$  a un impact sur la rigidité de l'isolateur. Quand  $\theta$  augmente,  $K_{isolateur}$  augmente et le déplacement longitudinal diminue.

Tableau 4.17 Résultats observés pour une charge de givre dissymétrique  $q_{V_{givre}}=9.45$  N/m à  $\Theta_{ext} = -5^{\circ}C$ , pour un canton de 8 portées et un isolateur R1.5-1.25

X	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1	1,1	1,2
$d_{longitudinale}$ (m)	1,43	1,29	1,17	1,07	0,99	0,93	0,87	0,82	0,77	0,74	0,70	0,67
$q_{givre}$ max (N/m)	5,6	6,6	7,6	8,6	9,65	10,8	11,95	13,2	14,6	16,2	18,2	20,6

Le nombre de portées dans le canton a une influence sur la stabilité du système. La moitié des portées sont chargées. Lorsque la charge de givre est supérieure à la charge maximale

obtenue, le canton est instable. La figure 4.15 montre l'évolution de la charge maximale admissible lorsque le nombre de portées augmente. Une asymptote horizontale permet d'anticiper le comportement d'un canton composé d'un très grand nombre de portées.

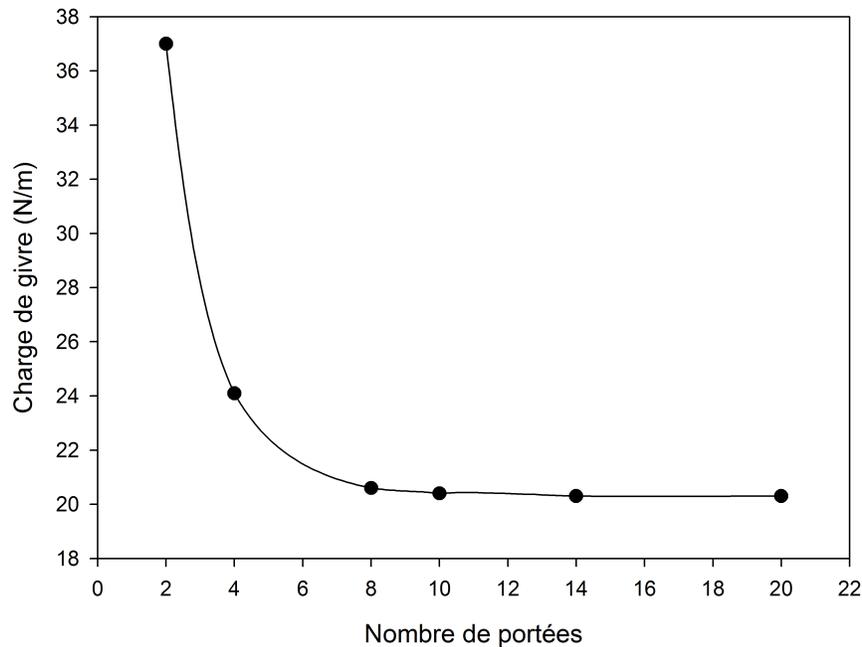


Figure 4.15 Charge de givre maximale pour R1.5-1.25-1.2

Le cas de givre n'est pas la préoccupation pour ce type d'isolateur en ce qui concerne la stabilité. En effet, d'après l'équation de la rigidité de l'isolateur 4.15, lorsque la composante de vent n'est pas nulle et qu'elle devient prépondérante devant la composante de poids, cela peut créer de l'instabilité et il devient nécessaire d'étudier l'effet du vent sur le canton. Deux cas sont différenciés : le vent est exercé sur la moitié du canton et le vent s'exerce sur tout le canton, mais avec un angle d'incidence différent de  $90^\circ$ . La figure 4.16 résume les pressions de vent maximales admissibles suivant l'espacement  $X$  pour un vent asymétrique. Pour des valeurs de  $X$  assez élevées, le comportement est stable jusqu'à de fortes pressions. Lorsque la pression de vent maximale trouvée est trop faible, le poids de l'isolateur peut être augmenté jusqu'à obtenir la stabilité voulue.

Lorsque le vent souffle dans la direction perpendiculaire aux câbles, et ce sur tout le canton, aucune instabilité n'est produite. En effet, les isolateurs ne se déplacent pas. Cependant lorsque le vent a une incidence différente de  $90^\circ$ , une composante longitudinale fait dévier l'isolateur de sa position d'équilibre, ce qui, avec la composante transversale, provoque une instabilité. La composante de force longitudinale est calculée à partir de la valeur du diamètre et de la flèche du câble.

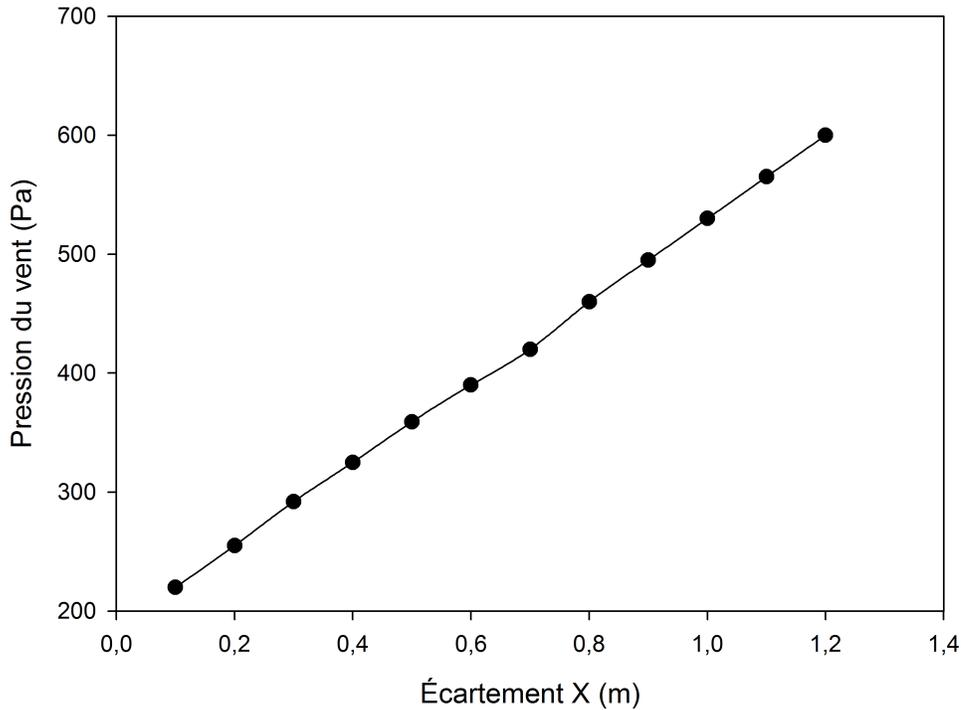


Figure 4.16 Pression de vent dissymétrique maximale à  $\Theta_{ext} = 15^{\circ}C$ , pour un canton de 8 portées et un isolateur R1.5-1.25

La première observation est que plus l'incidence est proche de  $90^{\circ}$ , plus l'instabilité est grande, signifiant que la pression du vent admissible diminue lorsque l'angle d'incidence augmente. De même que les cas de charges précédents, plus le canton est grand plus il est sensible aux instabilités, figure 4.17. L'évolution de la pression maximale de vent suivant le nombre de portées est montrée à la figure 4.18.

L'étude précédente montre que pour différents cas de charge, différentes valeurs de charge de givre ou différentes pressions de vent, il existe des isolateurs rotulés permettant d'assurer la stabilité. Au vu du grand nombre de paramètres et de variables, l'étude doit être menée au cas par cas.

Contrairement aux deux types d'isolateurs précédents, l'isolateur rotulé est toujours sous-contraint. Néanmoins, les connexions étant rotulées, l'isolateur est soumis à de grands déplacements et il est nécessaire de sélectionner un ensemble de solutions assurant la stabilité du canton et le critère électrique.

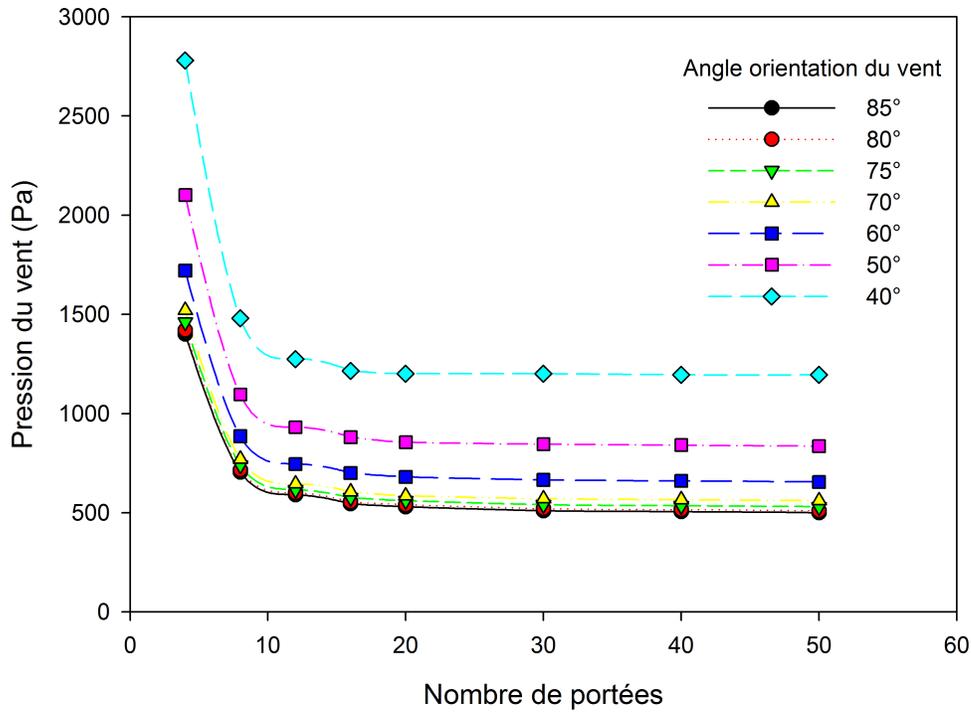


Figure 4.17 Stabilité d'un canton en fonction du nombre de portées pour différentes orientations du vent et R1.5-1.25-1.2

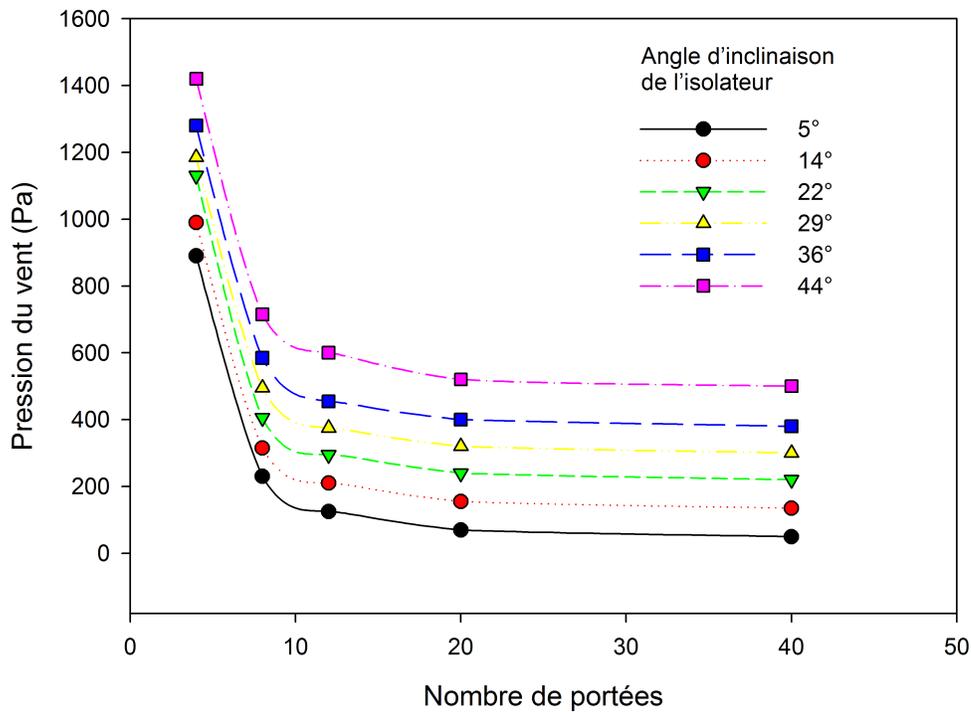


Figure 4.18 Stabilité VS. nombres de portées pour différentes valeurs de l'angle d'inclinaison et pour un vent à 80° et un isolateur R1.5-1.25

La figure 4.19 montre l'avantage d'une telle solution vis-à-vis du balancement des charges dissymétriques.

Les résultats tels que la force longitudinale et la stabilité du canton dans le cas du 90 kV sont présentés dans le tableau 4.18. L'étude de stabilité retenue est le cas d'un vent de 570 Pa s'exerçant sur toutes les portées avec un angle d'incidence de 80°. Dans le tableau 4.18 l'indicateur ✓ signifie que le canton est stable tandis que ✗ signifie l'instabilité.

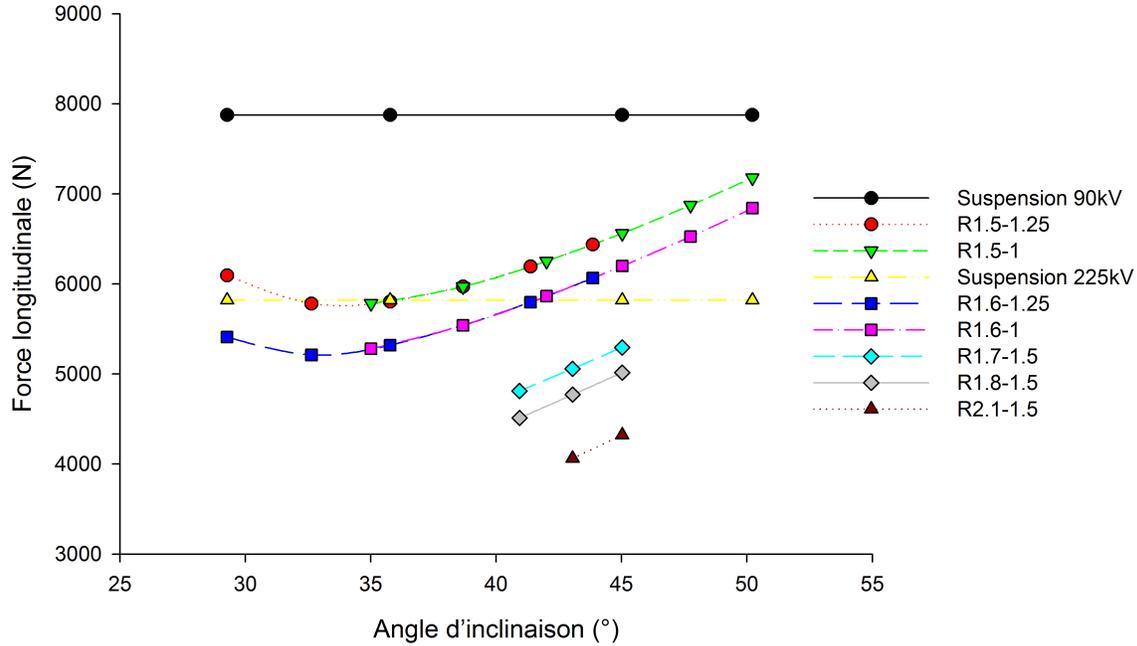


Figure 4.19 Force longitudinale maximale sur le canton pour les isolateurs rotulés dans le cas de givre dissymétrique

Tableau 4.18 Résultats propres à l'isolateur rotulé R1.5-1.25 et R1.6-1.25 (90 kV)

L (m)	1,5						1,6					
X (m)	0,7	0,8	0,9	1	1,1	1,2	0,7	0,8	0,9	1	1,1	1,2
Cas de charge : givre dissymétrique + vent												
$\theta$	29	33	36	39	41	44	29	33	36	39	41	44
L	6095	5782	5804	5970	6192	6437	5410	5211	5320	5540	5797	6065
Cas de charge : vent à 80 degrés à 570 Pa												
Stabilité	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✓

Finalement, les isolateurs rotulés retenus sont présentés dans le tableau 4.19.

Tableau 4.19 Caractéristiques des isolateurs rotulés retenus

	90 kV		225 kV		
$L_{iso}$	1,5	1,6	1,7	1,8	2,1
$X$	0,9	0,9	1,5	1,5	1,5
$H_{iso}$	1,25	1,25	1,5	1,5	1,5
L	5804	5320	5295	5015	4321
Augmentation (%)	-26	-32	-9	-14	-26

Le tableau 4.20 présente les solutions retenues dont les effets sur les fondations et la structure seront calculés .

Tableau 4.20 Solutions retenues

90 kV	225 kV
S1,1-0,07	S1,7-0,07
S1,3-0,07	S1,8-0,08
S1,4-0,07	S1,9-0,08
S1,5-0,07	
D1,1-0,06	D1,7-0,07
D1,3-0,06	D1,8-0,07
D1,4-0,06	D1,9-0,07
D1,6-0,06	
R1,5-1,25-0,9	R1,7-1,5-1,5
R1,6-1,25-0,9	R1,8-1,5-1,5
	R2,1-1,5-1,5

Dans ce chapitre, diverses configurations d'isolateurs en compression ou rotulé sont proposées afin d'entreprendre par la suite un rehaussement de 2 m. Afin d'étudier leur comportement en service, les formes proposées ont été analysées pour un canton de 8 portées, selon différents paramètres, tels que la hauteur ou le diamètre de l'isolateur. Deux cas de charge, vent seul et givre dissymétrique avec du vent, ont permis d'en déduire leur comportement. Par ailleurs un outil a été développé afin de calculer l'état d'équilibre d'un canton pour les isolateurs en suspension, mais adapté aux isolateurs rotulés. Cela a confirmé la stabilité de ces derniers face à différents cas de charge. Grâce à deux critères identifiés, plusieurs solutions ont pu être écartées. Parmi les solutions retenues, plusieurs permettent de mieux rééquilibrer la force longitudinale que l'isolateur en suspension. Ceci étant dû à la flexibilité des matériaux composites. Ainsi, des isolateurs semblent prometteurs afin de rehausser les conducteurs de 2 m. Dans la suite, l'effet de ces solutions sur les efforts aux fondations et à la structure est examiné.



# CHAPITRE 5

## ANALYSE DES SUPPORTS

L'étude des isolateurs seuls a montré que des solutions intéressantes permettent de rehausser les conducteurs de 2 m tout en réduisant la force longitudinale en comparaison à l'isolateur en suspension. À présent, deux types de structures, un pylône à treillis avec fenêtre pour une tension de 90 kV et un pylône à treillis sans fenêtre pour une tension de 225 kV sont étudiés. L'objectif de ce chapitre est de montrer quelles vont être les modifications à apporter aux consoles et aux pylônes afin d'intégrer les isolateurs. Par la suite, l'impact de ces derniers sur les sollicitations aux fondations et à la structure sera analysé.

### 5.1 Modifications des consoles

Cette partie vise à apporter des modifications aux consoles afin d'y intégrer au mieux les isolateurs retenus. Ces modifications ont pour but de satisfaire au critère électrique (distance à la structure) et au critère mécanique (contrainte dans la console  $\leq 300\text{MPa}$ ). Nous verrons dans quelles mesures il est possible de les modifier afin de mieux répondre aux objectifs fixés.

#### 5.1.1 Critère électrique

Dans le chapitre précédent, les distances entre les câbles et la console ont été vérifiées afin de satisfaire au critère électrique. Dans certains cas, ces distances n'ont pas été calculées à cause de la forme des consoles. En effet, les distances entre les câbles et la console sont calculées en des endroits différents selon les cas d'isolateurs. La figure 5.1 montre les nouvelles distances,  $d_1$  et  $d_2$ , qui doivent être vérifiées. La figure montre aussi que l'utilisation de nouveaux isolateurs en compression implique l'augmentation de la longueur d'isolation.

Afin d'établir un ordre de grandeur de la taille des isolateurs, dans le cas la console 90 kV, les coefficients de la droite d'équation  $y = ax + b$  sont calculés en fonction de la géométrie de la console et des plans fournis par RTE. Les distances  $d_1$  et  $d_2$  sont obtenues en projetant le point d'attache du câble sur la droite. L'origine du repère de la console est le point de connexion entre l'isolateur en suspension et la console, que l'on considère comme le point d'attache de l'isolateur simple et de l'un des isolateurs composant l'isolateur double.

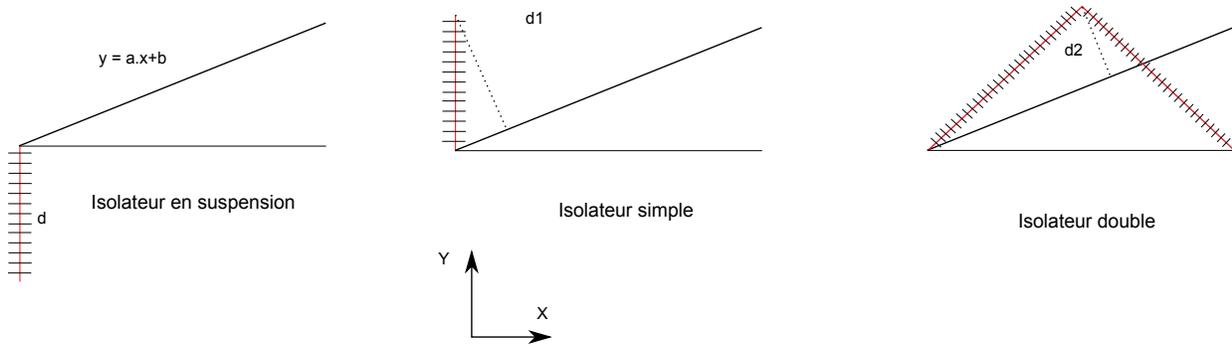


Figure 5.1 Configuration des consoles pour différents isolateurs

La droite sur laquelle on projette a pour coefficients :

$$a = 0.4221 \text{ et } b = 0$$

Les abscisses des points d'attache, dans le repère précisé, sont fournies dans le tableau 5.1.

Tableau 5.1 Abscisse des points d'attache des câbles

Abscisse du point d'attache	Isolateur suspension	Isolateur simple	Isolateur double
x	0,095	0,095	0,948

La forme en " V " de la console pose un problème, particulièrement pour l'isolateur double. À partir de l'équation de la droite et des positions des câbles, la hauteur minimale des isolateurs est déduite afin de respecter le critère électrique. Le tableau 5.2 donne la hauteur minimale pour les isolateurs simples et doubles.

Tableau 5.2 Hauteur minimale des isolateurs pour respecter le critère électrique

Isolateur	Hauteur câble (m)	distance verticale à la structure (m)
Isolateur suspension	1,1	1,1
Isolateur simple	1,24	1,1
Isolateur double	1,6	1,1

Lorsque le câble est soumis à des charges de vent, le calcul de la distance reste le même. Lorsque l'isolateur connaît un déplacement longitudinal important, cela peut contribuer à augmenter la distance à la structure, et la distance devient :

$$d'_{dist} = \sqrt{d_{dist}^2 + D^2}$$

où  $d'_{dist}$  est la distance réelle du câble à la console,  $d_{dist}$  est la distance sans déplacement longitudinal, et  $D$  est le déplacement longitudinal.

Afin de pallier les difficultés causées par la forme de la console et le critère électrique, la solution immédiate est d'augmenter la hauteur de l'isolateur. Une solution alternative est envisagée : modifier la console. La géométrie de la console est conservée, car la suppression des contreventements fragiliserait considérablement la console, notamment face aux efforts verticaux. Cependant il est possible de modifier et d'inverser les points d'attache de telle sorte que la console soit retournée. Dans le cas du pylône avec fenêtre, il est impératif de garder les mêmes points d'attache afin que la poutre reprenne les efforts. Pour cette raison, la console est retournée signifiant une hausse du point d'attache de l'isolateur de 0.8 m. La longueur de la console est aussi augmentée, de l'ordre de 15 cm, pour que la distance horizontale satisfasse au critère électrique. La figure 5.2 montre les modifications des consoles pour le pylône présentant une fenêtre.

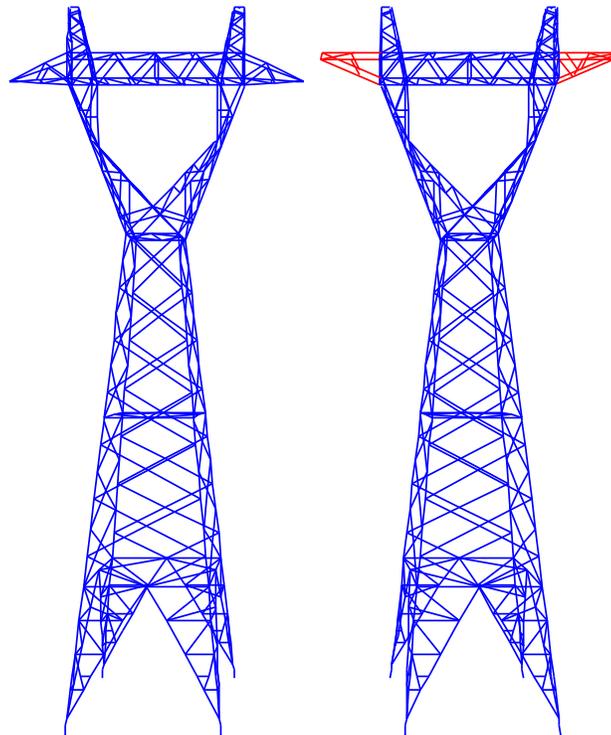


Figure 5.2 Modification des consoles sur le pylône 90 kV : console d'origine (à gauche) et console retournée (à droite)

Dans le cas du pylône 225kV, l'absence de fenêtre favorise la possibilité de rabaisser le niveau des consoles. Les points d'attache peuvent être modifiés tant qu'un rehaussement des lignes de 2 m est assuré. En effet, en prenant l'exemple d'un isolateur simple d'une longueur de  $L_{iso}$ , lorsque l'isolateur en suspension de 1,7 m est remplacé, un rehaussement de  $1,7 + L_{iso}$  est obtenu. En baissant le niveau des consoles et le point d'attache des isolateurs de 1,5 m, le rehaussement est égal à  $0,2 + L_{iso}$ . Si  $L_{iso} \geq 1,8$  m, un rehaussement

de 2 m est obtenue. Cependant contrairement au cas précédent, cela nécessite l'ajout de diaphragmes et de contreventements lorsqu'ils sont absents sur le plan original.

