



UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie civil

Influence de l'endommagement cumulatif en fatigue sur la résistance en compression et en traction de cornières d'acier

Mémoire de maîtrise
Spécialité : génie civil

Jonathan DUBUC

Jury: Frédéric LÉGERON (directeur)
Charles-Philippe LAMARCHE
Louis CLOUTIER

Sommaire

Étant donné la distance entre ces principaux centres de production hydro-électrique et ces grands centres de consommation d'énergie, le Québec est doté d'un réseau de transport d'énergie s'étendant sur plusieurs centaines de kilomètres. Les pylônes d'acier couramment utilisés dans le transport d'énergie sont exposés à des contraintes environnementales et mécaniques pouvant diminuer leur capacité à long terme. Pour effectuer une gestion efficace du réseau de transport d'énergie et assurer son intégrité, il faut avoir des méthodes pour évaluer l'effet de ces contraintes sur la capacité des cornières d'acier composant ces pylônes. Dans ce document, un concept préliminaire de courbes d'usure permettant d'évaluer la capacité résiduelle de cornières d'acier en fonction de l'âge et de l'emplacement géographique du pylône est développé.

Plus de 250 essais en compression réalisés sur des cornières d'acier sont répertoriés pour comparer l'exactitude de différentes normes quant à l'évaluation de la résistance en compression de cornières. Les cinq normes à l'étude sont la CAN/CSA S16-09 (2009), l'ANSI/AISC 360-05 (2005), l'ASCE 10-97 (1997), l'Eurocode 3 (2003), la CAN/CSA S136-07 (2010). Une lacune au niveau de l'évaluation de la capacité des cornières avec un ratio largeur sur épaisseur d'aile élevé a été identifiée dans la norme S16-09. En effet, la méthode utilisée dans cette norme surestime l'effet du flambement de plaque et par conséquent sous-estime la capacité réelle des cornières. Une méthode alternative basée sur la celle de la norme S16-09 a été développée pour remédier à ce problème. La nouvelle méthode offre de meilleures prédictions pour la presque totalité des spécimens à l'étude. Des notions de fatigue et de corrosion de l'acier, de vent et de résistance en traction de cornières sont aussi brièvement abordées.

Ensuite, une méthode théorique pour quantifier l'endommagement en fatigue des cornières composant un pylône a été développée. Cette méthode consiste à évaluer à l'aide de lois statistiques la probabilité d'occurrence des vitesses de vent rencontrées sur divers sites au Québec. À l'aide de ces vitesses, l'endommagement