La figure 5.3 présente les diverses possibilités de modifications des consoles. Les modifications apportées telles que l'ajout de nouveaux goussets pour les consoles ou bien la mise en place de contreventements, sont détaillées dans la figure 5.4 qui compare la structure d'origine et celle lorsque les consoles sont abaissées de 1.5 m. Par la suite on désigne le type de console par :

"R+0.8"

où R (où O si aucune modification n'a été faite) signifie que la console est retournée et 0.8 signifie que le point d'attache des isolateurs est rehaussé de 0.8 m. L'isolateur S1.1/R+0.8 signifie que l'isolateur simple a une hauteur de 1.1 m et qu'il est sur une console retournée, avec un point d'attache rehaussé de 0.8 m.

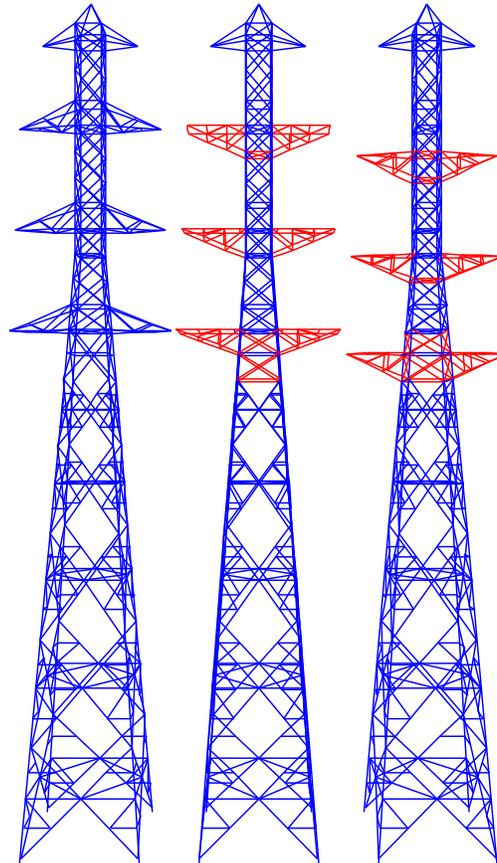


Figure 5.3 Modification des consoles sur le pylône 225 kV : console d'origine (à gauche) et Console retournée et abaissée (au centre et à droite)

De plus, il est important de noter que des différences subsistent pour l'isolateur rotulé dans le cas du 90 kV et 225 kV.

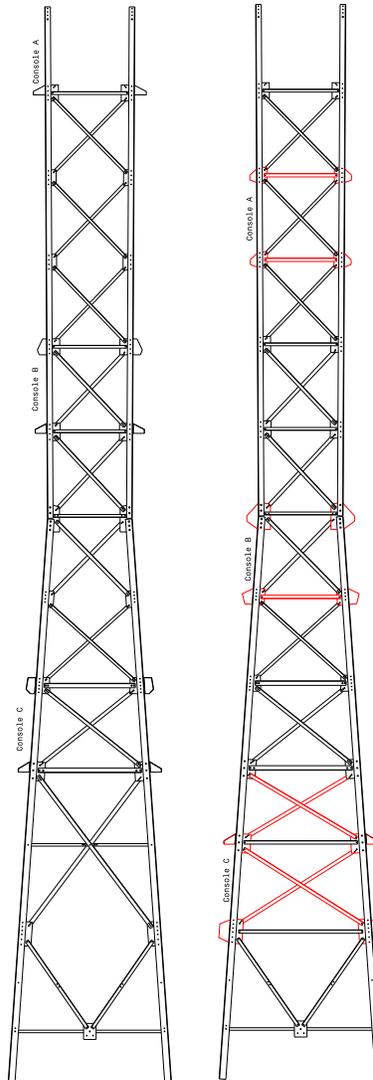


Figure 5.4 Modification du pylône 225 kV : tronçon d'origine (à gauche) et tronçon modifié (à droite)

Lorsqu'il est nécessaire de conserver les points d'attache de la console, cette dernière est remplacée par une console oblique permettant de connecter l'isolateur à la hauteur souhaitée. Lorsqu'il est possible de venir se connecter n'importe où sur la structure, un bras métallique est rajouté. La figure 5.5 montre la forme de console oblique utilisée pour l'isolateur rotulé. Sur la figure 5.6, pour le pylône 225 kV, l'isolateur est connecté grâce à un bras métallique.

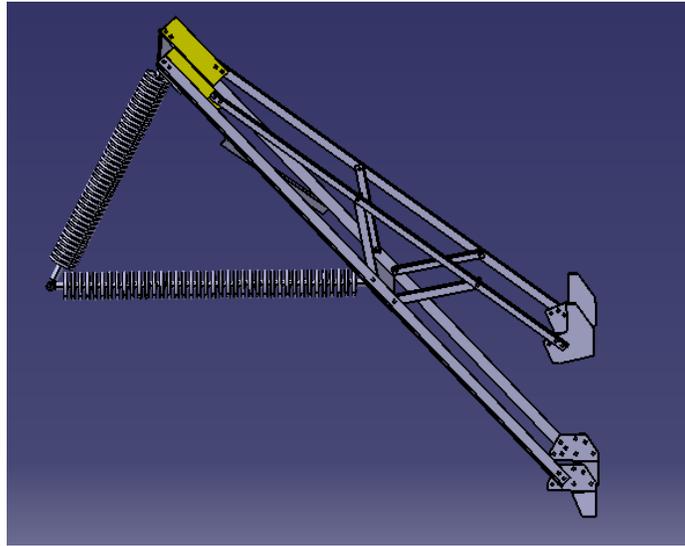


Figure 5.5 Console oblique pour l'isolateur rotulé du pylône 90 kV

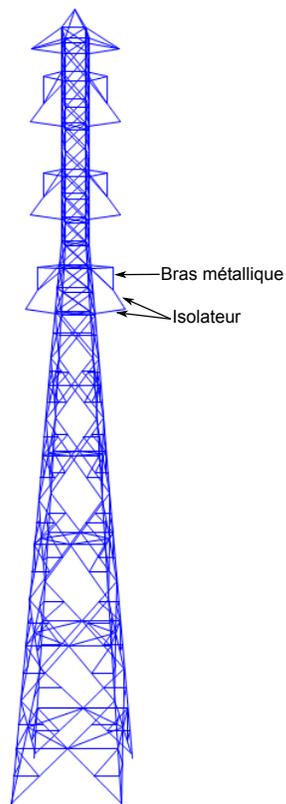


Figure 5.6 Pylône 225 kV avec des isolateurs rotulés

### 5.1.2 Conception des consoles

Les isolateurs simples et doubles retenus sont encastrés et transmettent des efforts de flexion et de torsion. Les consoles doivent être adaptées pour résister à ces efforts.

À titre d'exemple, remplacer l'isolateur en suspension par l'isolateur S1.5-0.07 (et  $E=25000$  MPa), tout en gardant la même forme de console, crée une amplification des forces dans les membrures, et ce par un facteur de 10 (si  $e$  est l'écart entre les deux membrures au point d'attache de l'isolateur, la force engendrée par la torsion  $M_y$  est  $F = \frac{M_y}{e}$ ).

La console d'origine a été modélisée seule afin de voir son comportement face aux différents moments et forces. Les 4 goussets reliant normalement la console au pylône sont considérés comme fixes.

Grâce à un logiciel d'éléments finis, Ansys Workbench, les réactions au niveau de ces derniers sont présentées dans le tableau 5.3.

Les charges appliquées sur la console sont :

$$F_x = 9535 \text{ N}, F_y = 4607 \text{ N}, F_z = -9911 \text{ N}, M_x = 8579 \text{ N.m et } M_y = -17753 \text{ N.m}$$

où  $x, y, z$  sont respectivement les directions longitudinale, transversale et verticale.

Tableau 5.3 Comparaison des réactions au niveau des supports de la console

Gousset	Réaction(N)	Suspension	S1,5-0,07
A	$R_x$	-6490	-43414
	$R_y$	767	18305
	$R_z$	-29271	-245000
B	$R_x$	-81	-29232
	$R_y$	327	-12620
	$R_z$	2283	229000
C	$R_x$	1072	32533
	$R_y$	2773	84699
	$R_z$	7118	216000
D	$R_x$	-2374	30578
	$R_y$	6140	-80473
	$R_z$	15259	-204000

Une telle augmentation est due au faible bras de levier où sont appliquées les charges sur la console d'origine (figure 5.7). La solution afin de réduire cette augmentation de contrainte est donc de modifier le bras de levier.

La figure 5.8 présente les consoles adaptées à l'isolateur simple et à l'isolateur double. La conception des membrures est validée avec le logiciel ANSYS. Pour connecter les isolateurs, un channel ou bien un HSS rectangulaire est utilisé.

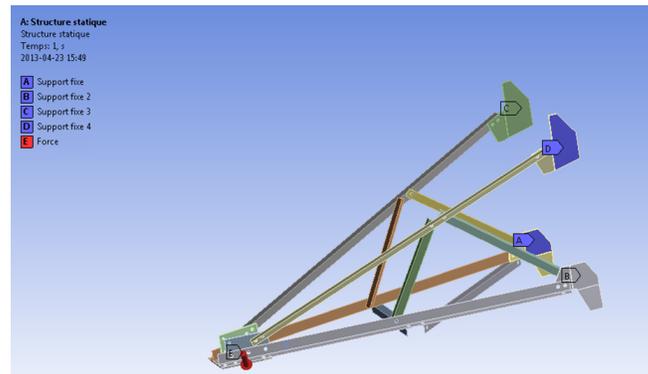


Figure 5.7 Console d'origine pour le pylône 90 kV

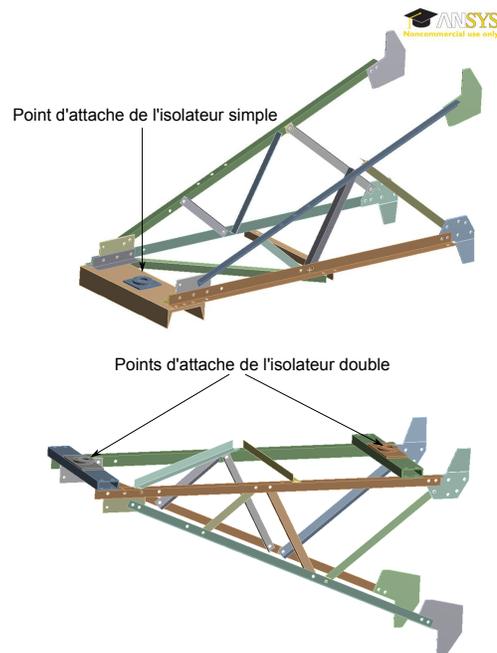


Figure 5.8 Console modifiée : Isolateur simple avec U (en haut) et isolateur double avec HSS (en bas)

### Le modèle par éléments finis

Afin de pouvoir affiner le maillage et augmenter la vitesse de calcul, les cornières initialement volumiques sont transformées en éléments surfaciques. Cela permet entre autres de réduire le nombre de noeuds et d'éléments maillés et donc le nombre d'équations à résoudre. Les goussets et les plaques d'assemblages des cornières et les supports des isolateurs ne peuvent être assimilés à des éléments surfaciques et restent volumiques.

Chaque pièce de la console est connectée avec la pièce voisine par un contact "lié totalement". Cela signifie que les liaisons simulées sont des encastrement. Chaque gousset présente une face fixe.

### Les résultats

L'objectif de cette sous-section est de montrer qu'il est possible de concevoir une console résistant aux charges induites par les isolateurs. De plus, l'augmentation de poids est évaluée. Cette étude est restreinte au cas de tension électrique de 90 kV. Pour chaque type de console, la contrainte maximale admissible est de 300 MPa. Ces contraintes sont calculées selon le critère de Von Mises. Les membrures de la console ne sont pas conçues en stabilité en tenant compte du flambement. Les efforts étant principalement dus à la flexion et à la torsion, il est plus judicieux de regarder les contraintes qui combinent les effets de la compression, flexion et torsion. Pour chaque console, plusieurs tailles de membrures sont essayées afin de satisfaire le critère de contrainte maximale. Les figures 5.9 et 5.10 présentent la répartition des contraintes dans les consoles pour deux types d'isolateurs. Les contraintes sont maximales au niveau des connexions entre les plaques et les cornières, mais aussi au niveau des supports des isolateurs.

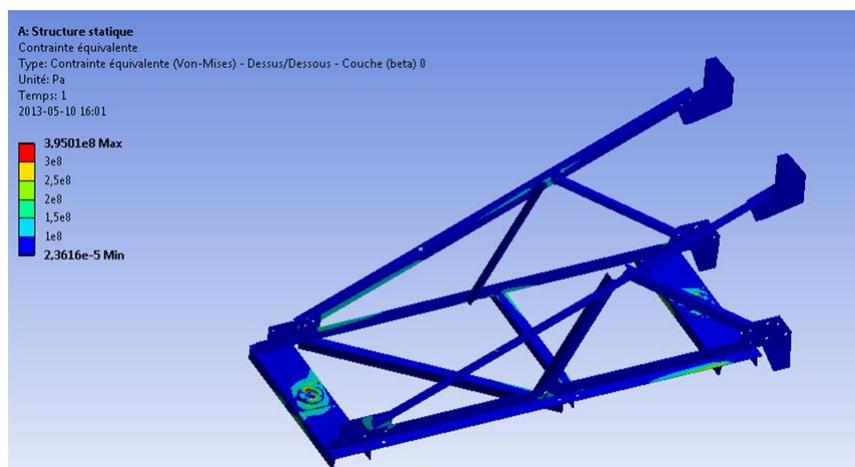


Figure 5.9 Répartition des contraintes dans la console pour l'isolateur double

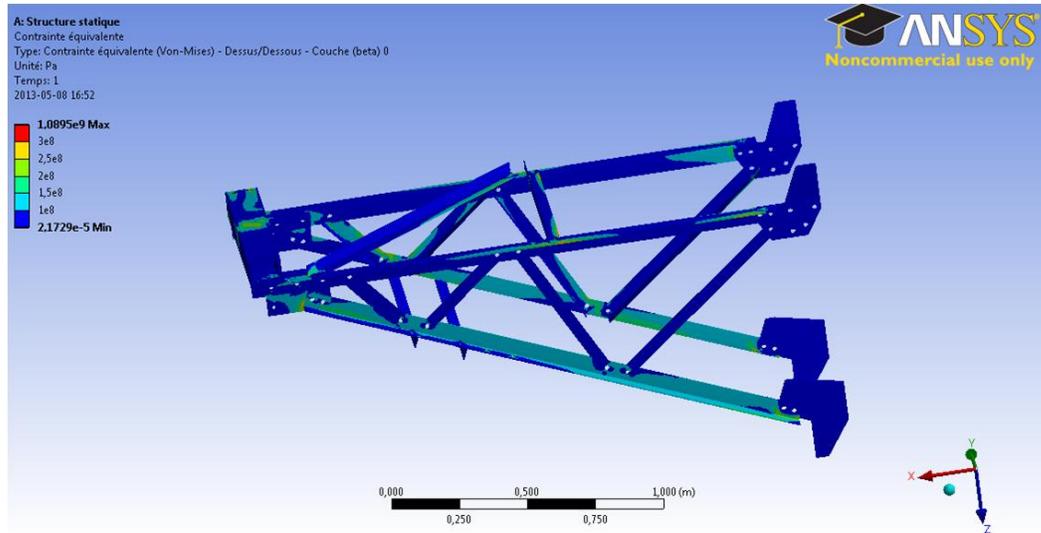


Figure 5.10 Répartition des contraintes dans la console pour l'isolateur simple

Dans le logiciel, les contraintes maximales dépassent la limite fixée. Néanmoins, ces résultats inattendus sont dans un premier temps causés par des singularités qui entraînent des concentrations de contraintes. Les concentrations de contraintes résultent de la simplification dans l'application des charges. Dans un second temps, la modélisation choisie, qui consiste à lier totalement les membrures et les plaques entre elles, entraîne une augmentation anormale des contraintes au niveau du contact. En dehors de ces zones particulières, les contraintes restent fiables.

Tableau 5.4 Poids des consoles conçues

Isolateur	Console	Poids (kg)	augmentation poids (%)
	Supension	54	
Simple	Console avec U (channel)	134	148
	Console avec HSS	107	98
Double	Console avec U (channel)	86	59
	Console avec HSS	82	52
Rotulé	Console oblique	100	85

Le tableau 5.4 résume pour les trois types de consoles conçus, le poids total et l'augmentation que cela entraîne comparativement à la console d'origine.

Dans le meilleur des cas, une augmentation de 52 % est rendue possible par l'utilisation d'un isolateur double et de deux profilés en HSS.

## 5.2 Résultats aux fondations

À la fin du chapitre 4, consacré à l'étude du comportement des isolateurs, un total de 19 isolateurs est retenu. Dix isolateurs correspondent à une tension électrique de 90 kV tandis que les 9 autres sont consacrés au 225 kV. Sur les 19 isolateurs, 7 sont des isolateurs simples, 7 sont des isolateurs doubles et 5 sont des isolateurs rotulés. Pour l'ensemble de ces isolateurs, le comportement aux fondations, ou plus précisément les charges induites dans les membrures jambes, sont calculées. Pour cela, le calcul analytique prévoit de prendre en compte le poids propre du pylône. À des fins simplificatrices, les déplacements des isolateurs sont négligés pour le calcul aux fondations. Les résultats comparés avec ceux obtenus avec SAP2000 sont très proches avec un écart relatif autour de 1 %.

Afin de faciliter les calculs, le théorème de superposition est utilisé, et les charges appliquées sur les isolateurs sont calculées séparément. Au total, on distingue 4 charges : la charge transversale due au vent, la charge verticale due au givre, la charge longitudinale due au givre et la charge verticale due au poids propre. Par ailleurs, les modifications des consoles ne sont pas prises en compte et donc le poids propre du pylône est constant.

Le calcul aux fondations se fait pour les deux cas de charge d'étude, le cas de charge de givre dissymétrique et le cas de vent seul. L'étude est différenciée selon la valeur de la tension électrique dans la ligne.

### 5.2.1 Pylône 90 kV

#### Calcul aux fondations pour les 3 conducteurs chargés

Dix isolateurs sont retenus et sont comparés à l'isolateur en suspension. Le tableau 5.5 montre de combien sont rehaussés les isolateurs et avec quelle configuration de console. Le tableau met en avant l'avantage des isolateurs rotulés. En effet, un rehaussement de 2 m est permis par une telle solution, tout en conservant les mêmes points d'attache. La console oblique est conçue de telle sorte que la hauteur  $H_{iso}$ , l'espacement  $X_{iso}$ , et la longueur  $L_{iso}$  de l'isolateur soient obtenus. Elle est aussi conçue de façon à relever exactement les conducteurs de 2 m de hauteur.

Concernant les autres solutions, leurs installations impliquent que la hauteur de câble soit rehaussée de plus de 2 m. Cela risque d'avoir un impact sur les fondations et des vérifications des distances entre les conducteurs et les câbles de garde doivent être faites.

Le chapitre 4 a permis d'acquérir des informations sur les forces agissant sur les isolateurs et sur leurs déplacements. Le tableau 5.6 fournit pour le cas de givre les forces s'exerçant sur les isolateurs ainsi que les déplacements. Les directions X, Y, Z sont respectivement

Tableau 5.5 Rehaussement des isolateurs solutions pour le 90 kV

Isolateur	Type de console	Rehaussement total (m)
S1,1-0,07	R+0,8	3
S1,3-0,07	O	2,4
S1,4-0,07	O	2,5
S1,5-0,07	O	2,6
D1,1-0,06	R+0,8	3
D1,3-0,06	R+0,8	3,2
D1,4-0,06	R+0,8	3,3
D1,6-0,06	R+0,8	3,5
R1,5-1,25-0,9	Console oblique	2
R1,6-1,25-0,9	Console oblique	2

les axes longitudinaux, transversaux et verticaux. À noter que dans le cas particulier de l'isolateur rotulé, les informations données correspondent à un vent déstabilisant, c'est-à-dire en direction du pylône. L'isolateur rotulé n'a pas un comportement symétrique comme les autres isolateurs et agit différemment selon le sens du vent. Ce phénomène est pris en compte dans les calculs suivants.

Tableau 5.6 Ensemble des charges et des déplacements dans le cas du 90 kV pour le cas de charge de givre dissymétrique

Isolateur	Force en N			Déplacement en m		
	X	Y	Z	X	Y	Z
S1,1-0,07	11282	4603	-9889	0,339	0,138	-0,077
S1,3-0,07	9240	4611	-9896	0,485	0,242	-0,146
S1,4-0,07	8379	4615	-9901	0,565	0,311	-0,196
S1,5-0,07	7613	4619	-9906	0,648	0,393	-0,258
D1,1-0,06	9528	4600	-9938	0,474	0	-0,129
D1,3-0,06	8037	4600	-9944	0,633	0	-0,2
D1,4-0,06	5645	4600	-9952	0,627	0	-0,182
D1,6-0,06	6314	4600	-9947	0,936	0	-0,381
R1,5-1,25-0,9	5800	4600	-10256	1,132	0,625	0,45
R1,6-1,25-0,9	5320	4600	-10259	1,192	0,637	0,458

Pour les pylônes à fenêtre, la possibilité d'utiliser un isolateur rotulé au centre est réduite. Pour cette raison, l'isolateur D1.4-0.06 est choisi pour remplacer l'isolateur en suspension central.

L'isolateur en suspension et l'isolateur rotulé sont connectés à la structure par des liaisons rotulées. Au niveau des calculs, cela revient à appliquer les charges directement aux

connexions. Dans le cas des isolateurs rotulés, les réactions aux connexions sont calculées en prenant compte les déplacements de l'isolateur.

Les réactions aux pieds du pylône peuvent être calculées. On désigne par 1, 2, 3 et 4 les membrures jambes du pylône. De plus, la convention suivante est choisie : la traction se traduit par une force positive tandis que la compression est négative. Le tableau 5.7 présente les réactions résultantes dans ces membrures. La figure 5.11 reprend les résultats en comparant avec l'isolateur en suspension.

Tableau 5.7 Réactions dans les membrures jambes selon le type d'isolateur

Membrure	Suspension	S1,1-0,07	S1,3-0,07	S1,4-0,07	S1,5-0,07	D1,1-0,06
1	7496	34308	21027	12868	7466	21522
2	68251	100504	86564	78761	73715	87904
3	-35643	-62315	-49043	-40889	-35493	-49602
4	-96439	-128512	-114583	-106787	-101749	-115987
Traction max	68251	100504	86564	78761	73715	87904
Compression max	-96439	-128512	-114583	-106787	-101749	-115987
Différence en traction (%)		47,3	26,8	15,4	8,0	28,8
Différence en compression (%)		33,3	18,8	10,7	5,5	20,3
Membrure		D1,3-0,06	D1,4-0,06	D1,6-0,06	R1,5-1,25-0,9	R1,6-1,25-0,9
1		10997	6412	1396	-1281	-2896
2		77950	60876	66470	64575	62987
3		-39086	-21696	-26711	-27150	-25526
4		-106042	-88980	-94566	-92985	-91400
Traction max		77950	60876	66470	64575	62987
Compression max		-106042	-88980	-94566	-92985	-91400
Différence en traction (%)		14,2	-10,8	-2,6	-5,4	-7,7
Différence en compression (%)		10,0	-7,7	-1,9	-3,6	-5,2

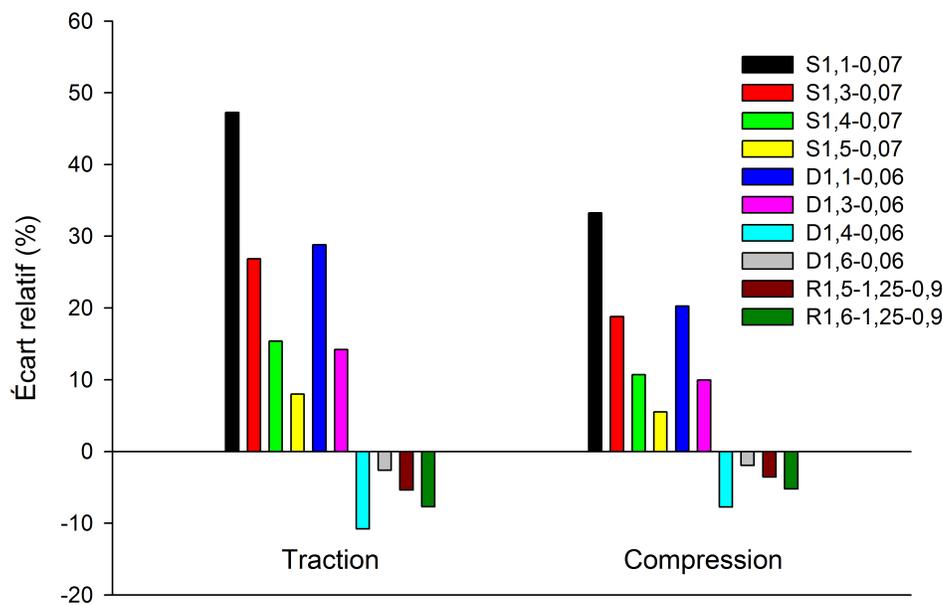


Figure 5.11 Comparaison avec l'isolateur en suspension des efforts résultants dans les membrures jambes

### Calcul aux fondations pour les 3 conducteurs et les 2 câbles de garde chargés

Les conducteurs étant rehaussés, il est nécessaire de vérifier l'angle de protection du câble de garde. D'après les dimensions du pylône, l'angle de protection est égal à 45°. Les distances minimales entre les câbles de garde et les conducteurs pour les cas de vent et de givre sont considérées comme étant vérifiées lorsque l'angle de protection l'est. Ainsi lorsque le conducteur est rehaussé de 2 m, le câble de garde est également rehaussé de la même hauteur. Cela implique de nouveaux chevalets et des efforts supplémentaires induits à la base du pylône.

La chaîne d'isolation du câble de garde a une hauteur de 0.3 m et on suppose que, dans le cas de givre dissymétrique, elle balance la charge longitudinale de 65 %. Ainsi, dans nos calculs, on considère au niveau du câble de garde les charges suivantes :

$$L=10263 \text{ N}, T=3060 \text{ N}, V=-4639 \text{ N}$$

Le tableau 5.8 résume les réactions à la base du pylône après avoir intégré les câbles de garde. La comparaison avec l'isolateur en suspension est présentée à la figure 5.12. Aucun des isolateurs ne permet de réduire les charges dans les membrures jambes. Cependant l'isolateur D1.4-0.06 et R1.6-1.25-0.9 réduit au mieux l'augmentation de l'arrachement et de l'écrasement des fondations.

Tableau 5.8 Réaction dans les membrures jambes selon le type d'isolateur dans le cas du givre dissymétrique

Membrure	Suspension	S1,1-0,07	S1,3-0,07	S1,4-0,07	S1,5-0,07	D1,1-0,06
1	40394	71665	56678	50798	45641	58993
2	131161	171925	156316	150927	146090	159209
3	-73263	-104359	-89382	-83525	-78368	-91761
4	-164035	-204618	-189020	-183654	-178816	-191977
Traction max	131161	171925	156316	150927	146090	159209
Compression max	-164035	-204618	-189020	-183654	-178816	-191977
Différence en traction (%)	0,0	31,1	19,2	15,1	11,4	21,4
Différence en compression (%)		24,7	15,2	12,0	9,0	17,0
Membrure		D1,3-0,06	D1,4-0,06	D1,6-0,06	R1,5-1,25-0,9	R1,6-1,25-0,9
1		48768	31538	36856	39029	37559
2		149850	133052	139236	136750	135452
3		-81545	-64326	-69644	-69781	-68313
4		-182627	-165841	-172025	-167503	-166208
Traction max		149850	133052	139236	136750	135452
Compression max		-182627	-165841	-172025	-167503	-166208
Différence en traction (%)		14,2	1,4	6,2	4,3	3,3
Différence en compression (%)		11,3	1,1	4,9	2,1	1,3

Les configurations d'isolateurs retenues et répondant aux critères permettent de réduire l'augmentation des charges dans les fondations, due au rehaussement des câbles. Dans le cas du givre dissymétrique, le faible écart type est dû au fait qu'ils permettent de réduire la force longitudinale.

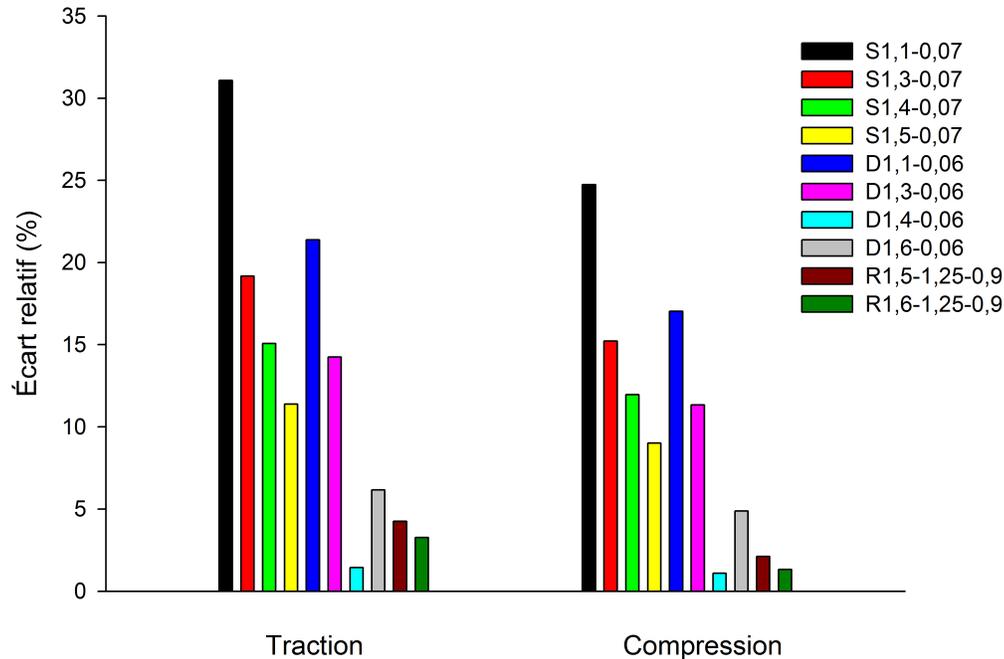


Figure 5.12 Comparaison avec l'isolateur en suspension des efforts résultants dans les membrures jambes après intégration des câbles de garde pour le cas de charge de givre dissymétrique

Cependant dans le cas de vent, les réactions aux pieds du pylône connaissent une augmentation moyenne de 10.5 % pour la traction et 6.8 % pour la compression (tableau 5.9). On notera que les efforts dans les membrures dans le cas du vent, sont nettement plus faibles que dans le cas du givre dissymétrique.

Au final on retient pour la suite de l'étude les isolateurs suivants :

S1.5-0.07, D1.4-0.06 et R1.6-1.25-0.9

## 5.2.2 Pylône 225 kV

### Calcul aux fondations pour les 6 conducteurs chargés

Les isolateurs retenus ainsi que les rehaussements induits suivant le type de console sont donnés dans le tableau 5.10. Le pylône est composé de 6 consoles comme le montre la figure 5.13. Les consoles sont appelées A, B et C où A est la console la plus élevée, suivie de B et de C. À partir d'une certaine hauteur, le pylône a une section constante. La distance entre les points de connexion sur les membrures principales pour les contreventements est constante et est égale à 1.5 m. L'objectif est de venir modifier les points d'attache des consoles actuelles pour en utiliser d'autres existants.

Tableau 5.9 Réaction dans les membrures jambes selon le type d'isolateur dans le cas du vent

Membrure	Suspension	S1,1-0,07	S1,3-0,07	S1,4-0,07	S1,5-0,07	D1,1-0,06
1	-91832	-97927	-99180	-98009	-99180	-98274
2	64000	70369	71622	70451	71622	70618
3	64000	70369	71622	70451	71622	70622
4	-91832	-97927	-99180	-98009	-99180	-98274
Traction max	64000	70369	71622	70451	71622	70622
Compression max	-91832	-97927	-99180	-98009	-99180	-98274
Différence en traction (%)		10,0	11,9	10,1	11,9	10,3
Différence en compression (%)		6,6	8,0	6,7	8,0	7,0
Membrure		D1,3-0,06	D1,4-0,06	D1,6-0,06	R1,5-1,25-0,9	R1,6-1,25-0,9
1		-96702	-99405	-97833	-97003	-96988
2		69050	71740	70168	70678	70692
3		69050	71740	70168	70678	70692
4		-96702	-99405	-97833	-97003	-96988
Traction max		69050	71740	70168	70678	70692
Compression max		-96702	-99405	-97833	-97003	-96988
Différence en traction (%)		7,9	12,1	9,6	10,4	10,5
Différence en compression (%)		5,3	8,2	6,5	5,6	5,6

Au vu de la géométrie, il est possible de baisser les consoles A et B afin de descendre le point de connexion des isolateurs de 1.5 m. Cependant, la console C est plus problématique, n'appartenant pas à la section constante du pylône. Il sera néanmoins possible de descendre la console de 2.9 m permettant de baisser le point d'attache de l'isolateur de 1.3 m.

L'isolateur S1.7-0.07 et D1.7-0.07 nécessite une console "R0" (la console est retournée et baissée de façon à n'avoir aucune hausse du point d'attache de l'isolateur), car utiliser une console "R-1.5" impliquerait un rehaussement total du câble de  $d = 1.7 + 1.7 - 1.5 = 1.9$  m, inférieur à 2 m.

Tableau 5.10 Rehaussement des isolateurs solutions pour le 225 kV

Isolateur	Type de console	Rehaussement total (m)
S1,7-0,07	R0	3,4
S1,8-0,08	R-1,5	2
S1,9-0,08	R-1,5	2,1
D1,7-0,07	R0	3,4
D1,8-0,07	R-1,5	2
D1,9-0,07	R-1,5	2,1
R1,7-1,5-1,3	bras métallique	2
R1,8-1,5-1,3	bras métallique	2
R2,1-1,5-1,3	bras métallique	2

Dans le cas des autres isolateurs simples et doubles, modifier la position des consoles réduit légèrement la distance verticale entre les conducteurs. [Chanal, 2000] fournit une méthode de calcul de la distance nécessaire entre deux câbles dans le cas d'un croisement et d'une charge de givre. Pour ce calcul, il faut admettre que la remontée d'un câble au moment de

la chute du manchon de givre est égale au double de l'écart séparant ses positions au repos avec et sans surcharge. En utilisant ce principe, la distance verticale minimale à assurer est de 3.14 m ce qui reste largement inférieur au 5.8 m de la réalité.

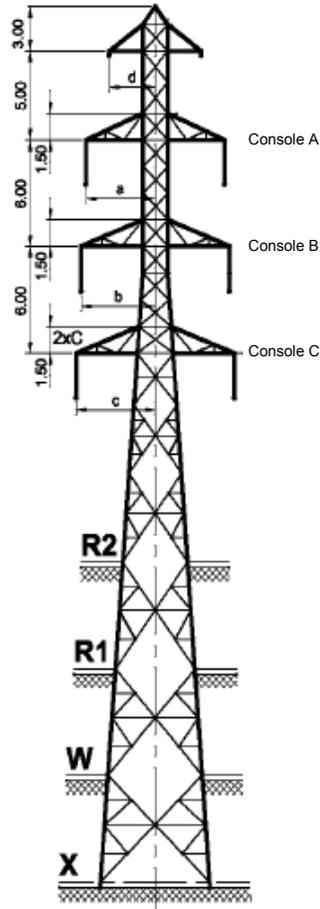


Figure 5.13 Profil du pylône 225 kV

Les résultats obtenus pour les isolateurs ne sont pas les mêmes que ceux obtenus précédemment dans le chapitre 4. En effet, afin de préserver les points de connexion des consoles originales et utiliser les diaphragmes et traverses existantes, un angle entre l'isolateur en compression et l'axe du pylône est introduit. L'isolateur en compression n'est plus horizontal. La figure 5.14 représente une vue rapprochée de l'isolateur sur une section de pylône modélisée sur SAP2000.

Tableau 5.11 Ensemble des charges et des déplacements dans le cas du 225 kV pour le cas du givre dissymétrique

	Force en N			Déplacement en m		
	X	Y	Z	X	Y	Z
S1,7-0,07	6899	4388	-9689	0,66	0,42	-0,23828
S1,8-0,08	7145	4382	-9729	0,6249	0,3835	-0,193
S1,9-0,08	6562	4387	-9737	0,695	0,465	-0,24
D1,7-0,07	5874	4371	-9855	0,847	0	-0,272
D1,8-0,07	5445	4371	-9860	0,926	0	-0,31
D1,9-0,07	6969	4371	-9983	0,645	0	-0,135
R1,7-1,5-1,3	5766	4364	-9759	0,9589	0,4335	0,3757
R1,8-1,5-1,3	5367	4364	-9762	1,0081	0,4401	0,3814
R2,1-1,5-1,3	4401	4364	-9764	1,1368	0,4457	0,3863

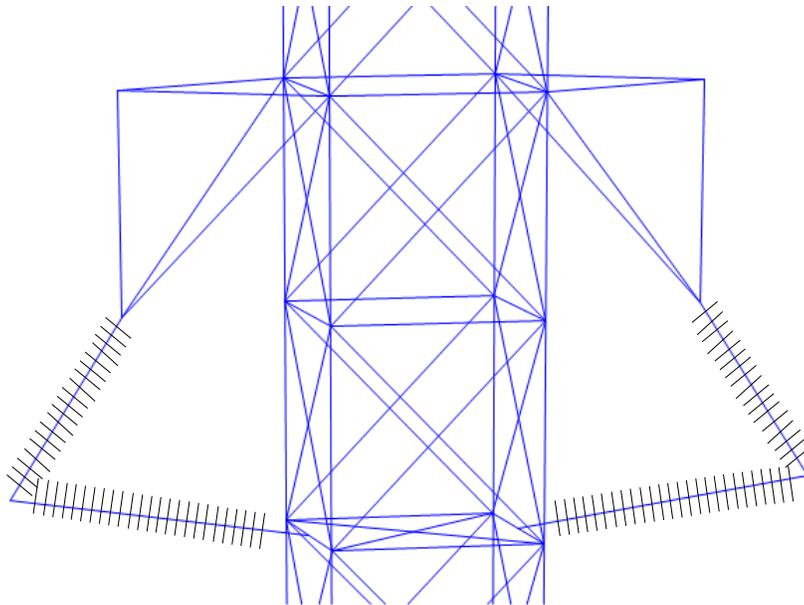


Figure 5.14 Vue rapprochée de l'isolateur rotulé

Le tableau 5.11 présente les charges utilisées dans le calcul des réactions aux pieds du pylône. La figure 5.15 et le tableau 5.12 présentent les efforts maximaux dans les membrures jambes pour le cas de givre dissymétrique.

Tableau 5.12 Réaction dans les membrures jambes selon le type d'isolateur pour le cas de givre dissymétrique

Membrure	Suspension	S1,7	S1,8	S1,9	D1,7
1	-13673	6375	8837	-1624	-8902
2	131699	158463	155573	146361	137259
3	-61336	-81070	-83799	-74079	-66687
4	-206663	-233391	-230624	-221437	-212691
Traction max	131699	158463	155573	146361	137259
Compression max	-206663	-233391	-230624	-221437	-212691
Différence en traction (%)		20,3	18,1	11,1	4,2
Différence en compression (%)		12,9	11,6	7,1	2,9

Membrure	D1,8	D1,9	R1,7-1,5-1,3	R1,8-1,5-1,3	R2,1-1,5-1,3
1	-19764	-5907	1835	-4654	-17532
2	126697	152586	149101	143829	130786
3	-55724	-81525	-74307	-68993	-55919
4	-202145	-228347	-222454	-217191	-204153
Traction max	126697	152586	149101	143829	130786
Compression max	-202145	-228347	-222454	-217191	-204153
Différence en traction (%)	-3,8	15,9	13,2	9,2	-0,7
Différence en compression (%)	-2,2	10,5	7,6	5,1	-1,2

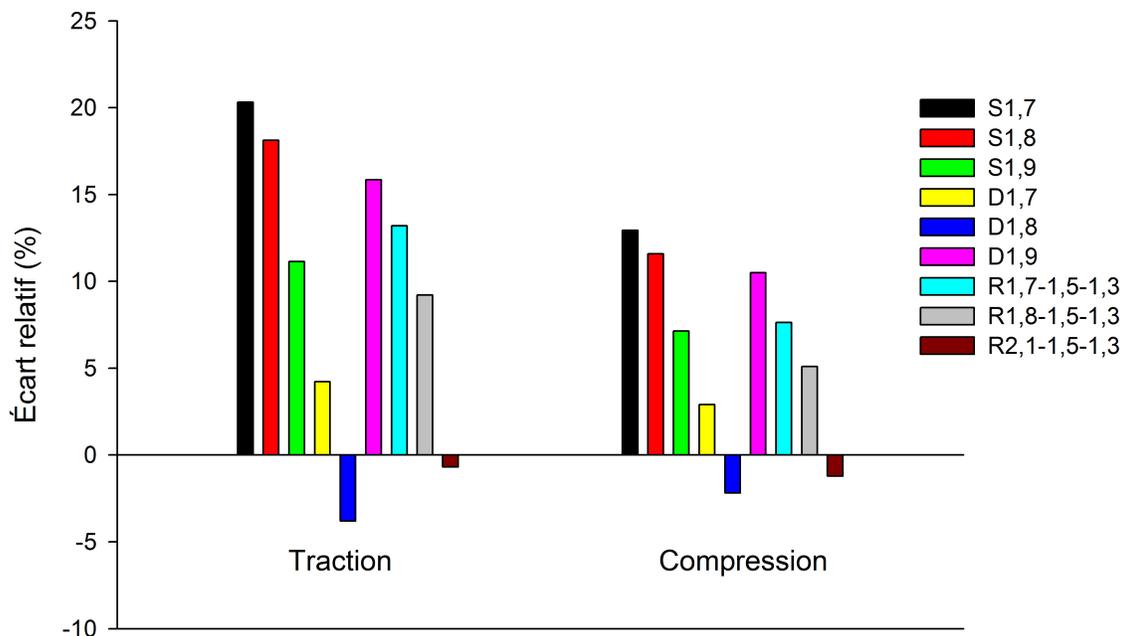


Figure 5.15 Comparaison des efforts résultants dans les membrures jambes pour le cas de givre dissymétrique

### Calcul aux fondations pour les 6 conducteurs et les 2 câbles de garde chargés

Contrairement au pylône 90 kV, il ne sera pas nécessaire de rehausser les câbles de garde. L'angle protecteur de 30° est vérifié dans toutes les configurations étudiées. Cependant, la vérification est faite, avec les câbles de garde chargés. La figure 5.16 et le tableau 5.13 présentent les efforts maximaux dans les membrures jambes pour le cas de givre dissymétrique une fois après avoir intégré l'effet des câbles de garde.

Tableau 5.13 Réaction dans les membrures jambes selon le type d'isolateur pour le cas de givre dissymétrique en intégrant les câbles de garde

Membrure	Suspension	S1,7	S1,8	S1,9	D1,7
1	34630	54371	56881	47267	39731
2	223155	249784	246885	237678	228589
3	-114229	-134135	-136837	-127134	-119774
4	-303386	-329980	-327205	-318020	-309282
Traction max	223155	249784	246885	237678	228589
Compression max	-303386	-329980	-327205	-318020	-309282
Différence en traction (%)		11,9	10,6	6,5	2,4
Différence en compression (%)		8,8	7,9	4,8	1,9
Membrure	D1,8	D1,9	R1,7-1,5-1,3	R1,8-1,5-1,3	R2,1-1,5-1,3
1	29007	53937	49092	43576	30560
2	218021	243900	239939	234829	221842
3	-108814	-134569	-127316	-121848	-108828
4	-298731	-324928	-318211	-313113	-300130
Traction max	218021	243900	239939	234829	221842
Compression max	-298731	-324928	-318211	-313113	-300130
Différence en traction (%)	-2,3	9,3	7,5	5,2	-0,6
Différence en compression (%)	-1,5	7,1	4,9	3,2	-1,1

Deux isolateurs permettent de réduire les efforts dans les fondations. Pour ces raisons, les isolateurs sélectionnés pour la suite sont :

S1.9-0.08, D1.8-0.07 et R2.1-1.5-1.3

De plus, les isolateurs D1.8-0.07 et R2.1-1.5-1.3 montrent un très bon comportement dans le cas du vent seul. Les réactions au pied du pylône connaissent pour l'isolateur double, une augmentation de 0.9 % pour la compression et 0.7 % pour la traction. L'isolateur rotulé induit une augmentation de 0.5 % pour la force de compression et de 1.6 % pour la force de traction. Cette faible augmentation est due au fait que les consoles ont été baissées.

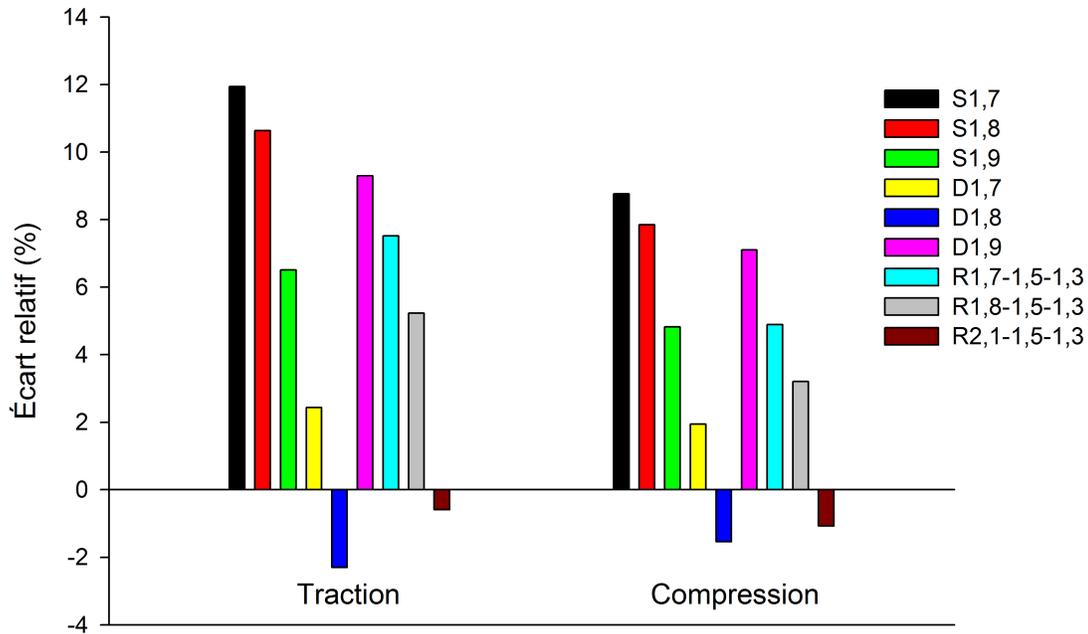


Figure 5.16 Comparaison des efforts résultants dans les membrures jambes pour le cas de givre dissymétrique avec les câbles de garde

## 5.3 Résultats à la structure

### 5.3.1 Le modèle

Après avoir comparé les effets de chaque isolateur entre eux et aux fondations, la dernière étape consiste à vérifier les sollicitations sur les membrures du pylône dans le cas de charge de calcul.

Les pylônes sont modélisés sur SAP2000. À partir des plans fournis par RTE, les lignes d'épures des cornières sont dessinées. Les excentricités des connexions ne sont pas considérées, et les cornières sont concourantes. Une différenciation est faite entre les membrures principales et les diagonales. En effet, la simple représentation en treillis du pylône suggère que les connexions sont rotulées. Afin d'obtenir un modèle stable, les membrures principales sont modélisées comme des éléments poutres tandis que les diagonales sont des éléments treillis, sollicités uniquement en traction-compression. Les traverses dans le cas du pylône 225 kV, sont généralement connectées aux membrures principales par 3 boulons de chaque côté. Afin de ne pas créer trop de discontinuité de moments et de ne pas négliger la rigidité de certaines connexions, la liaison est modélisée comme rigide et non plus flexible. De la même manière, les connexions des consoles sont rigides. La figure 5.17 illustre la modélisation adoptée. De même, les profilés en U, servant de supports aux isolateurs, ont des connexions rigides.

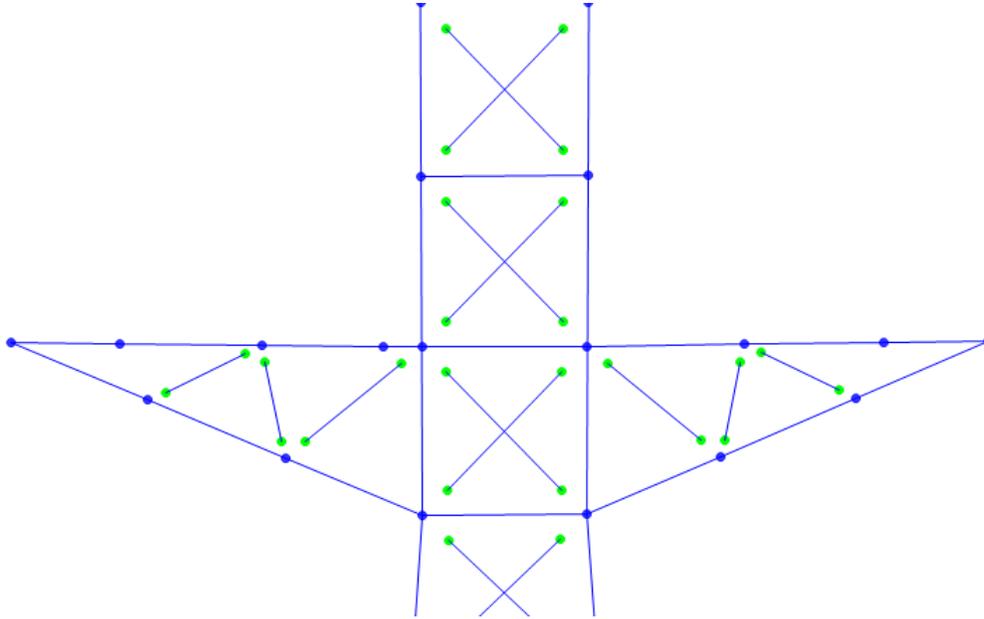


Figure 5.17 Modélisation mixte : éléments poutres et treillis

Les deux cas de tension électrique sont étudiés séparément. Pour la tension 90 kV, la norme canadienne CAN/CSA-S16-09 est utilisée afin de prendre en compte les effets de flexion, introduits par les isolateurs dans les membrures principales. La comparaison avec l'isolateur en suspension se fait dans un premier temps en considérant seulement les conducteurs, puis dans un second temps en intégrant les câbles de garde. Les efforts de traction et de compression dans les diagonales sont analysés.

Pour le pylône 225 kV, aucune hausse des câbles de garde n'est prévue, mais l'étude les intègre. En pratique, pour les membrures d'un treillis, un chargement axial est considéré. Dans le cas des pylônes, la flexion est négligée et l'excentricité des connexions est prise en compte en modifiant le rapport  $KL/r$ . Cependant, l'influence de la flexion sur nos résultats sera vérifiée en utilisant la norme canadienne CAN/CSA-S16-09.

La comparaison porte sur les ratios d'utilisation  $\frac{P_f}{P_r}$  où  $P_f$  est la charge appliquée et  $P_r$  est la résistance de la membrure. Lorsque la flexion est prise en compte :

$$\frac{P_f}{P_r} = \frac{C_f}{C_r} (\text{ou } \frac{T_f}{T_r}) + \frac{M_{fx}}{M_{rx}} + \frac{M_{fy}}{M_{ry}}$$

où  $C_f$  (ou  $T_f$ ) et  $C_r$  (ou  $T_r$ ) sont la charge et la résistance en compression (ou de traction) de la membrure,  $M_{fx}$  et  $M_{rx}$  sont le moment de flexion et le moment résistant de la membrure selon l'axe x et  $M_{fy}$  et  $M_{ry}$  sont le moment de flexion et le moment résistant de la membrure selon l'axe y.

Dans le cas où la flexion est négligée, le ratio est simplement :

$$\frac{P_f}{P_r} = \frac{C_f}{C_r} \text{ (ou } \frac{T_f}{T_r}\text{)}$$

### 5.3.2 Pylône 90 kV

Pour les modélisations, les charges présentées dans le tableau 5.14, sont appliquées sur le pylône dans le cas de givre.

Tableau 5.14 Forces et moments appliqués sur les consoles pour le cas de givre

	Force en N			Moment en N.m		
	X	Y	Z	X	Y	Z
Suspension	7874	4609	-10009	0	0	0
S1,5-0,07	7613	4608	-9911	7703	-15437	0
D1,4-0,06	5645	4600	-9952	184	-13070	-450
R1,6-1,25-0,9 Vent déstabilisateur	5320	4600	-10259	0	0	0
R1,6-1,25-0,9 Vent stabilisateur	6862	4600	-10259	0	0	0

Les membrures principales sont numérotées de 1 à 16. Les membrures 1 à 8 appartiennent au fût, les membrures 9 à 12 sont situées au niveau de la fenêtre et les membrures 13 à 16 composent la poutre. Les ratios dans les chevalets ne sont pas étudiés. En effet, les chevalets sont modifiés pour chaque isolateur et donc aucune comparaison n'est possible.

Tableau 5.15 Ratio maximal selon le type d'isolateur

Modèle/Isolateur	Ratio maximal			
	Suspension	S1,5/O	D1,4/R+0.8	R1,6-1,25-0,9
Sans câble de garde	0,377	2,466	0,576	0,700
Différence en % (Suspension)	0	555	53	86
N° membrure	3	16	12	16
Avec câble de garde	0,85	3,30	1,21	1,27
Différence en % (Suspension)	0	288	42	50
N° membrure	12	15	12	15

Le tableau 5.15 présente les ratios d'utilisation  $\frac{P_f}{P_r}$  maximaux pour chaque type d'isolateur ainsi que leur position. Contrairement à ce qui pourrait être attendu, les ratios d'utilisation

maximaux ne se trouvent pas tous au niveau du fût. Ce résultat provient des moments induits dans la console et dans la poutre (membrure 15 et 16). En effet, il est nécessaire de placer un isolateur sur la poutre afin de rehausser les conducteurs. De plus, les consoles modifiées pour les isolateurs transmettent de nouveaux efforts aux membrures de la fenêtre (membrure 12). Considérer les câbles de garde n'a pas d'impact sur la position du maximum. Bien que les efforts aux fondations aient été réduits, les solutions proposées ne s'adaptent pas avec la forme de pylône (pylône avec fenêtre).

La figure 5.18 compare pour différentes membrures et différents types d'isolateurs les ratios obtenus sans la présence des câbles de garde. Seuls les ratios significatifs (supérieur à 0.3) sont montrés. La figure démontre bien que l'augmentation des ratios par rapport à l'isolateur en suspension devient significative après le corset, dans les membrures 9 à 16, et plus particulièrement dans la poutre. L'augmentation moyenne des efforts dans les membrures est de 261 % pour l'isolateur simple, 44 % pour l'isolateur double et 74 % pour l'isolateur rotulé en ne considérant pas les câbles de garde. En les considérant, l'augmentation moyenne des efforts dans les membrures devient de 200 % pour l'isolateur simple, 71 % pour l'isolateur double et 80 % pour l'isolateur rotulé.

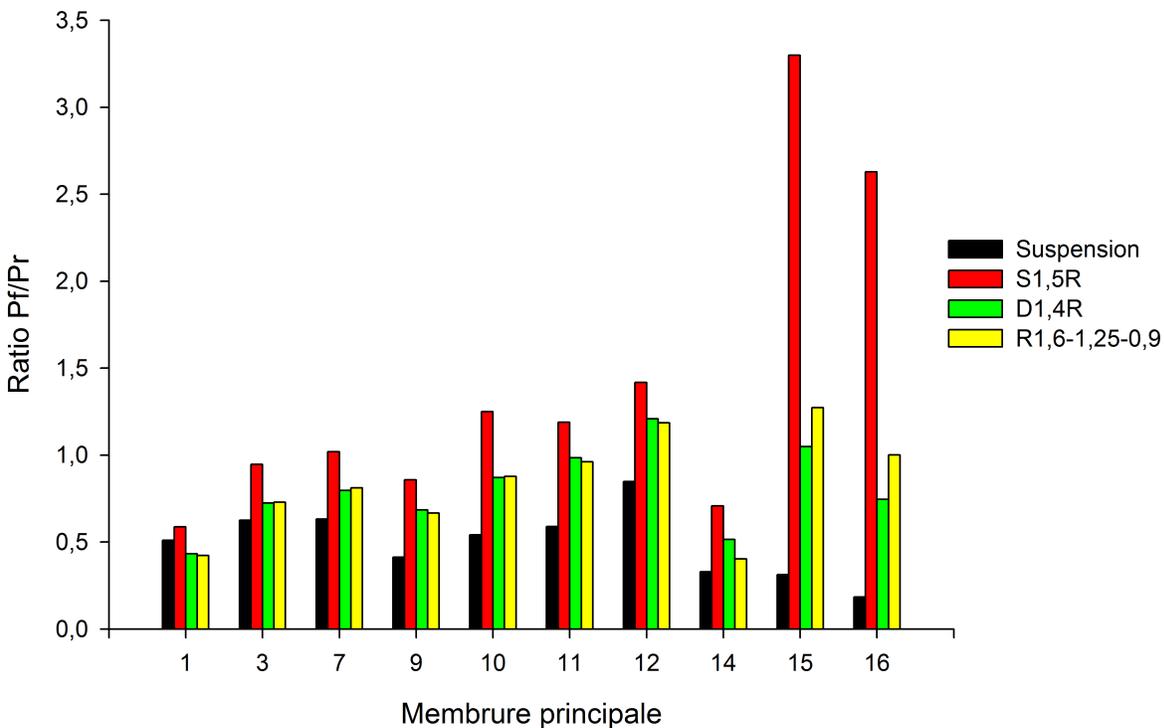


Figure 5.18 Ratios pour des efforts exercés sur les conducteurs et les câbles de garde (S16-09)

La figure 5.19 montre l'état de ratio d'utilisation pour les isolateurs en suspension, simple, double et rotulé lorsque les câbles de garde sont chargés. Les membrures sont classées en 5 catégories selon la valeur des ratios. Lorsque les sollicitations d'une membrure sont inférieures à 20 % de sa capacité, cette dernière est représentée en bleu. Dans le cas extrême où les sollicitations dépassent la capacité d'une membrure, celle-ci est représentée en rouge. À la lecture de cette figure, les isolateurs double et rotulé donnent des résultats très proches et induisent moins d'augmentation de sollicitation que l'isolateur simple. Les membrures numérotées de 1 à 8, situées sous le corset, voient leurs sollicitations augmenter, mais connaissent une faible augmentation moyenne de 22 % avec l'isolateur simple, 18 % avec l'isolateur double et 14 % avec l'isolateur rotulé. À l'exception de l'isolateur simple, leur capacité n'est pas excédée. Dans le cas de l'isolateur simple, la membrure 7 a une sollicitation égale à 102% de sa capacité. Au-delà du corset, au niveau de la fenêtre, la membrure 12 (figure 5.18) a une sollicitation entre 118 % (isolateur rotulé) et 140 % (isolateur simple) de sa capacité. Dans la traverse, aucune solution ne permet d'éviter le dépassement de la capacité des membrures. Cependant, l'isolateur double permet une faible augmentation des sollicitations, atteignant 105 % de la capacité de la membrure 15. L'isolateur rotulé offre pour cette membrure un dépassement de la capacité égale à 127 %, tandis que l'isolateur simple dépasse les 300 %. Une membrure sur quatre dépasse sa capacité pour l'isolateur double, deux membrures sur quatre dans le cas des isolateurs rotulé et simple. Au final, 7 membrures sur 16 doivent être renforcées ou changées pour l'isolateur simple, 3 pour l'isolateur rotulé et 2 pour l'isolateur double. Le cas du vent seul n'est pas étudié, car l'augmentation dans le cas du givre dissymétrique est trop importante et il n'est plus justifié de le vérifier.

Finalement, pour ce type de pylône et dans le but de rehausser les conducteurs de 2 m, il est nécessaire d'apporter plusieurs types de modifications. Dans un premier lieu, les consoles doivent être renforcées et modifiées afin d'y intégrer les isolateurs. De plus, la présence de la fenêtre implique des difficultés à l'implantation de ces nouvelles configurations d'isolateurs. En effet, la fenêtre ne permet pas d'y placer un isolateur rotulé et l'ajout d'un isolateur en compression induit de la flexion dans la traverse. Cette partie du pylône est très sollicitée et n'est pas dimensionnée pour ce type de sollicitation. Ainsi, elle nécessite des renforcements ou des changements. De plus, les points d'attache des consoles ne pouvant être modifiés, un rehaussement supérieur à 2 m est obtenu. Des modifications sur les chevalets sont nécessaires pour rehausser les câbles de garde.

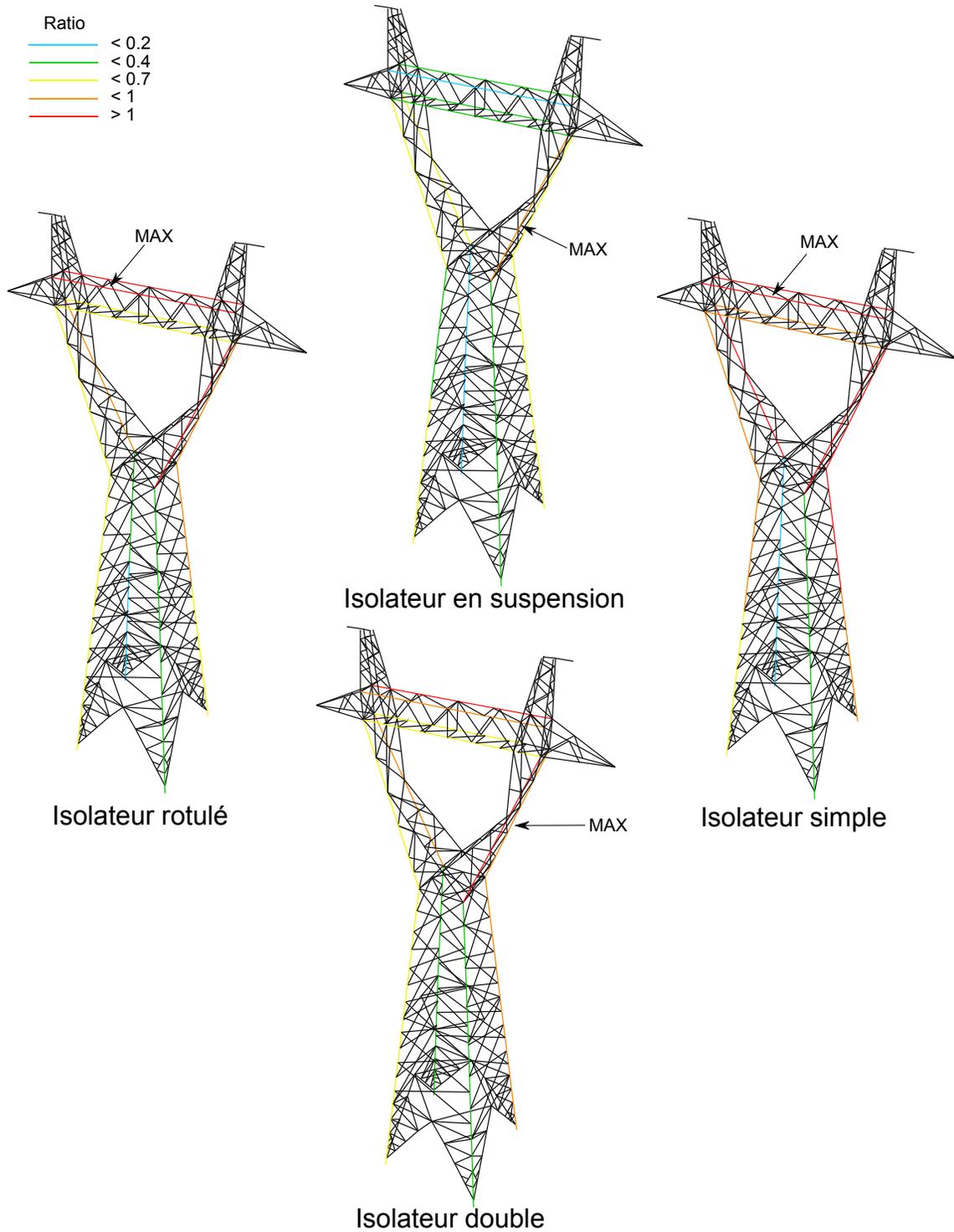


Figure 5.19 État de ratio pour les membrures étudiées en considérant les câbles de garde (S16-09)

### 5.3.3 Pylône 225 kV

#### Calcul à la structure pour les 6 conducteurs chargés

Les charges appliquées dans le cas de charge du givre sont données dans le tableau 5.16. Comme dans le cas du pylône 90 kV, les membrures principales sont numérotées de 1 à 16. Dans le cas de l'isolateur en suspension, les membrures 1 à 8 sont en dessous de la console C, 9 à 12 en dessous de la console B et les membrures 13 à 16 en dessous de la console A. Les ratios dans les membrures au-dessus de la console A ne sont pas étudiés, car ces dernières sont peu sollicitées. Le tableau 5.17 présente les ratios maximaux pour chaque type d'isolateur ainsi que la position des maxima et rappelle le type de console utilisé. Cela pour la norme CSA/S16-09 (avec et sans flexion) et ASCE 10-97 (sans flexion). L'influence de la hauteur de la console est aussi étudiée. À ce titre, les consoles R0 et R-1.5 sont associées à l'isolateur D1.8-0.07. Concernant l'isolateur S1.9-0.08, la console est baissée mais l'influence de la hauteur ne sera pas étudiée. L'étude est faite simultanément pour le cas du vent et le cas de givre dissymétrique.

Tableau 5.16 Forces et moments appliqués sur les consoles pour le cas de givre

	Force en N			Moment en N.m		
	X	Y	Z	X	Y	Z
Suspension	5820	4379	-9704	0	0	0
S1,9-0,08	6562	4387	-9737	11763	-17594	0
D1,8-0,07	5246	4370	-9860	270	-17072	685
R2.1-1,5-1.3 Vent déstabilisateur	4401	4364	-9764	0	0	0
R2.1-1.5-1.3 Vent stabilisateur	6192	4364	-9764	0	0	0

Tableau 5.17 Ratio maximal selon le type d'isolateur dans le cas du givre

Modèle/Isolateur	Suspension	S1,9/R-1,5	D1,8/R0	D1,8/R-1,5	R2,1-1,5-1,3
S16-09 (avec flexion)	0,592	0,679	0,622	0,608	0,608
Différence en % (Suspension)	0	14,7	5,1	2,7	2,7
N° membrure	4	4	8	4	4
S16-09 (sans flexion méthode Ae)	0,342	0,390	0,388	0,347	0,370
Différence en % (Suspension)	0	14,2	13,6	1,5	8,2
N° membrure	12	12	12	12	12
ASCE 10-97	0,233	0,273	0,265	0,244	0,252
Différence en % (Suspension)	0	17,2	13,7	4,6	8,3
N° membrure	12	8	12	8	12

Quelques conclusions peuvent être tirées du tableau 5.17. Les ratios maximaux sont plus élevés lorsque la flexion est prise en compte. En effet, les ratios dus à la flexion selon l'axe

x et y une fois additionnés peuvent avoisiner la valeur de 0.3. D'une manière générale, la membrure jambe 4 est la plus sollicitée sauf dans le cas de l'isolateur D1.8-0.07/R0 car la console n'a pas été baissée. Dans le cas où la flexion est négligée, la S16-09 et l'ASCE 10-97 donnent des valeurs de ratio différentes, mais les différences (en %) sont très semblables quelque soit la méthode. Avec la flexion négligée, la membrure 12 devient la membrure principale dont le ratio est maximal. Les résultats trouvés ne sont pas incohérents. La position de la console et du bras métallique dans le cas de l'isolateur rotulé crée de grands efforts de compression sur la membrure 12. Lorsque les consoles sont baissées dans le cas des isolateurs D1.8-0.07 et S1.9-0.08, la membrure 12 est moins sollicitée et le maximum est obtenu pour la membrure 8. La diminution de la hauteur a un impact positif sur la structure et fait diminuer les valeurs des ratios. Considérer la flexion ou la négliger ne change pas la conclusion. Sur 7 membrures principales comparées, où les ratios sont importants, l'isolateur double est la meilleure option, offrant les meilleurs résultats avec de faibles augmentations. Hormis la membrure 16, l'augmentation par rapport à l'isolateur en suspension est inférieure à 3 % avec la S16-09 et 5.1 % avec l'ASCE 10-97 (tableau 5.18). De même pour l'isolateur rotulé qui limite l'augmentation des charges dans les membrures à 6.8 % pour la S16-09 et à 8.3 % pour l'ASCE 10-97. La membrure 16 est très sollicitée en compression indépendamment du type d'isolateur.

Tableau 5.18 Écart des ratios (%) par rapport à l'isolateur en suspension pour le cas de givre, en ne considérant pas les câbles de garde

S16-09 (avec flexion)					
Membrure/Isolateur	S1,9/R-1,5	D1,8/R0	D1,8/R-1,5	R2,1-1,5-1,3	
2	17,8	9,6	2,9	2,5	
4	14,7	3,2	2,7	0,7	
6	13,3	7,8	-1,4	4,4	
8	9,2	6,3	-1,9	3,9	
10	12,3	9,7	-2,9	6,8	
12	4,4	4,2	-6,7	3,0	
16	56	92,8	63,6	18,2	
ASCE 10-97 (sans flexion)					
Membrure/Isolateur	S1,9/R-1,5	D1,8/R0	D1,8/R-1,5	R2,1-1,5-1,3	
2	16,1	3,2	-1,5	-0,6	
4	6,82	2,8	-1,2	-0,4	
6	20,4	14,5	4,0	5,8	
8	17,8	13,3	5,1	5,2	
10	13,3	11,6	-2,0	3,9	
12	14,3	13,7	1,6	8,3	
16	17,7	39,7	0,7	26,0	

Contrairement aux autres isolateurs, l'isolateur double n'altère pas la charge de compression. Le tableau 5.19 compare l'effort de compression dans la membrure pour chaque type d'isolateur. L'isolateur double ne crée qu'une faible augmentation de 1 %.

Tableau 5.19 Effort de compression dans la membrure 16

	Suspension	S1,9/R-1,5	D1,8/R0	D1,8/R-1,5	R2,1-1,5-1,3
Force axiale (N)	-52333	-61616	-73115	-52693	-65961
Différence (%)	-	18	40	1	26

Finalement, la figure 5.20 montre, en négligeant la flexion, les différents efforts dans les membrures.

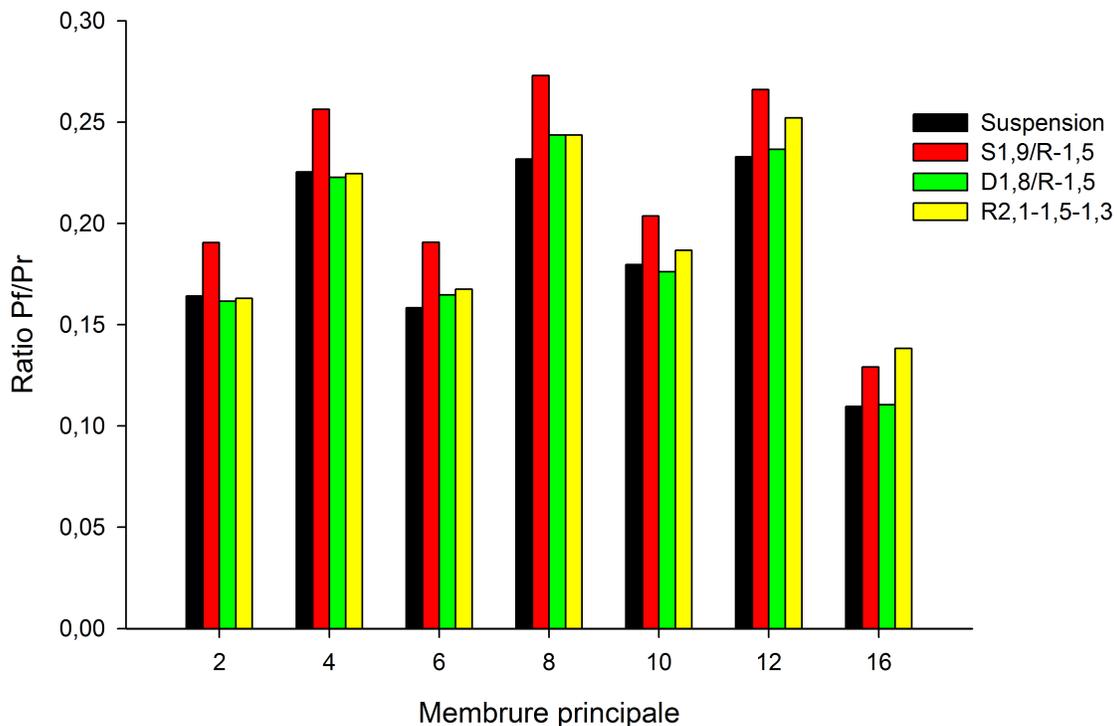


Figure 5.20 Ratios dans le cas de givre pour l'ASCE 10-97 pour des conducteurs chargés uniquement

Le tableau 5.20 résume les efforts dans les diagonales pour différents types d'isolateurs dans le cas de givre. Le pylône est découpé en trois parties, sous la console C, entre la console C et B et entre la console B et A. Les isolateurs double et rotulé contribuent à réduire les efforts dans les contreventements.

Le cas de vent seul sert de vérification. La méthode ASCE 10-97 avec flexion négligée est utilisée, car une approche simplifiée est préférée. Les isolateurs double et rotulé permettent

une faible augmentation moyenne entre 1 et 2 %, tableau 5.21. La figure 5.21 résume pour chaque membrure les efforts dus aux charges de vent.

Tableau 5.20 Effort dans les contreventements

Partie du pylône/Isolateur	Suspension		S1,9/R-1,5	
	Traction	Compression	Traction	Compression
Sous la console A	9055	-9349	9112	-12848
Sous la console B	12938	-15470	13600	-13980
Sous la console C	12370	-13685	20098	-25922
Partie du pylône/Isolateur	D1,8/R-1,5		R2,1-1,5-1,3	
	Traction	Compression	Traction	Compression
Sous la console A	9696	-15044	7184	-9292
Sous la console B	7720	-12457	10218	-12606
Sous la console C	10543	-11630	11964	-10937

Tableau 5.21 Ratios maximaux dans le cas du vent pour l'ASCE 10-97

Modèle/Isolateur	Suspension	S1,9/R-1,5	D1,8/R-1,5	R2,1-1,5-1,3
Ratio	0,191	0,206	0,198	0,195
Différence en % (Suspension)	-	7,9	3,9	2,2

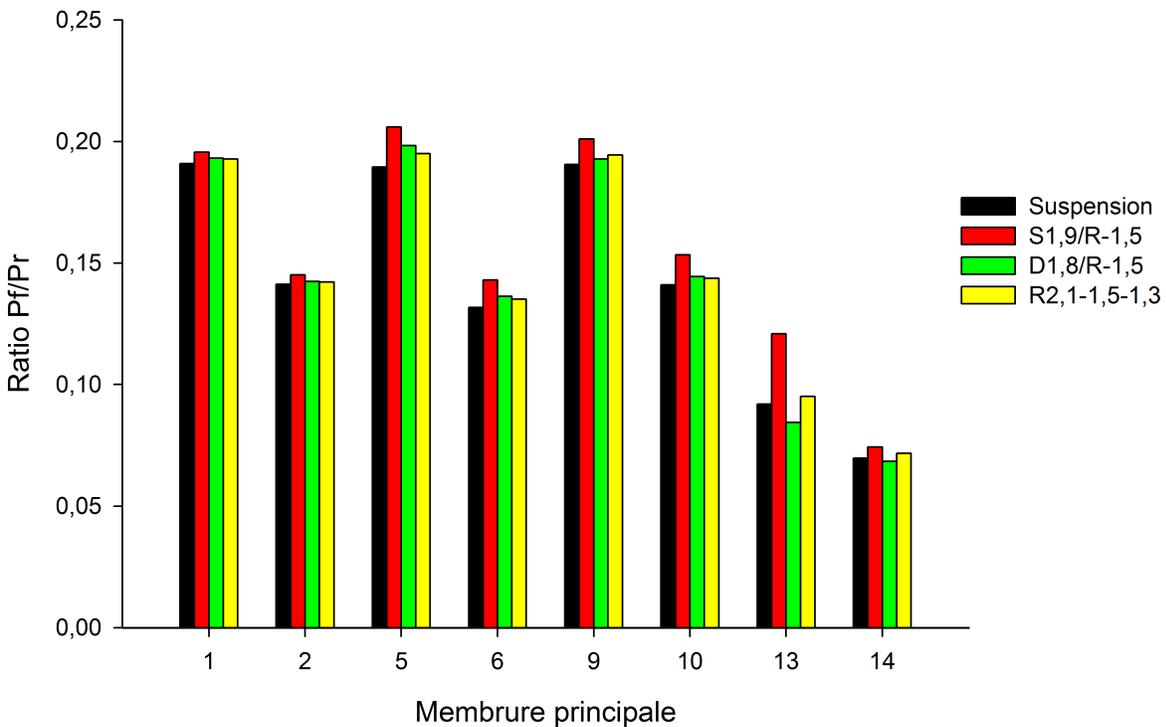


Figure 5.21 Ratios dans le cas de vent seul pour l'ASCE 10-97

**Calcul à la structure pour les 6 conducteurs et les 2 câbles de garde chargés**

Aucun rehaussement des câbles de garde n'étant prévu, l'effet de ces derniers sur la structure est négligé. À titre de vérification, on introduit dans nos calculs les charges suivantes au niveau des câbles de garde :

$$L=10065 \text{ N}, T=3057 \text{ N}, V=-5253 \text{ N}$$

Les ratios maximaux ainsi modifiés sont donnés dans le tableau 5.22 et par la figure 5.22. Outre la position des maxima qui se déplace dans la membrure 16, les différences entre les ratios sont peu affectées. En prenant en compte toutes les membrures, de 1 à 16, l'isolateur simple entraîne une augmentation des ratios de 13.5 %, tandis que les isolateurs double et rotulé induisent respectivement une augmentation de 2.5 % et 1.7 %. Dans le cas du vent, un constat similaire peut être fait. De faibles différences de ratio sont encore obtenues. En moyenne, l'augmentation est de 1.75 % pour l'isolateur double et de 1.44 % pour l'isolateur rotulé.

Tableau 5.22 Ratio maximal selon le type d'isolateur dans le cas du givre en prenant en compte les câbles de garde

	Isolateur	Suspension	S1,9/R-1,5	D1,8/R-1,5	R2,1-1,5-1,3
	ASCE 10-97	0,419	0,448	0,419	0,438
Différence en % (Suspension)			6,9	-0,1	4,6
N° membrure		12	12	16	16

Finalement, pour ce type de pylône et dans le but de rehausser les conducteurs de 2 m, peu de modifications sont nécessaires. Tout comme le pylône avec fenêtre pour une tension de 90 kV, les consoles doivent être renforcées et modifiées afin d'y intégrer les isolateurs. Cependant, l'absence de fenêtre permet d'adapter la position des consoles et de limiter le rehaussement à 2 m. L'isolateur rotulé s'implante très facilement sans nécessiter de console. Néanmoins, le nouveau positionnement des consoles implique des modifications locales, telles que de nouveaux goussets pour les consoles, de nouveaux diaphragmes et de nouvelles diagonales. Concernant les câbles de garde, aucune modification n'est requise. L'augmentation des sollicitations dans les membrures est inévitable, mais elle reste très faible pour les isolateurs double et rotulé.

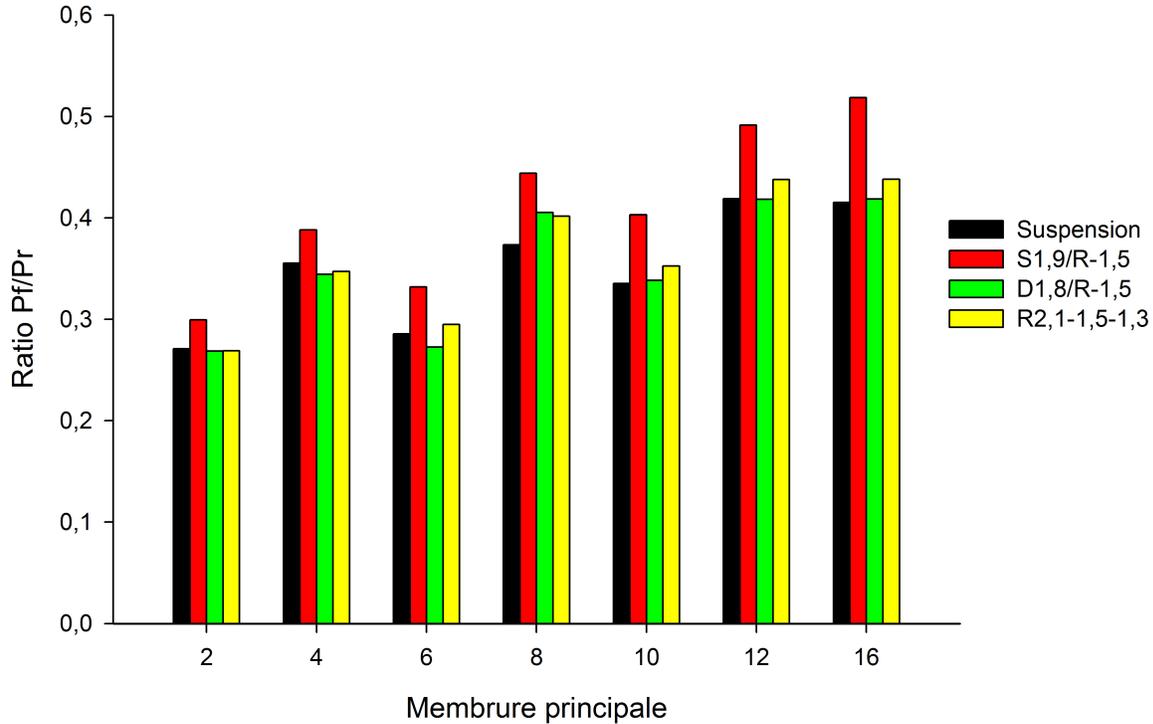


Figure 5.22 Ratios dans le cas de givre pour l'ASCE 10-97, en prenant en compte les câbles de garde

### 5.3.4 Récapitulatif des résultats

Cette étude propose donc des solutions intéressantes et abordables afin de rehausser les conducteurs de 2 m. Les isolateurs double et rotulé offrent les meilleurs résultats au niveau de la structure et des fondations. Ces solutions semblent être plus adaptés lorsque le pylône à treillis n'a pas de fenêtre. En effet, l'absence de fenêtre offre la possibilité de déplacer les consoles et de réduire les efforts. Pour le pylône 90 kV, l'augmentation moyenne des efforts dans les membrures est de 261 % pour l'isolateur simple, 44 % pour l'isolateur double et 74 % pour l'isolateur rotulé en ne considérant pas les câbles de garde, pour le givre dissymétrique.

Pour le pylône 225 kV et le même cas de charge, l'isolateur simple entraîne en moyenne une augmentation de 34 % (13.5 %), tandis que les isolateurs double et rotulé augmentent de 2 % (2.5 %) et 2.7 % (1.7 %) les ratios pour l'ASCE 10-97, sans les câbles de garde (avec les câbles de garde). En considérant la flexion, l'augmentation moyenne pour l'isolateur double et rotulé est de 2.5 % et 1.8 %. L'isolateur rotulé crée moins de flexion que l'isolateur double. Cependant, les solutions proposées ne sont que des solutions pour les cas de charge et pour les pylônes retenus.

Le rehaussement des conducteurs entraîne irrémédiablement une augmentation des efforts dans la structure. Un choix avisé de solutions offre la possibilité de réduire cette hausse. Le résultat final dépendra de la capacité intrinsèque aux fondations et à la structure à augmenter les efforts.



# CHAPITRE 6

## CONCLUSION

### 6.1 Travaux réalisés et bilan de la maîtrise

La première partie de cette maîtrise a consisté à étudier les différentes méthodes qui permettent de rehausser le niveau des conducteurs. Cela comprend l'étude de matériaux alternatifs tels que les matériaux composites renforcés de fibre de verre, mais aussi des géométries alternatives d'isolateur. La synthèse de ces connaissances a permis de déterminer les différentes formes d'isolateur et les paramètres à étudier.

Dans la seconde partie, les formes proposées ont été analysées pour un canton de 8 portées, selon les paramètres retenus. Deux cas de charge, vent et givre, ont permis d'en déduire leur comportement. Grâce à deux critères identifiés, plusieurs solutions ont été écartées. Par ailleurs, un outil a été développé afin de calculer l'état d'équilibre d'un canton. Cet outil fonctionne initialement pour des isolateurs en suspension et a été adapté pour des isolateurs rotulés. Cela a confirmé la stabilité de ces derniers face à différents cas de charge. Cette étude a montré que certaines nouvelles configurations d'isolateurs permettent de rehausser le niveau des conducteurs d'une ligne existante, tout en permettant de bien équilibrer les charges longitudinales causées par des chargements dissymétriques.

La dernière partie étudie l'impact des solutions retenues sur les fondations et le pylône. Les modifications nécessaires sur les consoles et sur le pylône sont présentées.

L'étude aux fondations a montré que, sans considérer les câbles de garde et dans le cas du givre :

- dans les deux cas de tension électrique, une diminution des efforts maximaux en traction (arrachement aux fondations) est obtenue,
- dans le cas du 90 kV, une réduction de 10.8 % et de 7.7 % est permise par les isolateurs double et rotulé,
- dans le cas du 225 kV, une réduction de 3.8 % et de 0.7 % est permise par les isolateur double et rotulé.
- dans les deux cas de tension électrique, une diminution des efforts maximaux en compression (écrasement aux fondations) est obtenue,

- dans le cas du 90 kV, une réduction de 7.7 % et de 5.2 % est permise par les isolateurs double et rotulé,
- dans le cas du 225 kV, une réduction de 2.2 % et de 1.2 % est permise par les isolateurs double et rotulé.

En considérant les câbles de garde dans le cas du givre, les efforts maximaux de traction connaissent :

- dans le cas du 90 kV, une augmentation de 1.4 % et de 3.3 % due aux isolateurs double et rotulé,
- dans le cas du 225 kV, une réduction de 2.3 % et de 0.6 % due aux isolateurs double et rotulé.

Tandis que les efforts maximaux de compression connaissent :

- dans le cas du 90 kV, une augmentation de 1.1 % et de 1.3 % due à aux isolateurs double et rotulé,
- dans le cas du 225 kV, une réduction de 1.5 % et de 1.1 % due à aux isolateurs double et rotulé.

Dans le cas du vent :

- une augmentation des efforts, de 5.3 % et 4.5 %, est prévue pour les isolateurs double et rotulé dans le cas du 90 kV en intégrant les câbles de garde.
- Dans le cas du 225 kV, on obtient une diminution de 0.93 % et 0.5 % pour les isolateurs double et rotulé.

À partir des résultats sur les fondations, une nouvelle sélection d'isolateurs est faite. L'impact sur la structure de ces derniers peut se résumer de la manière suivante :

Dans le cas de charge de givre :

- Le pylône à treillis sans fenêtre est mieux adapté à la hausse des conducteurs, car il est possible de modifier la position des consoles,
- la prise en compte des câbles de garde a peu d'influence sur l'augmentation des efforts dans les membrures,
- les efforts dans le pylône avec fenêtre connaissent une grande augmentation pour tous les types d'isolateurs,

- dans le cas du 90 kV, une augmentation moyenne minimum des ratios de 24 % en dessous de la poutre est créée par l'isolateur double. Ce dernier crée dans la poutre une augmentation des ratios de 104 %.
- Pour le pylône 225 kV, les isolateurs double et rotulé augmentent en moyenne de 2 % et 2.7 % les ratios pour l'ASCE 10-97 si l'on ne prend pas en compte les câbles de garde,
- en les considérant, l'augmentation moyenne est, respectivement pour les isolateurs double et rotulé, de 2.5 % et 1.7 %.

Le cas de charge de vent :

- est vérifié pour le pylône 225 kV seulement,
- il entraîne, sans les câbles de garde, une augmentation moyenne dans les membrures de 9.4 % pour l'isolateur simple, de 0.5 % pour l'isolateur double et 2.2 % pour l'isolateur rotulé,
- et avec les câbles de garde, une augmentation moyenne dans les membrures de 1.75 % pour l'isolateur double et 1.44 % pour l'isolateur rotulé.

Le rehaussement des conducteurs entraîne donc une augmentation des efforts dans la structure et seul un choix avisé de solutions permet de réduire cette hausse.

La possibilité de rehausser les conducteurs dépendra de la capacité intrinsèque aux fondations et à la structure à augmenter les efforts.

Finalement, deux configurations d'isolateurs sont proposées afin de rehausser les conducteurs pour le cas de tension 225 kV. Les isolateurs D1,8/R-1,5 et R2,1-1,5-1,3 offrent des résultats concluants sur la structure et aux fondations dans les deux cas de charge proposés. Cependant de toutes les configurations étudiées, aucune n'a offert de résultats probants dans le cas du 90 kV. L'augmentation des efforts sur la structure étant trop grande, plusieurs modifications sur les membrures sont nécessaires.

## 6.2 Contributions

Dans un contexte où la consommation d'énergie est en constante augmentation et où la construction de nouvelles lignes suscite des controverses, de nouvelles solutions innovatrices sont exigées.

L'utilisation de nouveaux types d'isolateurs et de nouvelles configurations d'isolations permettrait dans une première mesure le rehaussement des conducteurs, rendant les pylônes

à la fois performants et abordables. L'étude d'isolateurs en compression ou rotulé en matériau composite constitue un véritable enjeu, autant par les avantages qu'apportent ces derniers, que par l'innovation d'une telle technologie.

Cette maîtrise a permis de conclure quant à la validité de l'utilisation de ces isolateurs. Après avoir fait un choix pertinent, deux isolateurs et configurations d'isolations sont ressortis.

Cette étude de cas pratique a permis de développer une méthodologie de conception d'isolateurs pour le rehaussement des lignes électriques et peut être utilisée pour d'autres structures ayant des objectifs similaires.

Enfin, afin de répondre à la problématique posée, de nouvelles configurations d'isolateurs telles que les isolateurs double et rotulé peuvent atteindre les objectifs d'augmentation du niveau des conducteurs en introduisant de nouvelles conceptions de consoles. Le seul impact majeur étant l'augmentation, toutefois réduite, des efforts dans les membrures et les fondations.

### 6.3 Perspectives et travaux futurs

Les solutions proposées ont permis des avancées sur le plan de rehaussement des conducteurs dans le domaine des lignes électriques. Cependant, afin de valider le comportement prédit, il faudra valider les observations faites en statique par des tests en laboratoire.

Cela permettrait de :

- valider le comportement et la résistance des matériaux composites
- valider le comportement et la résistance des isolateurs
- juger de l'impact sur la perte de résistance mécanique et électrique des isolateurs
- observer le mode de rupture des isolateurs

Par ailleurs, une fois que le comportement des isolateurs en statique est vérifié, des tests des isolateurs en fatigue seront requis afin de déterminer la tenue et les contraintes limites admissibles sur le long terme.

Il sera utile d'approfondir et de compléter les recherches de [Vaillancourt, 1998] sur la détection des défauts dans les isolateurs en matériau composite. Cet outil permettrait de contrôler la perte de résistance électrique de l'isolateur. Finalement, un cas de rehaussement des conducteurs avec augmentation de tension avec l'introduction de matériaux composites dans la structure pourrait être étudié.

# ANNEXE A

## Étude préliminaire et théorie des lignes

Ce chapitre présente les méthodes de calcul des effets des charges sur les lignes aériennes, les différents cas de charges, et reprend les concepts de changement d'état appliqué aux câbles. Cette étude est primordiale, car elle détermine les données initiales du problème posé ainsi que les multiples paramètres introduits par la suite dans les modélisations de pylônes et de cantons.

### A.1 Calcul de charge

Le rehaussement des conducteurs et donc le comportement des nouveaux isolateurs est analysé pour deux types de conditions climatiques :

- vent,
- givre.

Ces deux types de conditions climatiques induisent des charges sur les câbles et donc sur les supports qu'il est nécessaire de calculer.

#### A.1.1 Charge de givre

Le terme général de givrage atmosphérique selon le [CEI, 2003], est une forme d'eau gelée pouvant adhérer aux composants exposés à l'air libre comme :

- le verglas, pluie verglaçante,
- le givre de nuage (ou de brouillard),
- neige collante.

Suivant le type de givre, la densité varie entre  $200 \text{ kg/m}^3$  et  $900 \text{ kg/m}^3$ .

Pour simplifier le calcul, deux approximations sont faites :

- les différentes couches forment une couche de givre uniforme avec une densité équivalente,
- la couche forme un manchon cylindrique.

La norme [CEI, 2003], adaptée aux exigences du Canada et connu sous la désignation [CAN/CSA-C22.3, 2010] définit le poids de givre comme ceci :

$$q_{V_{givre}} = 9,82 \cdot 10^{-3} \delta_{givre} \pi t_{givre} \left( d_{câble} + \frac{t_{givre}}{1000} \right) \quad (\text{A.1})$$

où  $q_{V_{givre}}$  est le poids du manchon de givre par unité de longueur (N/m).

$\delta_{givre}$  est la densité du givre ( $kg/m^3$ ).

$t_{givre}$  est l'épaisseur radiale du manchon de givre, uniforme autour du conducteur (mm).

$d_{câble}$  est le diamètre du câble (m).

### A.1.2 Charge de vent

Dans le cas d'une charge de vent soufflant à un angle  $\Omega$  par rapport aux conducteurs, la norme [CEI, 2003] définit la force  $A_c$ , due à la pression du vent sur une portée de longueur  $l$  appliquée au niveau du support comme :

$$A_c = q_0 C_{xc} G_c G_L d_{câble} l (\sin \Omega)^2 \quad (\text{A.2})$$

où  $A_c$  est la force induite par le vent sur le conducteur.

$C_{xc}$  est le coefficient de traînée du conducteur, considéré comme étant égal à 1 pour les conducteurs toronnés et les vitesses de vent considérées.

$G_c$  est le facteur combiné de vent pour les conducteurs et dépendant de la hauteur et du type de terrain.

$G_L$  est le facteur de portée.

$\Omega$  est l'angle d'incidence du vent par rapport au conducteur.

Pour l'étude menée plusieurs hypothèses sont faites :

- Les données de pression fournies par RTE sont des pressions nettes, prenant compte des coefficients  $G_c$  et  $G_L$ . Le modèle du vent est simplifié, et les effets dynamiques, le profil et la variabilité temporelle du vent ainsi que le type de terrain n'ont pas lieu d'être dans le calcul final de la charge de vent.
- La hauteur des conducteurs n'a pas d'effet sur la force induite.
- Le vent souffle dans une direction perpendiculaire aux conducteurs, soit  $\Omega = 90^\circ$ . Cependant, il sera parfois nécessaire d'étudier le vent pour d'autres valeurs de  $\Omega$  dans le cas d'étude de stabilité d'isolateurs.

### A.1.3 Quelques cas de charge utilisés

Durant toute leur durée de service, les pylônes sont soumis à différents types de charges tels que le vent et le givre. La conception des supports nécessite de définir plusieurs cas de charge qui doivent être vérifiés. Cela comprend notamment :

- verglas seul,
- vent maximal seul,
- bris d'un ou de plusieurs conducteurs,
- bris d'un câble de garde,
- combiné léger (qui combine les charges de vent et de givre)
- combiné lourd,

- délestage longitudinal, transversal et torsionnel.

Il existe de nombreux cas de charge supplémentaires. Pour la suite du projet, afin de simplifier l'étude, RTE a fourni deux cas de charges : un cas de charge de vent maximal et un cas de délestage longitudinal. Dans ce dernier, il convient de prendre en compte que les charges de neige ou de givre ne sont pas réparties sur tous les câbles, ce qui crée une charge longitudinale. Ces deux cas offrent une bonne perception et compréhension du comportement des isolateurs et aussi des supports, face à des efforts verticaux, transversaux et longitudinaux.

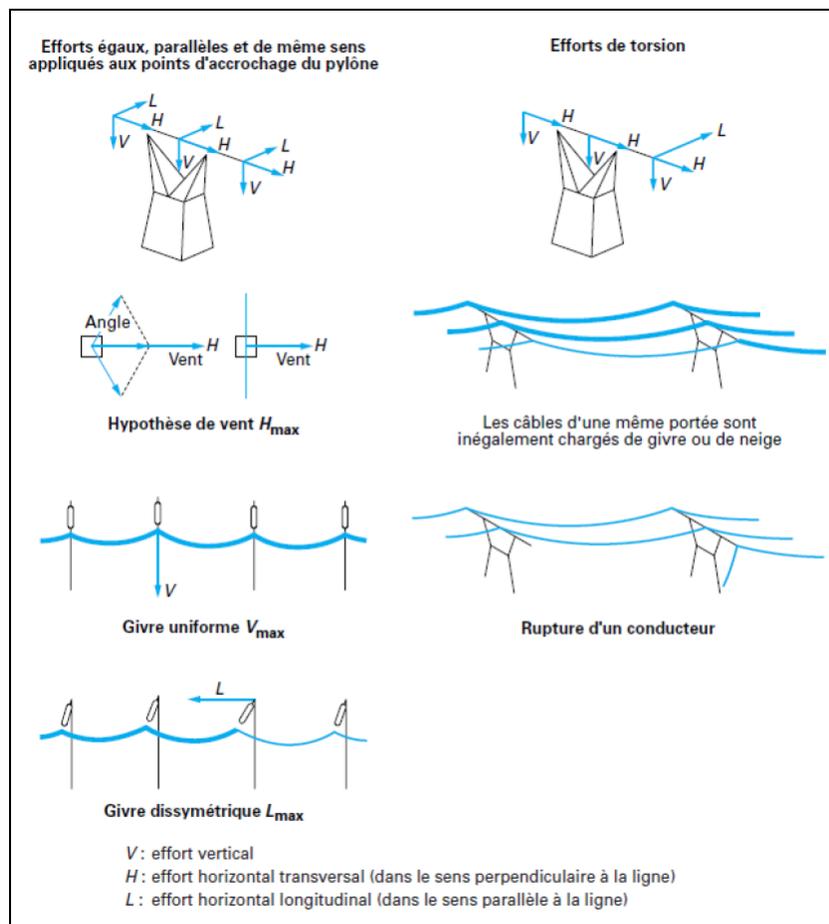


Figure A.1 Représentation de différents cas de charges [Chanal, 2000]

## A.2 Calcul de la tension des câbles

D'autres notions théoriques, spécifiques au calcul des lignes sont indispensables au problème de la géométrie d'une portée. Cela comprend le calcul de tension des câbles (qui fournira un début de solution au calcul d'équilibre d'un canton de plusieurs portées) et celui de la flèche. La géométrie dépend de la tension initiale du câble (à l'installation) et du chargement.

### A.2.1 Méthodes de calcul

Plusieurs approches sont disponibles afin de calculer les divers paramètres d'une portée. Chacune de ces théories utilise des approximations à différents niveaux, et fournit des résultats plus ou moins proches de la réalité.

Les principales théories des câbles sont :

- l'approximation parabolique,
- la chaînette rigide,
- la chaînette élastique.

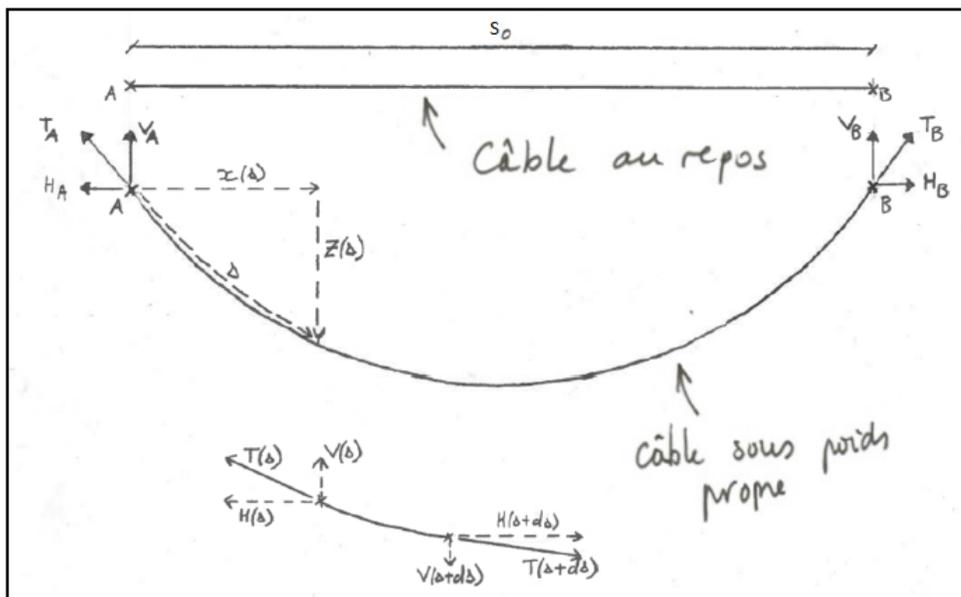


Figure A.2 Représentation de l'équilibre statique d'un câble

**L'approximation parabolique [Légeron, 2005]**

Cette théorie fait l'approximation que la longueur projetée du câble (autrement dit la longueur de la portée) et l'abscisse curviligne (la longueur réelle du câble) sont égales. De plus, le câble est considéré inextensible donc la longueur réelle du câble  $S$  du câble est égale à  $S_0$ , longueur à vide. La longueur du câble utilisée dans les équations, étant inférieure à la réalité, la flèche ainsi approchée, sera plus faible. Aussi, cette approche est valide pour des valeurs de flèche faibles et plus précisément pour des rapports  $\frac{f}{l}$  faibles. où  $l$  est la longueur de la portée. le critère géométrique est le suivant :

$$dx = ds \quad (\text{A.3})$$

Les équations sont :

$$mg\frac{l}{2} - mg\frac{x^2}{2} = Hz \quad (\text{A.4})$$

$$z = \frac{1}{2k_{\text{câble}}}x(l-x) \quad (\text{A.5})$$

où  $k_{\text{câble}} = \frac{H}{mg}$  représente le paramètre du câble. la flèche à mi-portée est :

$$f = \frac{l^2}{8k_{\text{câble}}} \quad (\text{A.6})$$

Ce qui donne en approchant  $S_0$  :

$$S_0 = \int_0^l \sqrt{1 + \frac{dz^2}{dx^2}} dx \quad (\text{A.7})$$

$$= l\left(1 + \frac{8}{3}\frac{f^2}{l} - \frac{32}{5}\frac{f^4}{l} + o\left(\frac{f^4}{l}\right)\right) \quad (\text{A.8})$$

**L'équation de la chaînette rigide [Légeron, 2005]**

Dans cette approche, les approximations de câble inextensible et de rigidité en flexion nulle sont faites. Le câble est toujours considéré inextensible donc la longueur réelle du câble  $S$  du câble est égale à  $S_0$ , longueur à vide. Contrairement à l'approche simpliste de l'approximation parabolique, le critère géométrique devient :

$$dz^2 + dx^2 = ds^2 \quad (\text{A.9})$$

Où  $x$  et  $z$  sont définis à la figure A.2. En faisant l'équilibre des forces sur  $z$  :

$$-T_z(s) + T_z(s+ds) + mgds = 0 \quad (\text{A.10})$$

Où  $T_z(s)$  et  $T_x(s)$  sont les composantes verticales et horizontales de la tension dans le câble à la position à l'abscisse curviligne. ce qui donne :

$$\frac{dT_z}{ds} = \frac{d}{ds}\left(T(s)\frac{dz}{ds}\right) = -mg \quad (\text{A.11})$$

sur  $y$  :

$$T\frac{dz}{ds} = \frac{T_x(s)}{\frac{dx}{ds}}\frac{dz}{ds} \quad (\text{A.12})$$

En combinant A.11 et A.12 on obtient :

$$\frac{dz^2}{dx^2} = \frac{-mg}{T_x(s)}\left(\frac{ds}{dx}\right) \quad (\text{A.13})$$

En combinant le critère géométrique A.9 avec l'équation A.13

$$z = k_{\text{câble}}\left(\cosh\frac{l}{2k_{\text{câble}}} - \cosh\left(\frac{\frac{l}{2} - x}{k_{\text{câble}}}\right)\right) \quad (\text{A.14})$$

la flèche à mi-portée est :

$$f = k\left(\cosh\frac{l}{2k_{\text{câble}}} - 1\right) \quad (\text{A.15})$$

Ce qui donne en approchant  $S$  et donc  $S_0$  :

$$S = S_0 = 2k_{\text{câble}} \sinh\frac{l}{2k_{\text{câble}}} \quad (\text{A.16})$$

### L'équation de la chaînette élastique [Légeron, 2005]

Dans ces équations, le câble n'est plus supposé inélastique. La longueur réelle du câble et l'allongement élastique sont considérés.

Dans le cas général, pour une portée avec dénivelé, les équations sont :

$$x = \frac{Hs}{E_{\text{câble}}A_{\text{câble}}} + \frac{HS_0}{W_{\text{câble}}}\left[\operatorname{arcsinh}\frac{V_{\text{câble}}}{H} - \operatorname{arcsinh}\frac{V_{\text{câble}} - W_{\text{câble}}\frac{s}{S_0}}{H}\right] \quad (\text{A.17})$$

$$z = \frac{V_{\text{câble}} - W_{\text{câble}}\frac{s}{2S_0}}{E_{\text{câble}}A_{\text{câble}}}s + \frac{H}{W_{\text{câble}}}S_0\left[\sqrt{\left(1 + \left(\frac{V_{\text{câble}}}{H}\right)^2\right)} - \sqrt{\left(1 + \left(\frac{V_{\text{câble}} - W_{\text{câble}}\frac{s}{S_0}}{H}\right)^2\right)}\right] \quad (\text{A.18})$$

où  $A_{\text{câble}}$  est la section du câble,  $E_{\text{câble}}$  est le module de Young du câble, et  $W_{\text{câble}} = mgS_0$  est le poids du câble. Ces équations font intervenir les trois grandeurs,  $H$ ,  $S_0$ , et  $V_{\text{câble}}$ . De ces trois grandeurs seul  $H$  ou  $S_0$  est connu. Pour le reste, il suffit de résoudre un système de deux équations à deux inconnues.

Dans le cas d'une portée horizontale,  $V_{c\grave{a}ble} = W_{c\grave{a}ble}/2$ . D'où l'équation :

$$l = \frac{HS_0}{E_{c\grave{a}ble}A_{c\grave{a}ble}} + \frac{HS_0}{W_{c\grave{a}ble}} \left[ 2 \operatorname{arcsinh} \frac{W_{c\grave{a}ble}}{2H} \right] \quad (\text{A.19})$$

**Comparaison des différentes méthodes**

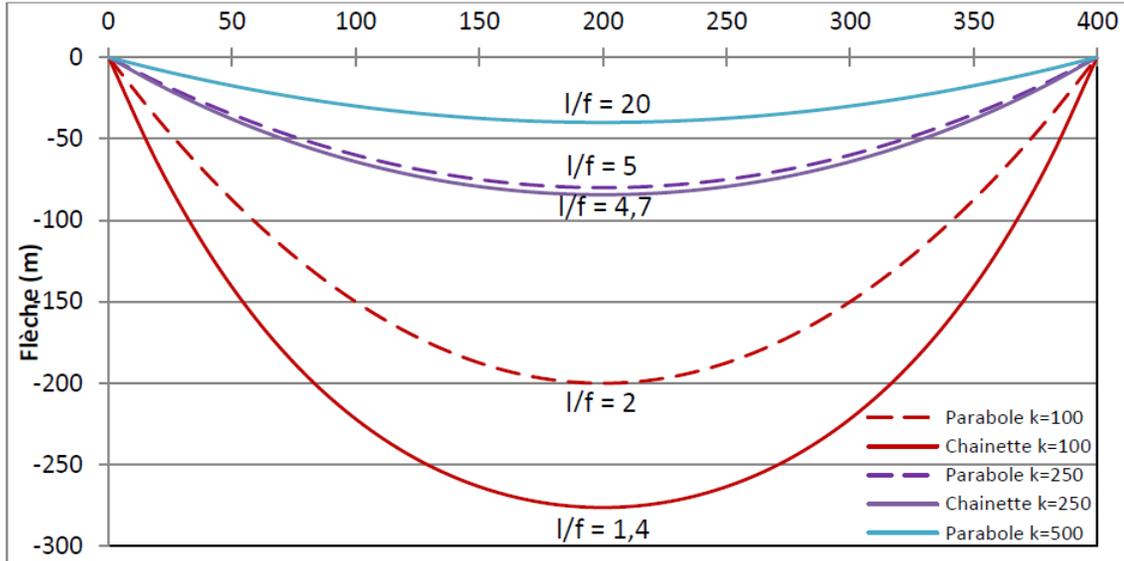


Figure A.3 Comparaison entre l'approche parabolique et l'équation de la chaînette rigide [Ramalheiro, 2013]

Tableau A.1 Comparaison entre l'équation de la chaînette élastique et la chaînette rigide [Ramalheiro, 2013]

k	Longueur à vide $S_0$ (m)			l/f	
	Chaînette rigide	Chaînette élastique	Écart	Chaînette rigide	Chaînette élastique
1000	402.67	402.47	-0.20	20	20
2500	400.43	399.93	-0.50	50	50
5000	400.11	399.12	-0.99	100	100
7500	400.05	398.57	-1.48	150	151
10000	400.03	398.06	-1.97	200	202

L'approximation parabolique nécessite une faible flèche. D'une façon générale lorsque le rapport  $\frac{l}{f} > 5$  l'approximation peut être faite comme le montre la figure A.3. De la même manière, l'équation de la chaînette rigide devient obsolète lorsque  $\frac{l}{f} > 50$  et pour de résultats plus précis l'équation de la chaînette élastique peut être utilisée (tableau A.1). La chaînette élastique donne pour un paramètre k donné, une valeur plus faible de  $S_0$  que pour la chaînette rigide car celle prend en compte les déformations élastiques du câble.

Dans les modélisations futures, l'équation de la chaînette rigide sera retenue, notamment dans le calcul de changement d'état, présenté ci-dessous.

## A.2.2 Changement d'état [Légeron, 2005]

Lorsque le câble est chargé, l'équation de changement d'état permet de calculer les nouvelles conditions d'équilibre, et ce, pour une portée ou pour un canton de plusieurs portées. Le problème se pose de la manière suivante : soit un câble dont l'état initial 1, équivaut à un chargement  $\xi_1 mg$ , à une température  $\Theta_1$ , à une tension horizontale  $H_1$  et à une déformée  $S_1$ . Le câble subit un changement d'état et passe à l'état final 2. Ce dernier est caractérisé par un chargement  $\xi_2 mg$ , une température  $\Theta_2$ , une tension horizontale  $H_2$  et une déformée  $S_2$ . Afin que le câble soit en équilibre, les déformations internes doivent être égales aux déformations externes et l'enjeu est d'annuler l'expression  $e_{ext} - e_{int}$ .

Les déformations externes  $e_{ext}$  sont égales à :

$$e_{ext} = \frac{S_2 - S_1}{S_1} \quad (\text{A.20})$$

Les déformations internes  $e_{int}$  sont égales à :

$$e_{int} = \delta_{élastique} + \delta_{thermique} \quad (\text{A.21})$$

$$\frac{T_{m_2} - T_{m_1}}{E_{câble} A_{câble}} + \alpha_{câble} (\Theta_2 - \Theta_1) \quad (\text{A.22})$$

où  $\alpha_{câble}$  est le coefficient de dilatation thermique du câble et  $\delta_{plastique} = 0$ .

Afin d'être en équilibre, le câble doit satisfaire l'équation de changement d'état suivante :

$$S_2 - S_1 = S_1 \left( \frac{T_{m_2} - T_{m_1}}{E_{câble} A_{câble}} + \alpha_{câble} (\Theta_2 - \Theta_1) \right) \quad (\text{A.23})$$

Sur Excel, l'outil valeur cible permet de calculer la valeur de la tension horizontale  $H$  dans le câble permettant de d'atteindre l'équilibre. Dans la suite, une méthode alternative et plus précise est utilisée. Une dichotomie sur  $H$  est exercé, et l'erreur faite sur la différence  $e_{ext} - e_{int}$  est ajustable à souhait.

En utilisant cette équation de changement d'état A.23 et un critère de convergence de  $10^{-7}$  sur la différence  $e_{ext} - e_{int}$ , un exemple de calcul de  $S_0$  dans le cas du 90 kV donné dans la partie 4.1.2 est présenté :

Le paramètre de réglage du câble à  $15^\circ C$  est :

$$k_{câble} = \frac{H_{initial}}{mg}$$

Connaissant  $k_{câble} = 2150$  m et  $mg = 15.46$  N/m, on obtient  $H_{initial} = 33240$  N.

Les équations de la chaînette rigide pour une portée de 500 m donne :

$$S = 2k_{câble} \sinh \frac{l}{2k_{câble}} \simeq 501,1274 \text{ m}$$

Normalement la méthode de la chaînette rigide suppose le câble inélastique, ce qui donnerait en se limitant à cette méthode :

$$S_0 = S \simeq 501,1274 \text{ m}$$

Afin d'être plus proche du comportement réel du câble, les déformations internes sont introduites et (avec  $\delta_{plastique} = 0$  et à  $15^\circ C \delta_{thermique} = 0$ ) :

$$e_{int} = \delta_{élastique} = \frac{T_m}{E_{câble} A_{câble}} = \frac{\frac{1}{2} \frac{H_{initial} l + H_{initial} S \cosh \frac{l}{2k_{câble}}}{S}}{E_{câble} A_{câble}}$$

$$e_{int} = 0.10819 \%$$

L'équation de changement d'état donne :

$$e_{ext} - e_{int} = \frac{S - S_0}{S_0} - e_{int} = 0$$

Soit :

$$S_0 = \frac{S}{1 + e_{int}} = 500,5858$$

$$e_{ext} - e_{int} = 0,0000047 \%$$

Le critère de convergence  $10^{-7}$  est vérifié.

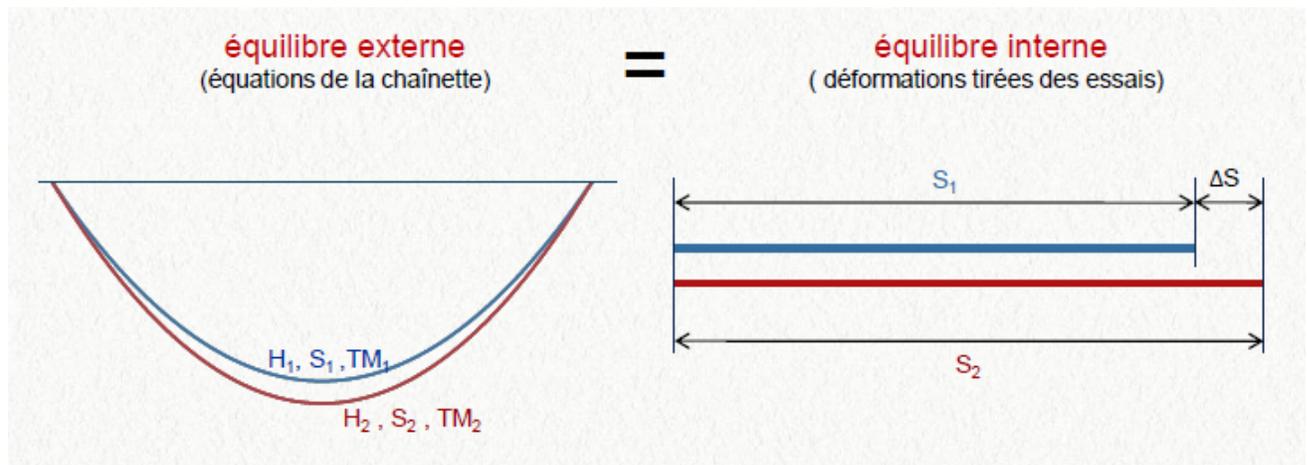


Figure A.4 Relation entre équilibre externe et équilibre interne

En résumé, les théories de la chaînette élastique et des changements d'état seront appliquées, à la recherche de l'équilibre d'un canton de plusieurs portées. Ce canton, chargé de manière asymétrique, voit des charges longitudinales apparaître, et ses chaînes d'isolation se balancer. L'enjeu est d'arriver à un algorithme, proposant de calculer les tensions et les déplacements lors de la position d'équilibre, suivant les données de charges, des conducteurs et des isolateurs.



# ANNEXE B

## Méthodes de conception des matériaux composites

Dans cette partie, les symboles utilisés ne sont pas listés dans la nomenclature afin de ne simplifier le document. Toutefois, chaque symbole est explicité. Avant d'étudier le rehaussement des lignes via l'utilisation de nouveaux isolateurs, le projet consistait à concevoir une tête de pylône à haute tension en matériaux composites et donc, une revue bibliographique sur les méthodes de conception des matériaux composites a été nécessaire : des recherches ont permis de connaître l'évolution de l'utilisation des PRF, de savoir ce qui a été fait, mais aussi ce qui se fait aujourd'hui. De nombreuses informations concernant l'utilisation des PRF sont disponibles, et plus particulièrement dans les domaines de l'aéronautique et du béton armé de barres en PRF. Cependant les données relatives à la conception de structures entièrement en composites pour des applications en génie civil sont plus rares.

Les recherches effectuées ont permis de trouver plusieurs manuels et guides de conception. De nombreux articles dressent un état de l'art de l'utilisation et de l'évolution des PRF dans le domaine du génie civil [McCormick, 1988] [Bakis *et al.*, 2002]. Malgré la multitude de guides disponibles, la construction de structures en PRF n'est régie par aucune norme. Ainsi un besoin de standardiser les guides de calcul est souhaité ainsi qu'un besoin de définir un critère de rupture fiable et adéquate aux PRF. Concernant ce dernier point, de nombreuses avancées ont été faites [Tsai et Wu, 1971; Yeh et Yang, 1997], et les précédents critères valables pour des matériaux isotropes et homogènes sont désuets. En dépit du manque de normes, l'ASCE (American Society of Civil Engineers) a publié plusieurs manuels, et ce, dans plusieurs domaines comme [ASCE, 1982], [ASCE, 1982] et notamment dans le domaine des lignes [ASCE, 2003]. En Europe, [Fiberline Composites A/S, 2002] construit des profilés en matériaux composites depuis 1979. Un manuel a été développé par ce dernier pour ses produits et se base sur leur expérience acquise dans ce domaine. [The European Structural Polymeric Composites Group Eurocomp Design and Handbook, 1996], couramment appelé *Eurocomp* est un ouvrage de référence en terme de conception, puisqu'il se base sur le code de conception européen et utilise la méthode des contraintes ultimes (états ultimes) et non celle des contraintes admissibles, ce qui est en accord avec les méthodes de conception des pylônes et le code canadien. Des codes américains sont aussi disponibles tels que [Strongwell Corporation, 2007].

Le flambement est le point essentiel à étudier dans la conception des matériaux composites. En effet, en compression tout comme en flexion, le flambement apparaît pour des valeurs très inférieures à la capacité du matériau. Ceci étant dû à la faible rigidité des PRF et des faibles épaisseurs des membrures. Par la suite nous verrons que lorsque les membrures sont élancées le flambement global survient au détriment du flambement local qui peut

conduire à la rupture et à de très grandes déformations pour des membrures courtes. Enfin nous verrons que des interactions entre un flambement local et global peuvent avoir lieu.

## B.1 Résistance en traction

Les équations de conception utilisées dans cette sous-partie sont celles développées par *Eurocomp* [The European Structural Polymeric Composites Group Eurocomp Design and Handbook, 1996].

La valeur de la charge de conception en tension dans la section,  $N_{t,Sd}$  doit satisfaire l'équation suivante :

$$N_{t,Sd} \leq N_{t,Rd} \quad (\text{B.1})$$

Où  $N_{t,Rd}$  est la résistance de la section en tension, pris comme le minimum de :

- La résistance en tension de la section minimum brute :

$$N_{t,Rd} = \frac{A\sigma_{x,t,k}}{\gamma_m} \quad (\text{B.2})$$

- La résistance en tension de la section nette aux trous :

$$N_{t,Rd} = 0.9 \frac{A_{net}\sigma_{x,t,k}}{\gamma_m} \quad (\text{B.3})$$

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.

De plus, pour les cornières connectées par une aile, tout comme les autres profilés susceptibles de ne pas être retenus, comme les profilés en T et en C, la conception doit suivre les recommandations du chapitre 5 de l'*Eurocomp*.

Il est intéressant de noter que certains auteurs [Daniel et Ishai, 1994] , tentent de modéliser la résistance au niveau du trou afin d'en déduire un facteur de réduction. [Wang, 2002] a essayé de normaliser l'effet du chargement sur un trou de boulon et donne, par une analyse par éléments finis, des facteurs de concentration de contrainte et ce pour trois types de contrainte : tension, cisaillement, pression diamétrale.

## B.2 Résistance en compression

### B.2.1 Flambement global (Euler)

La charge critique de flambement élastique, connue sous le nom de charge critique d'Euler est définie comme :

$$F_c = \frac{\pi^2 E_L I}{(KL)^2} \quad (\text{B.4})$$

ou sous forme de contrainte critique de flambement élastique :

$$\sigma_c = \frac{\pi^2 E_L}{\left(\frac{KL}{r}\right)^2} \quad (\text{B.5})$$

Où  $E_L$  est le module d'élasticité longitudinal,  $I$  est le moment d'inertie transversale (le plus contraignant),  $r$  est le rayon de giration,  $K$  est le coefficient de flambement.

### B.2.2 Flambement local

Le flambement local a lieu pour des éléments assez longs pour que l'écrasement ne soit pas critique ; c'est-à-dire lorsque la résistance en compression du matériau n'est pas atteinte [Barbero, 1998]. Pour les sections en I, la colonne se comprimera axialement jusqu'à ce que les ailes se déforment. Ainsi le flambement local peut être un critère de conception de résistance pour une colonne de faible longueur [Barbero *et al.*, 2000]. De nombreux articles mettent en évidence de manière expérimentale le phénomène de flambement local des ailes, que ce soit en compression pour des poutres en I [Mottram, 2004; Pecce et Cosenza, 2000; Tomblin et Barbero, 1994], des sections creuses [Hashem et Yuan, 2000, 2001], ou en flexion pour des sections creuses [Mottram, 1991] ou I [Barbero et Raftoyiannis, 1993; Pecce et Cosenza, 2000].

La résistance au flambement local est une fonction des conditions limites. À titre d'exemple, l'aile d'un profilé en I peut être modélisée comme ayant un côté restreint (jonction âme-aile) et un côté libre de tout mouvement. Comme nous le verrons par la suite cette jonction peut être modélisée de plusieurs façons.

Il existe deux manières de traiter le problème du flambement local des profilés en matériaux composites :

- de manière analytique, en considérant le profilé dans son ensemble,
- par approximation, en considérant individuellement des plaques orthotropes et en déterminant le type de restriction.

[Zureick et Shih, 1998], utilisant la première méthode, ont développé des expressions explicites du flambement d'une plaque orthotrope pour différentes conditions limites et ont abouti à des solutions générales aux problèmes de flambement local de divers profilés constitués de plaques orthotropes telles que des profilés en I ou à section creuse, sous des contraintes de compression et de flexion non uniforme (linéaire). [Pecce et Cosenza, 2000]

ont établi un modèle numérique par éléments finis de profilés en I dans leur ensemble et comparent les résultats numériques à plusieurs résultats expérimentaux. Les résultats numériques étant en accord avec les résultats expérimentaux, une nouvelle expression de la résistance de l'aile est fournie, dépendant d'un facteur de forme (rapport entre l'éclatement de l'aile sur l'éclatement de l'âme) et d'un facteur représentant la restriction âme-aile.

En considérant les plaques individuellement, [Qiao *et al.*, 2001] et [Barbero et Raftoyiannis, 1993] développent des analyses numériques pour les deux bords non chargés restreints ; de plus [Qiao *et al.*, 2001] traitent le cas d'un bord restreint et un bord libre et [Bank et Yin, 1996] celui du bord libre et un bord restreint en rotation.

Cette méthode se fait en deux temps : dans un premier temps, la détermination de la restriction causée par les parois adjacentes puis dans un second temps, le calcul de la résistance au flambement.

Des expressions explicites de résistance au flambement sont disponibles suivant le type de restriction : pour une plaque orthotrope avec un bord libre [Holston, 1970], deux bords restreints en rotation ou un bord restreint et un bord libre [Qiao et Shan, 2005]. [Kollar, 2002] présente des expressions explicites pour des bords restreints en rotation.

Le tableau B.1 résume les différentes expressions explicites pour différentes conditions limites.

Tableau B.1 Contrainte de flambement local pour différents types de restriction [Kollar, 2003]

Supports	Buckling load $N_{x\ cr}$
	$\pi^2 \left( 2\sqrt{D_{11}D_{22}} + 2(D_{12} + 2D_{66}) \right) / L_y^2$
	$\pi^2 \left( 3.125\sqrt{D_{11}D_{22}} + 2.33(D_{12} + 2D_{66}) \right) / L_y^2$
	$\pi^2 \left( 4.53\sqrt{D_{11}D_{22}} + 2.62(D_{12} + 2D_{66}) \right) / L_y^2$
	$\pi^2 \left( 2\sqrt{1+4.139\zeta}\sqrt{D_{11}D_{22}} + (2+0.62\zeta^2)(D_{12}+2D_{66}) \right) / L_y^2$
	$12D_{66}/L_y^2 + \pi^2 D_{11}/L_x^2$
	$\sqrt{D_{11}D_{22}} \begin{cases} \left( 15.1K\sqrt{1-\nu} + 7(1-K) \right) / L_y^2 & \text{when } K \leq 1 \\ \left( 15.1\sqrt{1-\nu} + (K-1)6(1-\nu) \right) / L_y^2 & \text{when } 1 < K \end{cases}$
	$\begin{cases} (3D_{22}/\zeta' + 12D_{66}) / L_y^2 & \text{when } 1.17\zeta'\sqrt{D_{11}/D_{22}} > 1 \\ \left( (7 - 4.12\zeta'\sqrt{D_{11}/D_{22}})\sqrt{D_{11}D_{22}} + 12D_{66} \right) / L_y^2 & \text{when } 1.17\zeta'\sqrt{D_{11}/D_{22}} < 1 \end{cases}$
	$\sqrt{D_{11}D_{22}} \begin{cases} \left( K(\eta 15.1\sqrt{1-\nu} + (1-\eta)6(1-\nu)) + 7(1-K)/\sqrt{1+4.12\zeta} \right) / L_y^2 & \text{when } K \leq 1 \\ \eta 15.1\sqrt{1-\nu} + (K-\eta)6(1-\nu) & \text{when } 1 < K \end{cases}$
	$\pi^2 \left( 13.9\sqrt{D_{11}D_{22}} + 11.1(D_{12} + 2D_{66}) \right) / L_y^2$

Dans le cas d'un profilé en I, en compression axiale, [Vanevenhoven *et al.*, 2010] re-exprime les équations de [Kollar, 2003] pour le flambement local de l'aile :

$$P_{local-flange} = \sigma_{local-flange} A_g \quad (B.6)$$

$$\sigma_{local-flange} = \frac{1}{(\frac{b_f}{2})^2 t_f} (7 \sqrt{\frac{D_L^f D_T^f}{1 + 4.12 \zeta_{I-flange}}} + 12 D_S^f) \quad (B.7)$$

$$\zeta_{I-flange} = \frac{D_T^f}{k_{I-flange} (\frac{b_f}{2})} \quad (B.8)$$

$$k_{I-flange} = \frac{D_T^w}{d_w} \left(1 - \frac{(\sigma_{free}^{ss})_f}{E_L^w} (\sigma_{ss}^{ss})_w\right) E_L^f \quad (B.9)$$

$$(\sigma_{free}^{ss})_f = \frac{4(t_f^2)}{b_f^2} G_{LT} \quad (B.10)$$

$$(\sigma_{ss}^{ss})_w = \frac{2\pi^2}{t_w (d_w)^2} (\sqrt{D_L^w D_T^w} + D_{LT}^w + 2D_S^w) \quad (B.11)$$

Où  $\sigma_{local-flange}$  est la charge critique de flambement de l'aile,  $b_f$  est la largeur des ailes du profilé,  $t_f$  est l'épaisseur des ailes,  $t_w$  est l'épaisseur de l'âme,  $\zeta_{I-flange}$  est le coefficient de restriction,  $k_{I-flange}$  est le coefficient de restriction en rotation de la jonction âme-aile,  $d_w$  est la hauteur de l'âme (distance entre les centres des ailes),  $(\sigma_{free}^{ss})_f$  est la charge critique de flambement de l'aile en supposant aucune restriction,  $(\sigma_{ss}^{ss})_w$  est la charge critique de flambement de l'âme en supposant la jonction âme-aile simplement supportée.  $D_L$ ,  $D_T$ ,  $D_{LT}$ ,  $D_S$  sont les rigidités en flexion de l'âme ou de l'aile. [Kollar, 2003] propose en plus un moyen d'évaluer qui de l'aile ou de l'âme flambe, ainsi qu'une expression explicite tel que l'équation B.7

### B.2.3 Interaction entre le flambement local et global

Pour des longueurs de colonnes intermédiaires, une structure peut flamber bien avant sa contrainte de flambement local et global [Barbero *et al.*, 2000]. Après avoir remarqué que la contrainte critique était plus faible que la charge critique d'Euler et la charge critique de flambement local via une série de tests, [Barbero et Tomblin, 1994] ont mis en évidence ce phénomène et ont développé une équation représentant cette interaction. En reprenant les équations d'interaction pour le bois, présentées par [Zahn, 1992], [Barbero et Tomblin, 1994] ont abouti aux équations suivantes :

$$P_{cr} = k_i P_{local} \quad (B.12)$$

$$k_i = k_\lambda - \sqrt{k_\lambda^2 - \frac{1}{c\lambda^2}} \quad (B.13)$$

$$k_\lambda = \frac{1 + \left(\frac{1}{\lambda}\right)^2}{2c} \quad (\text{B.14})$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{P_{local}}{P_{global}}} \quad (\text{B.15})$$

Où  $P_{cr}$  est la charge critique de flambement,  $\lambda$  est le coefficient d'élanement et  $c$  est une constante dite d'interaction, servant à ajuster l'équation. [Barbero et Tomblin, 1994] proposent une valeur de  $c=0.84$  pour les colonnes testées. La figure B.1 montre les courbes théoriques et celles de l'interaction pour  $c=0.65$  [Barbero *et al.*, 2000]. [CNR-DT, 2008] prend en compte l'interaction entre le flambement local et le flambement global dans son guide de conception et de construction de structures en FRP. Lorsque  $\lambda=1$  l'interaction entre le flambement global et le flambement local est maximale, correspondant à  $P_{local} = P_{global}$ . [Vanevenhoven *et al.*, 2010] notent que pour  $\lambda \leq 0.2$ , l'écrasement de la colonne est le mode dominant.

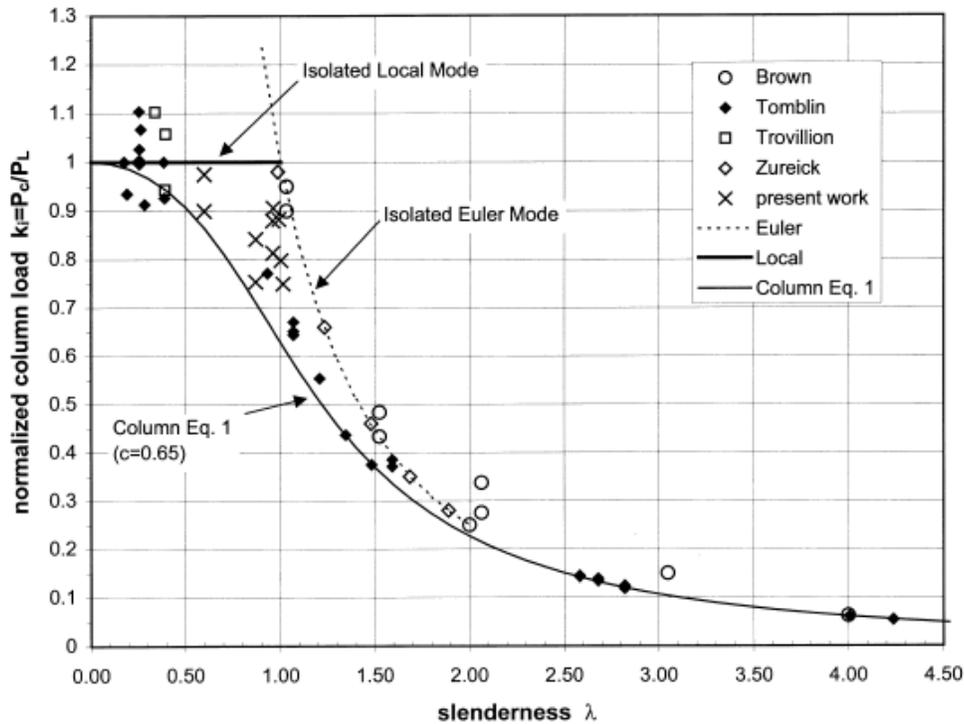


Figure B.1 Charge critique de colonnes sujettes à une compression axiale

### B.2.4 Résistance en flexion-torsion

Tout comme le prévoit la norme canadienne, 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 elles plus sensibles à ce mode de flambement.

[Zureick et Steffen, 2000] proposent des équations pour les cornières :

- Pour le flambement en flexion :

$$P_n = \frac{\pi^2 E_L}{\left(\frac{K_z L_z}{r_z}\right)^2} A_g \quad (\text{B.16})$$

Où  $z$  est l'axe mineur principal.

- Pour le flambement en flexion-torsion :

$$P_n = 0.9 \frac{G_{LT}}{\left(\frac{b}{t}\right)^2} A_g \quad (\text{B.17})$$

Où  $G_{LT}$  est le module de cisaillement dans le plan.

[Bank, 2006] rappelle l'expression de la contrainte critique de flambement en flexion-torsion dans le cas des autres profilés, négligeant l'effet des déformations dues au cisaillement :

$$\sigma_{cr}^{tor} = \frac{1}{I_p} \left[ \frac{\pi^2 E_L C_\omega}{(k_\omega L)^2} + G_{LT} J \right] \quad (\text{B.18})$$

Où  $I_p$  est le moment d'inertie de la section,  $J$  est la constante de torsion,  $C_\omega$  est la constante de gauchissement,  $k_\omega$  est un coefficient de restriction en torsion,  $L$  est la longueur non supportée.

### B.2.5 Résistance en compression selon l'*Eurocomp*

Cette partie traite de la procédure de conception à adopter dans le cadre de l'utilisation de l'*Eurocomp*. Les éléments sont soumis à une compression axiale, avec ou sans flexion. Les effets de torsion sont ici négligés. De plus, les effets du second ne sont pas pris en compte, mais devraient être toutefois considérés.

Pour des éléments en compression axiale, la valeur de la charge de compression  $N_{c,Sd}$  dans chacune des sections, doit vérifier :

$$N_{c,Sd} \leq N_{c,Rd} \quad (\text{B.19})$$

Où  $N_{c,Rd}$  est la résistance en compression de la section prise comme le minimum de :

- la résistance ultime de la section :

$$N_{c,Rd} = \frac{A\sigma_{c,R}}{\gamma_m} \quad (\text{B.20})$$

- la résistance au flambement global :

$$N_{c,Rd} = \frac{k\pi^2 E_{x,d} I_{zz}}{L^2 \gamma_m} \quad (\text{B.21})$$

Où :

$I_{zz}$  est le moment d'inertie de la section selon l'axe mineur Z-Z.

$k = 1$  pour des sections dont les extrémités sont rotulées.

$k = 4$  pour des sections dont les extrémités sont encastées.

- la résistance au flambement local de la section :

$$N_{c,Rd} = \frac{A_{eff}\sigma_{c,cr}}{\gamma_m} \quad (\text{B.22})$$

Où :

$A_{eff}$  est l'aire effective de la section.

$\sigma_{c,cr}$  est le minimum de la résistance au flambement de chaque élément constituant la membrure pris individuellement et définie de cette manière :

- Pour un élément de la section pouvant être défini comme une longue plaque rectangulaire dont les deux côtés non chargés sont simplement supportés :

$$\sigma_{c,cr,y} = 2\pi^2 \frac{\sqrt{D_x D_y} + H_0}{tb^2} \quad (\text{B.23})$$

où :

$$H_0 = 0.5(\nu_{xy} D_y + \nu_{yx} D_x) + 2\left(\frac{G_{xy} t^3}{12}\right)$$

$b$  est la largeur effective de la plaque.

$t$  est l'épaisseur de la plaque.

$D_x$  et  $D_y$  sont les rigidités en flexion de la plaque avec :

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

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

- Pour un élément de section pouvant être défini comme une longue plaque rectangulaire dont un côté est libre et l'autre est rotulé :

$$\sigma_{c,cr,y} = \pi^2 \frac{D_x \left(\frac{b}{a}\right)^2 + 12 \frac{D_{xy}}{\pi^2}}{tb^2} \quad (\text{B.24})$$

Où :

a est la demi-longueur d'onde de flambement et pris égale à la longueur de la plaque,

b est la largeur effective de l'élément plaque,

t est l'épaisseur de la plaque.

$D_x$  et  $D_y$  sont définis ci-dessus et :

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

- Pour les sections tubulaires avec  $\frac{r}{t} > 10$  :

$$\sigma_{c,cr,y} = \frac{0.25 E_{x,c,k} t}{r} \quad (\text{B.25})$$

Où :

$E_{x,c,k}$  est le module d'élasticité caractéristique en compression,

t est l'épaisseur du tube,

r est le rayon moyen du tube.

## B.3 Résistance en flexion selon l'Eurocomp

La sous-section suivante a trait à la conception à l'état limite ultime des membrures en flexion. La conception de la résistance en flexion prend en compte différents types de ruptures :

- par flexion pure,
- par flambement local,
- par déversement latéral.

L'*Eurocomp* propose une série d'équations de résistance à la flexion pure, au cisaillement, et aux différents états d'instabilité.

La valeur du moment interne de flexion de conception à la section  $M_{Sd}$  doit vérifier :

$$M_{Sd} \leq M_{Rd} \quad (\text{B.26})$$

Où  $M_{Rd}$  est le moment résistant en flexion défini comme étant le minimum de :

- le moment résistant ultime de la section brute :

$$M_{Rd} = \frac{W_t \sigma_{t,k}}{\gamma_m} \quad (\text{B.27})$$

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

- la résistance au flambement local de la section brute :

$$M_{Rd} = \frac{M_{c,cr}}{\gamma_m} = \frac{W_c \sigma_{c,k}}{\gamma_m} \quad (\text{B.28})$$

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 au flambement local de la section défini comme :

$$\min \left( \frac{\sigma_{c,cr,y} I_y}{c}, \frac{\sigma_{x,cr,b} I_y}{c} \right) \quad (\text{B.29})$$

où  $\sigma_{c,cr,y}$  est défini par B.23, B.24 et B.25.

et  $\sigma_{x,cr,b}$  est :

- pour des matériaux isotropes :

$$\sigma_{x,cr,b} = \frac{k\pi^2 E \left(\frac{t_w}{d_w}\right)^2}{12(1 - \nu_{xy}^2)} \quad (\text{B.30})$$

Où  $k=23.9$

- pour des matériaux orthotropes :

$$\sigma_{x,cr,b} = \frac{k\pi^2 D_x}{d_w^2 t_w} \quad (\text{B.31})$$

Où si l'âme est considérée encastree aux ailes

alors  $k = 50$  si  $D_y/D_x = 1$  sinon  $k = 20$  si  $D_y/D_x = 0.5$

- le moment résistance au déversement latéral

$$M_{Rd} = \frac{M_{b,cr}}{\gamma_m} \quad (\text{B.32})$$

Où  $M_{b,cr}$  est le moment résistant critique au déversement latéral obtenu par :

$$M_{b,cr} = C_1 P_{ey} \left[ k \frac{I_w}{I_{zz}} + \frac{GJ}{P_{ey}} \right]^{0.5} \quad (\text{B.33})$$

où :

$P_{ey}$  est le flambement critique d'Euler selon l'axe faible

$$P_{ey} = \frac{\pi^2 E_{z,b,d} I_{zz}}{(KL)^2} \quad (\text{B.34})$$

L longueur non retenue latéralement de la poutre ;

$I_{zz}$  est le moment d'inertie de la poutre selon l'axe faible ;

J est le moment d'inertie de torsion ;

$I_w$  est la constante de gauchissement ;

$E_{z,b,k}$  est le module d'élasticité selon l'axe faible ;

G est le module d'élasticité en cisaillement ;

K est le facteur de longueur effective 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) ;

$C_1$  est un facteur dépendant du chargement et des conditions limites.

## B.4 Résistance en cisaillement

L'*Eurocomp* prend aussi en compte la conception de résistance en cisaillement.

- L'effort tranchant  $V_{Sd}$  doit vérifier :

$$V_{Sd} \leq V_{Rd} \quad (\text{B.35})$$

Où  $V_{Rd}$  est la la résistance de conception en cisaillement calculée par :

$$V_{Rd} = \frac{A_v \tau_{xy,k}}{\gamma_m} \quad (\text{B.36})$$

où  $A_v$  est l'aire de la section résistante à l'effort tranchant et  $\tau_{xy,k}$  est la résistance caractéristique du laminé à l'effort tranchant.

- la contrainte de cisaillement dans l'âme  $\tau_{xy}$  doit vérifier :

$$\tau_{xy} \leq \tau_{xy,cr,b} \quad (\text{B.37})$$

La contrainte critique de flambement d'une plaque rectangulaire soumise à une contrainte en cisaillement en plan doit être :

- pour des matériaux isotropes :

$$\tau_{xy,cr,b} = \frac{k\pi^2 E \left(\frac{t_w}{d_w}\right)^2}{12(1-\nu^2)} \quad (\text{B.38})$$

où  $k = 5.35$  pour des plaques simplement supportées  $\frac{a}{b}$  et  $k = 8.98$  pour des plaques avec les bords encastés  
et  $a$  et  $b$  sont respectivement la longueur et la largeur de la plaque.

- pour des matériaux orthotropes :

$$\tau_{cr} = \frac{4k(D_x D_y^3)^{0.25}}{d_w^2 t_w} \quad (\text{B.39})$$

où :

$$k = 8$$

$D_x$  et  $D_y$  sont définies comme :

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

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

## B.5 Connexion

Dans cette sous-section sont discutées les méthodes de connexions de profilés en PRF dans la fabrication des treillis, des différents types de ruptures pouvant s'y produire. Une courte présentation des méthodes de conception des connexions et de quelques recommandations sera faite.

### B.5.1 Les méthodes de connexions

[Bank, 2006] présente plusieurs types de connexion conventionnelle. Dans le cadre de l'étude de la conception d'une tête de pylône en matériau composite, l'étude des connexions sera limitée aux connexions dans un treillis. Trois types de connexions ou de liaisons existent :

- liaison mécanique ;
- liaison collée ;
- liaison combinée.

Les liaisons collées seulement sont rarement utilisées dans le domaine des PRF. A contrario, les liaisons combinées sont préférées et souvent recommandées par les fabricants. En effet l'ajout de colle permet d'améliorer certains points comme la rigidité et la résistance au glissement de la connexion. Cependant ce type de liaison réduit la ductilité ce qui peut causer une rupture fragile à l'opposé des connexions boulonnées où la rupture est bien de type ductile.[Mottram et Zheng, 1996]

Pour ces raisons et pour les raisons suivantes nous utiliserons par la suite les connexions mécaniques de type boulonné qui présentent de nombreux avantages :

- L'assemblage est relativement facile et connue des personnes travaillant généralement avec le bois ou l'acier ;
- L'assemblage peut être fait sur le terrain comme en usine et aucune préparation de surface n'est nécessaire ;
- Les connexions sont faciles à inspecter ;
- L'assemblage peut être désassemblé.

Dans le cas d'un pylône, les lignes d'action des forces axiales se rencontrent en un point et les membrures, sections creuses et cornières, seront soit connectées directement les unes aux autres si les membrures se recouvrent soit indirectement via une plaque ou un gousset. Dans le cas d'une connexion directe, les boulons traversent de part en part toutes les membrures dans la zone de connexion.

En plus des types de connexions décrites ci-dessus, plusieurs fabricants produisent et brevettent leur système de connexion afin d'éviter la concentration de contrainte développée par les boulons. Goldsworthy engineering a développé un type de joint : le "snap joint". La figure B.2 montre une membrure en forme de "fir-tree" dont la forme empêche toute concentration de contrainte. Ce type de liaison est utilisé par [Yeh et Yang, 1997] dans la construction d'un pylône en matériaux composites.

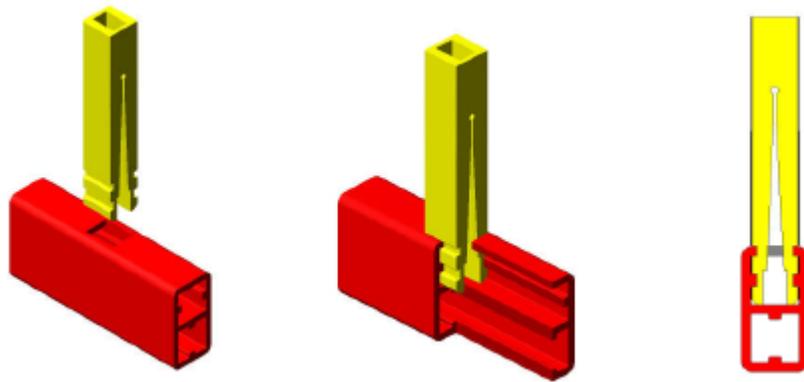


Figure B.2 Assemblage par "Snap joint" [Hiel, 2008]

## B.5.2 Les méthodes de conception

Les connexions boulonnées sont susceptibles de céder selon quatre modes de rupture (figure B.3).

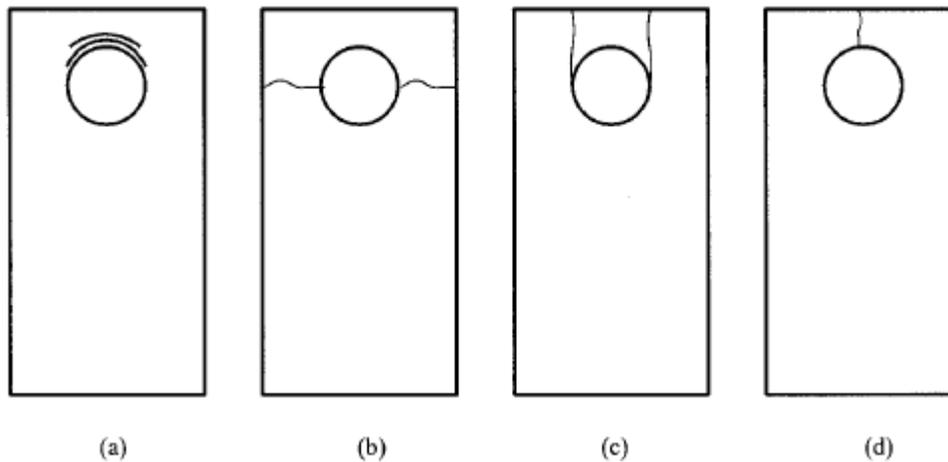


Figure B.3 Modes de rupture pour un assemblage boulonné : a) pression diamétrale b) traction en aire nette c) cisaillement d) clivage

L'étude des connexions se fait via trois paramètres : la largeur  $w$ , la distance entre le centre du trou et le bord de la membrure  $e$  et le diamètre du trou  $d$ . [Wang, 2002] montre l'influence de ces trois paramètres sur le mode de rupture. Pour éviter une rupture en tension en aire nette, on privilégiera une plus grande valeur de  $\frac{w}{d}$  ou bien de  $w$ . La rupture par cisaillement survient pour des faibles valeurs de  $e$ . La pression diamétrale augmente lorsque le diamètre du trou diminue. De plus le mode de rupture peut passer du cisaillement au clivage puis à la pression diamétrale en fonction de  $e$ . [Rosner et Rizkalla, 1995] étudient l'effet des ratios  $\frac{e}{d}$  et  $\frac{w}{d}$  sur l'efficacité de la connexion et ce pour deux types de ruptures (pression diamétrale et rupture en aire nette). Ils proposent, afin d'optimiser une valeur  $\frac{d}{w} \simeq 3$  et  $\frac{e}{d} = 5$ .

[Bank, 2006] rappelle les expressions des contraintes pour différents types de rupture :

- contrainte de la pression diamétrale :

$$\sigma_{br} = \frac{P_b}{d_b t_{pl}} \quad (\text{B.40})$$

Où  $P_b$  est la charge reprise par un boulon,  $d_b$  est le diamètre du boulon et  $t_{pl}$  est l'épaisseur de la membrure.

- contrainte de traction en aire nette :

$$\sigma_{net} = \frac{P_t}{A_{net}} \quad (\text{B.41})$$

Où  $P_t$  est la charge reprise par la membrure entière et  $A_{net}$  est :

$$A_{net} = t_{pl}(w - nd_h) \quad (\text{B.42})$$

Où  $n$  est le nombre de boulons dans une rangée, et  $w$  est la largeur de la plaque à la section critique,  $d_h$  est le diamètre du trou et  $t_{pl}$  est l'épaisseur de plaque.

- contrainte de cisaillement pour une connexion à un boulon :

$$\tau_{shear-out} = \frac{P_b}{2t_{pl}e} \quad (\text{B.43})$$

Où  $P_b$  est la charge transférée,  $e$  est la distance au bord et  $t_{pl}$  est l'épaisseur de la membrure.

La répartition des efforts sur les différentes colonnes de boulons n'est pas uniforme. L'*Eurocomp* prend en compte cette non uniformité et fournit dans le cas de charges concentriques un rapport de distribution d'après le tableau B.2.

Tableau B.2 Distribution de la charge dans les boulons de joints multi-colonnes, *Eurocomp*

Rapport de distribution					
Nombre de colonnes	Type d'assemblage	Colonne 1	Colonne 2	Colonne 3	Colonne 4
1	PRF-PRF	1.0			
	PRF-Métal	1.0			
2	PRF-PRF	1.0	1.0		
	PRF-Métal	1.15	0.85		
3	PRF-PRF	1.1	0.8	1.1	
	PRF-Métal	1.5	0.85	0.65	
4	PRF-PRF	1.2	0.8	0.8	1.2
	PRF-Métal	1.7	1.0	0.7	0.6
> 4	Pas recommandé				



# ANNEXE C

## Étude de la position d'équilibre pour un canton de plusieurs portées pour l'isolateur rotulé

L'algorithme propose d'étudier pour différents types de charge la position d'équilibre d'un canton de  $n$  portées. Dans cette partie, le nom des variables utilisées diffère de la nomenclature proposée pour le reste du document, afin de simplifier et d'alléger le programme.

### C.1 Étape 1 : Les données du problème

Les données sont présentées dans le tableau C.1

Tableau C.1 Première partie du code

Partie 1 : données du problème adaptées à l'isolateur rotulé	
$l$	Longueur de la portée en m
$S_0$	Longueur initiale du <i>câble</i> en m
$b$	Dénivelé entre les portées ( $b=0$ )
$H_{initiale}$	Tension horizontale de réglage en N
$T_{ext}$	Température extérieure en $^{\circ}C$
$T_{int}$	Température intérieure du <i>câble</i> en $^{\circ}C$
$A$	Section du <i>câble</i> en $mm^2$
$E$	Module d'élasticité du <i>câble</i> en MPa
$L$	Longueur de l'isolateur en m
$H_{iso}$	Hauteur de l'isolateur en m
$X$	Espacement de l'isolateur en m
$\epsilon$	critère de convergence en N
$\alpha$	Coefficient de dilatation thermique en $m/^{\circ}C$
$n$	Nombre de portées
$m$	Nombre de colonnes des matrices
$\beta$	Orientation du vent ( $90^{\circ}$ = perpendiculaire)
$p_{vent}$	Pression du vent en Pa
$w_{nu}$	Charge linéique verticale du <i>câble</i> nu
$w_{givre}$	Charge linéique verticale du <i>câble</i> chargé

```
l=500; % portée du câble en m
S0=500.5858; % longueur du câble à la pose en m
b=0; % dénivelé entre point d'attache d'une portée en m
Hinitiale=33230; % valeur de la tension horizontale en N lorsque le câble
% est nu
T=-5; % température extérieure en  $^{\circ}C$ 
```

```
Tt=15; % température du tore °C
f=14; % flèche moyenne en m
dcable=0.0305; % diamètre du câble en m
epgivre=0.02; % épaisseur de givre sur le câble en m
A=570.22; % aire total du câble en mm2
% (sans les espaces vides entre les torons)
E=54000; % module d'élasticité équivalent du câble en MPa
L=1.5; % longueur de l'isolateur en m
Hiso=1.25; % hauteur de l'isolateur en m
X=1.2; % espacement de l'isolateur en m
theta = atan(X/Hiso); % angle d'inclinaison de l'axe de rotation de
% l'isolateur rotulé
epsilonh=0.01; % critère de convergence de force de l'algorithme en N
alpha=23*10^-6; % coefficient de dilatation du câble /°C
dT=T-Tt; % différence de température entre le câble et l'extérieur
dTh=dT.*alpha; % allongement thermique
Visolateur =(0.07^2)*pi()*9.81/4*3000*(1.5+sqrt(Hiso^2+(L-X)^2));
% poids approximatif de l'isolateur rotulé
```

## C.2 Étape 2 : Création des matrices vides (l'indice m précise que ce sont des matrices)

Des matrices sont utilisées afin de stocker les informations calculées pour chaque isolateur et portée. Les matrices sont rectangulaires. n est le nombre de portées et n-1 est le nombre d'isolateurs. m est le nombre d'itérations fixé par avance. Si l'algorithme ne converge pas avant m on augmentera sa valeur. On crée ainsi des matrices vides (cela permet d'alléger l'algorithme plutôt que de créer des matrices de taille variable). Exemple, la matrice Hm stocke la tension horizontale de chaque portée. Ainsi Hm(i,j) est la tension horizontale de la ième portée à la jième itération.

```
%%Creation matrice de données
n=8;% nombre de portées
m=200;%n ombre d'itérations
betadegree=90; % angle d'orientation du vent en degré
pvent=180; % pression du vent en Pa
beta=betadegree*pi()/180; % angle d'orientation du vent en radian :
% 0=parallèle à la ligne
wnu=15.46; % charge linéique agissant sur le câble nu en N/m
wchargegivre=wnu+9.45; % charge linéique du câble chargé en N/m
am=zeros(n,m+1); % ensemble des portées
% (distance horizontale entre deux isolateurs) à chaque étape
bm=zeros(n,m+1); % ensemble des dénivelé à chaque étape pour chaque portée
cm=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
```

```

Pm=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
Hm=zeros(n,m+1); % ensemble des tensions horizontales
% à chaque étape pour chaque portée
qm=zeros(n,m+1); % ensemble des charges linéiques résultantes
% à chaque étape pour chaque portée
qm1=zeros(n,m+1); % ensemble des charges linéiques verticales
% à chaque étape pour chaque portée
Zm=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
Snm=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
Tnm=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
TMnm=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
TMm=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
Sm=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
s1m=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
s2m=zeros(n,m+1); % utilisé pour le calcul de la tension horizontale
Vm=zeros(n-1,m+1); % ensemble des poids exercés sur chaque isolateur
% à chaque étape dans le plan de la résultante des charges
Wm=zeros(n-1,m+1); % ensemble des charges verticales exercés
% sur chaque isolateur à chaque étape
Ki=zeros(n-1,m+1); % ensemble des rigidités des isolateurs à chaque étape
% pour chaque portée
Kw=zeros(n,m+1); % ensemble des rigidités des câbles
% à chaque étape pour chaque portée
K=zeros(n-1,m+1); % ensemble des rigidités totales à chaque étape et
% à chaque isolateur
deltam=zeros(n,m+1); % ensemble des différences de tension
% à chaque étape et pour chaque isolateur
alpham =zeros(n,m+1); % ensemble des angles de rotation
% de chaque isolateur à chaque étape
deplacementm=zeros(n-1,m+1); % ensemble des déplacements longitudinaux
% à chaque étape et pour chaque isolateur
deplacementtotalm=zeros(n-1,m+1); % ensemble des déplacements
% longitudinaux cumulés à chaque étape et pour chaque isolateur
deplacementym=zeros(n-1,m+1); % ensemble des déplacements transversaux
% à chaque étape et pour chaque isolateur
deplacementzm=zeros(n-1,m+1); % ensemble des déplacements verticaux
% à chaque étape et pour chaque isolateur
chargesvent=zeros(1,n); % ensemble des charges de vent à chaque étape sur
% le canton
wxvent=zeros(1,n); % ensemble des charges linéiques longitudinales de vent
% pour chaque portée
wyvent=zeros(1,n); % ensemble des charges linéiques transversales de vent
% pour chaque portée
Fyvent=zeros(1,n-1); % ensemble des charges transversales de vent
% pour chaque portée

```

```
Fxvent=zeros(1,n-1); % ensemble des charges longitudinales de vent
% pour chaque portée
chargesgivre=zeros(1,n);% matrice de répartition des charges
% dissymétriques
```

### C.3 Étape 3 : Initialisation du problème (j=1,2)

Choix des portées (i) chargées en vent et/ou en givre

```
for i = 1:8
chargesvent(1,i)=1;
end
% chargesvent(1,i)=1 signifie que la ième portée est chargée en vent;
% 0 signifie l'absence de charge
for i =1:4
chargesgivre(1,i)=1; charge supplémentaire
end
%chargesgivre(1,i)=1 signifie que la ième portée est chargée en givre;
% 0 signifie l'absence de charge

% Définition des charges linéiques verticales qm1 pour chaque portée
for i = 1:n
for j = 2:m+1
if chargesgivre(1,i) == 1
qm1(i,j)=wchargegivre;
else
qm1(i,j)=wnu;
end
end
end

% Définition des charges linéiques de vent wx et wy pour chaque portée
for i = 1:n
if and(chargesgivre(1,i)==1, chargesvent(1,i)==1)
wyvent(1,i)=pvent*(dcable+2*epgivre)*sin(beta)^2;
wxvent(1,i)=pvent*(dcable+2*epgivre)*cos(beta)^2*14/500;
elseif and(chargesgivre(1,i)==0, chargesvent(1,i)==1)
wyvent(1,i)=pvent*dcable*sin(beta)^2;
wxvent(1,i)=pvent*dcable*cos(beta)^2*f/l;
else
wyvent(1,i)=0;
wxvent(1,i)=0;
end
```

```

end

% Définition des forces de vent
for i =1 : n-1
    Fyvent(1,i)=(wyvent(1,i)+wyvent(1,i+1))*1/2;
    Fxvent(1,i)=(wxvent(1,i)+wxvent(1,i+1))*1/2;
end

%Définition de la charge linéique résultante
for i = 1:n
    for j = 2:m+1
        if chargesvent(1,i) == 1
            qm(i,j)=sqrt(wxvent(1,i)^2+wyvent(1,i)^2+qm1(i,j)^2);
        else
            qm(i,j)=qm1(i,j);
        end
    end
end

%Définition de la première colonne = état initial pour chaque portée
for j = 1:m+1
    for i=1:n
        am(i,1)=1;
        qm(i,1)=wnu;
    end
end

for i =1:n
    cm(i,1)=sqrt(am(i,1).^2);
    Hm(i,1)=Hinitial;
    Pm(i,1)=Hm(i,1)/qm(i,1);
    Zm(i,1)=am(i,1)/(2.*Pm(i,1));
    Snm(i,1)=2.*Pm(i,1).*sinh(Zm(i,1));
    Tnm(i,1)=Hm(i,1).*cosh(Zm(i,1));
    TMnm(i,1)=1/2.*(Hm(i,1).*am(i,1)+Tnm(i,1).*Snm(i,1))./Snm(i,1);
    Sm(i,1)=sqrt(Snm(i,1).^2);
    s1m(i,1)=Sm(i,1)/2-bm(i,1)/Snm(i,1)*Tnm(i,1)/qm(i,1);
    s2m(i,1)=Sm(i,1)/2+bm(i,1)/Snm(i,1)*Tnm(i,1)/qm(i,1);
    Vm(i,1)=s2m(i,1)*qm(i,1)+s1m(i,1)*qm(i,1);
    TMm(i,1) = Sm(i,1) ./Snm(i,1) .*(TMnm(i,1)+bm(i,1).^2 ./
    Snm(i,1).^2.*Tnm(i,1));
    Kw(i,1) = cosh(qm(i,1)*1/(2*Hm(i,1)))/(1/Hm(i,1)*cosh(qm(i,1)*1/
    (2*Hm(i,1)))-2/qm(i,1)*sinh(qm(i,1)*1/(2*Hm(i,1)))+S0/A/E);
    %Rigidité du câble

```

```

end
for i=1:n-1
    Ki(i,1)=0; %rigidité de l'isolateur
end

% calcul de H à l'étape 0 (j=1) (câble nu pour Text) et du H à
% l'étape 1 (j=2) avec les nouvelles charges linéiques.
for j=1:2
    for i = 1:n
        a1=1000; b1=200000;% a1 et b1 bornes de l'intervalle pour la dichotomie
        dpl=0;
        et=0;
        TMint=0;
        dT=T-Tt;
        dTh=dT.*alpha;
        while abs((Sm(i,j)-S0)/S0-et)>10^-6 % Critère de convergence Sext-Sint=0
            Hm(i,j)=(a1+b1)/2;
            % on prend un H initial (milieu de l'intervalle ouvert ]a1,b1[ pour
            % annuler Sext-Sint puis on calcule le nouveau TM (tension moyenne
            % dans le câble) qui permet de calculer la déformation interne.
            Pm(i,j) = Hm(i,j)./qm(i,j);
            Zm(i,j) = 1/(2.*Pm(i,j));
            Snm(i,j) = 2.*Pm(i,j).*sinh(Zm(i,j));
            Tnm(i,j) = Hm(i,j).*cosh(Zm(i,j));
            TMnm(i,j) = 1/2.*(Hm(i,j).*1+Tnm(i,j).*Snm(i,j))./Snm(i,j);
            Sm(i,j) = sqrt(Snm(i,j).^2+bm(i,j).^2);
            s1m(i,j) = Sm(i,j)/2-bm(i,j)/Snm(i,j)*Tnm(i,j)/qm(i,j);
            s2m(i,j) = Sm(i,j)/2+bm(i,j)/Snm(i,j)*Tnm(i,j)/qm(i,j);
            TMm(i,j) = Sm(i,j)./Snm(i,j).*(TMnm(i,j)+bm(i,j).^2./
            Snm(i,j).^2.*Tnm(i,j));
            et=TMm(i,j)/E/A+dTh;
            if (Sm(i,j)-S0)/S0-et>0 % si (Sm(i,j)-S0)/S0-et>0 signifie que H
                a1=(a1+b1)/2; % est trop petit donc on modifie l'intervalle
                ]a1,b1[
            else b1=(a1+b1)/2;
            end
        end
    end
end % une fois la valeur de H pour j=1 calculée on fait de même à j=2;
% Pour l'instant aucun déplacement n'est calculé.
% Les déplacements surviennent après j=2.
end

```

## C.4 Étape 4 : Calcul des déplacements après j=2 pour chaque isolateurs

```

j=2;
for i=1:n
    if i<n % il y a n-1 isolateurs et n câbles
        am(i,j)=1; %aucun déplacement n'a eu lieu donc am(i,2)=1
        Wm(i,j)=1/2*qm1(i,j)+1/2*qm1(i+1,j)+Visolateur/2;
        Wm(n,j)=0;
        alphas(i,j)=0; %aucun déplacement n'a eu lieu donc alphas(i,2)=0
        Ki(i,j)=(Wm(i,j)*sin(theta)-Fyvent(1,i)*cos(theta))/
            (L*cos(theta)*cos(alphas(i,j))^3);
        deltam(i,j)=Hm(i,j)-Hm(i+1,j)-Fxvent(1,i); % l'équation est
        % modifiée à partir de j=3 car l'isolateur reprend de l'effort
        % longitudinal
        Kw(i,j) = cosh(qm(i,j)*am(i,j)/(2*Hm(i,j)))/(am(i,j)/
            Hm(i,j)*cosh(qm(i,j)*am(i,j)/(2*Hm(i,j)))-2/qm(i,j)*sinh(qm(i,j)
            *am(i,j)/(2*Hm(i,j)))+S0/A/E);
    else
        am(i,j)=1;
        Kw(i,j) = cosh(qm(i,j)*am(i,j)/(2*Hm(i,j)))/
            (am(i,j)/Hm(i,j)*cosh(qm(i,j)*am(i,j)/(2*Hm(i,j)))-2/qm(i,j)
            *sinh(qm(i,j)*am(i,j)/(2*Hm(i,j)))+S0/A/E);
    end
end
end

for i= 1:n-1
    K(i,j)=Kw(i,j)+Ki(i,j)+Kw(i+1,j); % rigidité totale à chaque point
    % d'attache entre un isolateur et 2 câbles
end

% le premier tableau aux conditions initiales est rempli,
% on peut calculer le déplacement
for i=1:n-1
    deplacementm(i,j) = deltam(i,j)/K(i,j); %n-1 équations F=ku, avec
    % k et F connus
    deplacementtotalm(i,j)=deplacementm(i,j);
    deplacementym(i,j-1)= L*cos(theta)*(1-cos(alphas(i,j)))*cos(theta);
    deplacementzm(i,j-1)= sin(theta)*L*cos(theta)*(1-cos(alphas(i,j)));
end

```

## C.5 Étape 5 : Calcul de l'équilibre du canton

On calcule les nouvelles tensions (corrigées) grâce aux déplacements calculés

```

j=3;
delta=max(abs(deltam));
% critère de convergence de force : deltam < epsilonh pour chaque noeud

while delta(j-1) > epsilonh; % condition nécessaire et suffisante de
    % convergence. Tant que cette condition
    % n'est pas vérifiée on incrémente j
    % Étape 1 - on recalcule les portées et l'angle décrit par
    % l'isolateur

    for i=1:n
        if i==1
            am(i,j)=am(i,j-1)-deplacementm(i,j-1);
            Wm(i,j)=1/2*qm1(i,j)+1/2*qm1(i+1,j)+Visolateur/2;
            Wm(n,j)=0;
        elseif i>1 && i < n
            Wm(i,j)=1/2*qm1(i,j)+1/2*qm1(i+1,j)+Visolateur/2;
            am(i,j)=am(i,j-1)+deplacementm(i-1,j-1)-deplacementm(i,j-1);
        elseif i==n
            am(n,j)=am(n,j-1)+deplacementm(n-1,j-1);
        end
    end
end
for i=1:n-1
    alphas(i,j)=asin(deplacementtotalm(i,j-1)/(L*cos(theta)));
end

% Étape 2- calcul des tensions horizontales corrigées

for i=1:n
    TMint=0;
    dpl=0;
    et=0;
    a1=1000;%définition des bornes de l'intervalle contenant Hm
    b1=150000;
    while abs((Sm(i,j)-S0)/S0-et)>10^-11
        Hm(i,j)=(a1+b1)/2;
        Pm(i,j) = Hm(i,j)./qm(i,j);
        Zm(i,j) = am(i,j)/(2.*Pm(i,j));
        Snm(i,j) = 2.*Pm(i,j).*sinh(Zm(i,j));
        Tnm(i,j) = Hm(i,j).*cosh(Zm(i,j));
        TMnm(i,j) = 1/2.*(Hm(i,j).*am(i,j)+Tnm(i,j).*Snm(i,j))./Snm(i,j);
        Sm(i,j) = sqrt(Snm(i,j).^2+bm(i,j).^2);
        s1m(i,j) = Sm(i,j)/2-bm(i,j)/Snm(i,j)*Tnm(i,j)/qm(i,j);
        s2m(i,j) = Sm(i,j)/2+bm(i,j)/Snm(i,j)*Tnm(i,j)/qm(i,j);
        TMm(i,j) = Sm(i,j)./Snm(i,j).*(TMnm(i,j)+bm(i,j).^2./

```

```

        Snm(i,j).^2.*Tnm(i,j));
        et=TMm(i,j)/E/A+dTh;
        if (Sm(i,j)-S0)/S0-et>0
            a1=(a1+b1)/2;
        else b1=(a1+b1)/2;
        end
    end
end

% Étape 3- calcul des rigidités
for i=1:n
    if i<n
        Ki(i,j)=(Wm(i,j)*sin(theta)-Fyvent(1,i)*cos(theta))/
            (L*cos(theta)*cos(alpham(i,j))^3);
        deltam(i,j)=Hm(i,j)-Hm(i+1,j)-Fxvent(1,i)-(Wm(i,j)*sin(theta)
            -Fyvent(1,i)*cos(theta))*tan(alpham(i,j));
        Kw(i,j) = cosh(qm(i,j)*am(i,j)/(2*Hm(i,j)))/
            (am(i,j)/Hm(i,j)*cosh(qm(i,j)*am(i,j)/(2*Hm(i,j)))-2/qm(i,j)*sinh(qm(i,j)
            *am(i,j)/(2*Hm(i,j)))+S0/A/E);
        else
            Kw(i,j) = cosh(qm(i,j)*am(i,j)/(2*Hm(i,j)))/
            (am(i,j)/Hm(i,j)*cosh(qm(i,j)*am(i,j)/(2*Hm(i,j)))-2/qm(i,j)*sinh(qm(i,j)
            *am(i,j)/(2*Hm(i,j)))+S0/A/E);
        end
    end
    for i= 1:n-1
        K(i,j)=Kw(i,j)+Ki(i,j)+Kw(i+1,j);
    end
    for i=1:n-1
        displacementm(i,j) = deltam(i,j)/K(i,j);
        displacementtotalm(i,j)=displacementm(i,j)+displacementtotalm(i,j-1);
        displacementym(i,j-1)= L*cos(theta)*(1-cos(alpham(i,j)))*cos(theta);
        displacementzm(i,j-1)= sin(theta)*L*cos(theta)*(1-cos(alpham(i,j)));
    end
    delta=max(abs(deltam));
    j=j+1;
end
end

```



# LISTE DES RÉFÉRENCES

- Albermani, F. ;Mahendran, M. S. (2004). Upgrading of transmission towers using a diaphragm bracing system. *Engineering Structures*, volume 26, numéro 6, p. 735–744.
- Anon (2005). Steel towers replaced with GRP. *Reinforced Plastics*, volume 49, numéro 3, p. 4.
- ASCE (1982). *Structural plastics design manual*. Numéro 63, ASCE Manual and Reports on Engineering Practice, New York, N.Y.
- ASCE (1985). *Structural plastics selection manual*. Numéro 66, ASCE Manual and Reports on Engineering Practice, New York, N.Y.
- ASCE (2003). *Recommended Practice for Fiber-Reinforced Polymer Products for Overhead Utility Line Structures*. Numéro 104, ASCE Manual and Reports on Engineering Practice.
- Baker, A., Bernstorf, R., del Bello, E., Hill, R., King, B., Phillips, A., Powell, D., Shaffner, D., Stewart, G. et Grisham, T. (2008). IEEE guide for braced insulator assemblies for overhead transmission lines 60 kV and greater. *IEEE Transactions on Power Delivery*, volume 23, numéro 2, p. 785 – 791.
- Baker, A. C. (2008). Braced insulator assemblies. *Transmission and Distribution Exposition Conference : 2008 IEEE PES Powering Toward the Future, PIMS 2008*.
- Baker, A. C. (2010). Design and application of braced high voltage insulator assemblies. *IEEE Electrical Insulation Magazine*, volume 26, numéro 2, p. 26 – 34.
- Bakis, C. E., Bank, L. C., Brown, V. L., Cosenza, E., Davalos, J. F., Lesko, J. J., Machida, A., Rizkalla, S. H. et Triantafillou, T. C. (2002). Fiber-reinforced polymer composites for construction - state-of-the-art review. *Journal of Composites for Construction*, volume 6, numéro 2, p. 73–87.
- Bank, L. (2006). *Composites for Construction Structural Design with FRP Materials*. Wiley and Sons.
- Bank, L. C. et Yin, J. (1996). Buckling of orthotropic plates with free and rotationally restrained unloaded edges. *Thin-Walled Structures*, volume 24, numéro 1, p. 83–96.
- Barbero, E. et Tomblin, J. (1994). A phenomenological design equation for FRP columns with interaction between local and global buckling. *Thin-Walled Structures*, volume 18, numéro 2, p. 117–31.
- Barbero, E. J. (1998). Prediction of compression strength of unidirectional polymer matrix composites. *Journal of Composite Materials*, volume 32, numéro 5, p. 483–502.
- Barbero, E. J., Dede, E. K. et Jones, S. (2000). Experimental verification of buckling-mode interaction in intermediate-length composite columns. *International Journal of Solids and Structures*, volume 37, numéro 29, p. 3919–34.

- Barbero, E. J. et Raftoyiannis, I. G. (1993). Local buckling of FRP beams and columns. *Journal of Materials in Civil Engineering*, volume 5, numéro 3, p. 339–355.
- Bernstorf, R. (2001). Composite braced line posts- mechanical considerations. *The ohio brass company*.
- Bhattarai, R., Haddad, A., Griffiths, H. et Harid, N. (2010). Voltage uprating of overhead transmission lines. *Universities Power Engineering Conference (UPEC), 2010 45th International*, p. 1–6.
- Braga, A., Braga, M., Da Veiga, D. et Da Silva Moreira, I. (2000). Upgrading and refurbishment of an energized transmission line. *2000 IEEE ESMO - 2000 IEEE 9th International Conference on Transmission and Distribution Construction, Operation and Live-Line Maintenance Proceedings. ESMO 2000 Proceedings. Global ESMO 2000. The Power is in Your Hands*, p. 11–20.
- Broschat, Myron ; Clayton, R. (1981). Compaction techniques applied to subtransmission line uprating 41.6 kV 115 kV. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, volume PAS-100, numéro 4, p. 1959–1965.
- Burnham, J.T. ;Givens, P. T. (1994). High strength polymer post insulators enable economical transmission lines with low environmental impact. *Proceedings of IEEE/PES Transmission and Distribution Conference*.
- CAN/CSA-C22.3 (2010). *Design criteria of overhead transmission lines*. Canadian Standards Association CAN/CSA-C22.3 NO. 60826 :10.
- CEI (2003). *Critères de conception des lignes aériennes de transport*. Norme Internationale CEI 60826 :2003.
- Chanal, A. (2000). *Lignes aériennes - Dimensionnement, volume base documentaire : 42267210*. Editions Techniques de l'ingénieur.
- CNR-DT (2008). *Guide for the Design and Construction of Structures made of FRP Pultruded Elements* (Rapport technique). National Research Council of Italy, Advisory Committee on Technical Recommendations for Construction, Rome, Italy.
- Cottureau, D., Arquero, R., Heras, J. et Fenosa, U. (2002). Utility retrofits towers to increase system voltage. *Transmission and Distribution World*, volume 54, numéro 3, p. 28 – 34.
- Daniel, I. M. et Ishai, O. (1994). *Engineering Mechanics of Composite Materials*. Oxford University Press, New York, N.Y.
- Dumora, D. ;Feldmann, D. M. (1990). Mechanical behavior of flexurally stressed composite insulators. *IEEE Electrical Insulation Magazine*, volume 5, numéro 2, p. 1066 – 1073.
- Dumora, D. ;Wright, S. (1992). Structural aspects of composite insulators for transmission systems. *IEE Colloquium on 'Structural Use of Composites in High Voltage Switchgear/Transmission Networks*, p. 1–4.
- Fiberline Composites A/S (2002). *Fiberline Design Manual*. Denmark.

- Gagné, V. (2011). *Utilisation de Profilés en Matériaux Composites dans les Lignes Aériennes de Transport d'énergie électrique*. Essai de maîtrise, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, Québec, Canada.
- Gay, D. (1997). *Matériaux composites*, 4<sup>e</sup> édition. Edition Hermès, collection matériaux, Paris 1997.
- Gençoglu, M. T. (2007). The comparaison of ceramic and non-ceramic insulators. *E-Journal of New World Sciences Academy*, volume 2, numéro 4, p. 274–294.
- Hashem, Z. A. et Yuan, R. L. (2000). Experimental and analytical investigations on short GFRP composite compression members. *Composites Part B : Engineering*, volume 31, numéro 6-7, p. 611–618.
- Hashem, Z. A. et Yuan, R. L. (2001). Short vs. long column behavior of pultruded glass-fiber reinforced polymer composites. *Construction and Building Materials*, volume 15, numéro 8, p. 369–378.
- Hausler, M. ; Schlayer, G. F. G. (1997). Augmentation de la capacité de transport de lignes aériennes par la transformation de courant triphasé en courant continu. *Revue ABB*, , numéro 3, p. 4–11.
- Hiel, C. (2008). *Snaplock Fiber Reinforced Composites Technology Applied to Overhead Sign Structures : Design, Construct and Test a Fiber Reinforced Composite Overhead Sign Truss* (Rapport technique CA07-0246). Composites Support and Solutions Inc, San Pedro, CA, 91 p.
- Holston, A. J. (1970). Buckling of orthotropic plates with one free edge. *AIAA Journal*, volume 8, numéro 7, p. 1352–1354.
- Hydro-Québec (2014a). *Hydroquebec.com*. <http://www.hydroquebec.com/comprendre/transport/types-pylones.html> (page consultée le 20 décembre 2013).
- Hydro-Québec (2014b). *Hydroquebec.com*. <http://www.hydroquebec.com/comprendre/notions-de-base/vocabulaire.html> (page consultée le 20 décembre 2013).
- ISIS-Canada (2007). *Reinforcing Concrete Structures with Fibre Reinforced Polymers*. Design Manual No 3.
- Keller, T. (1999). Towards structural forms for composite fibre materials. *Structural Engineering International : Journal of the International Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE)*, volume 9, numéro 4, p. 297–300.
- Kendall, D. (2007). Building the future with FRP composites. *Reinforced Plastics*, volume 51, numéro 5, p. 26–33.
- Kollar, L. P. (2002). Buckling of unidirectionally loaded composite plates with one free and one rotationally restrained unloaded edge. *Journal of Structural Engineering*, volume 128, numéro 9, p. 1202–1211.

- Kollar, L. P. (2003). Local buckling of fiber reinforced plastic composite structural members with open and closed cross sections. *Journal of Structural Engineering*, volume 129, numéro 11, p. 1503–1513.
- Légeron, F. (2005). *Théorie des câbles*. Document interne à la chaire HQ/RTE.
- Mackevich, J. ;Shah, M. (1997). Polymer outdoor insulating materials. part i : Comparison of porcelain and polymer electrical insulation. *IEEE Electrical Insulation Magazine*, volume 13, numéro 3, p. 5–12.
- Marginean, D., Mateescu, E., Wechsler, H., Florea, G. et Matea, C. (2011). Transforming existing 220 [kV double circuit line into 400 kV single circuit line in Romania. *2011 IEEE 12th International Conference on Transmission and Distribution Construction, Operation and Live- Line Maintenance (ESMO 2011)*, p. 6.
- Mark, D. V. et Bower, P. (1992). *Composite Materials*. Huntsville, Alabama.
- McCormick, F. C. (1988). Advancing structural plastics into the future. *Journal of professional issues in engineering*, volume 114, numéro 3, p. 335–343.
- Mottram, J. T. (1991). Evaluation of design analysis for pultruded fibre-reinforced polymeric box beams. *Structural engineer London*, volume 69, numéro 11, p. 211–220.
- Mottram, J. T. (2004). Determination of critical load for flange buckling in concentrically pultruded columns. *Composites Part B (Engineering)*, volume 35B, numéro 1, p. 35–47.
- Mottram, J. T. et Zheng, Y. (1996). State-of-the-art review on the design of beam-to-column connections for pultruded frames. *Composite Structures*, volume 35, numéro 4, p. 387–401.
- Mozer, J. (1983). *Longitudinal balanced loads on transmission line structures* (Rapport technique). Electric Power Research Institute, EPRI EL, Palo Alto, CA, 370 p.
- Narain, S., Mufti, D., Jacobs, B. et Naidoo, P. (2006). Uprating of 275 kV lines to 400 kV as part of a contingency plan for generation integration. *Transmission and Distribution Conference and Exposition : Latin America, IEEE/PES*, volume 1, numéro 6, p. 15–18.
- Pecce, M. et Cosenza, E. (2000). Local buckling curves for the design of FRP profiles. *Thin-Walled Structures*, volume 37, numéro 3, p. 207–222.
- Qiao, P., Davalos, J. F. et Wang, J. (2001). Local buckling of composite FRP shapes by discrete plate analysis. *Journal of structural engineering New York, N.Y.*, volume 127, numéro 3, p. 245–255.
- Qiao, P. et Shan, L. (2005). Explicit local buckling analysis and design of fiber-reinforced plastic composite structural shapes. *Composite Structures*, volume 70, numéro 4, p. 468–83.
- Ramalheiro, J. (2013). *Évaluation du comportement sismique des lignes aériennes de transport d'énergie électrique*. Mémoire pour le diplôme d'ingénieur, Polytech' Clermont, Aubières, France.

- Rosner, C. N. et Rizkalla, S. H. (1995). Bolted connections for fiber-reinforced composite structural members : Analytical model and design recommendations. *Journal of Materials in Civil Engineering*, volume 7, numéro 4, p. 232–238.
- Rte-France (2014). *rte-france.com*. <http://www.rte-france.com/fr/glossaire/r/rte-86-fr> (page consultée le 02 07 2014).
- Selvaraj, M., Kulkarni, S. et Babu, R. R. (2012). Structural evaluation of FRP pultruded sections in overhead transmission line towers. *International Journal Of Civil And Strucural Engineering*, volume 2, numéro 3, p. 934–940.
- Stewart (2003). Pultruded poles carry power. *Reinforced Plastics*, volume 47, numéro 1, p. 20–24.
- Strongwell Corporation (2007). *Strongwell Design Manual*. Bristol, Virginia, USA.
- Sun, Baoqiang ; Hou, L. C. Z. L. M. (2010). Extreme bending of composite insulators on 750 kV compact transmission lines. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, volume 17, numéro 6, p. 1781–1786.
- Surange, V., Murugan, P. et Raina, D. (2011). Implementing a voltage upgrade in a mega city. *2011 IEEE 12th International Conference on Transmission and Distribution Construction, Operation and Live- Line Maintenance (ESMO 2011)*, p. 6.
- Tencom Limited (2013). *Tencom*. <http://www.tencom.com/index.html> (page consultée le 12 octobre 2013).
- The European Structural Polymeric Composites Group Eurocomp Design and Handbook (1996). *Structural Design of Polymer Composites*, j. l. clarke édition. E and FN SPON, London UK.
- Tomblin, J. et Barbero, E. (1994). Local buckling experiments on FRP columns. *Thin-Walled Structures*, volume 18, numéro 2, p. 97–116.
- Tsai, S. W. et Wu, E. M. (1971). A general theory of strength for anisotropic materials. *Journal of Composite Materials*, volume 5, p. 58–80.
- Vaillancourt, G.H. ; Bellerive, J.-J. M. C. (1994). New live line tester for porcelain suspension insulators on high-voltage power lines. *IEEE Transactions on Power Delivery*, volume 9, numéro 1, p. 208–219.
- Vaillancourt, G.H. ; Carignan, S.-C. (1998). Experience with the detection of faulty composite insulators on high-voltage power lines by the electric field measurement method. *IEEE Transactions on Power Delivery*, volume 13, numéro 2, p. 661–667.
- Vanevenhoven, L. M., Shield, C. K. et Bank, L. C. (2010). Lrfd factors for pultruded wide-flange columns. *Journal of Structural Engineering*, volume 136, numéro 5, p. 554–564.
- Wang, Liming ; Liang, X.-Z. W. (2000). Research on 500 kV phase to phase composite spacer for compact lines. *6th Interantional Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials*, volume 1, p. 346–349.

- Wang, Y. (2002). Bearing behavior of joints in pultruded composites. *Journal of Composite Materials*, volume 36, numéro 18, p. 2199–2216.
- Warner, W. (1997). Easily constructed composite towers carry electricity. *Reinforced Plastics*, volume 41, numéro 3, p. 6.
- Yeh, H.-Y. et Kim, C. H. (1994). The Yeh-Stratton criterion for composite materials. *Journal of Composite Materials*, volume 28, numéro 10, p. 926–39.
- Yeh, H.-Y. et Yang, S. C. (1997). Building of a composite transmission tower. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, volume 16, numéro 5, p. 414–424.
- Zahn, J. J. (1992). Re-examination of ylinen and other column equations. *Journal of structural engineering New York*, volume 118, numéro 10, p. 2716–2728.
- Zureick, A. et Shih, B. (1998). Local buckling of fiber-reinforced polymeric structural members under linearly-varying edge loading. 1. theoretical formulation. *Composite Structures*, volume 41, numéro 1, p. 79–86.
- Zureick, A. et Steffen, R. (2000). Behavior and design of concentrically loaded pultruded angle struts. *Journal of structural engineering New York, N.Y.*, volume 126, numéro 3, p. 406–416.



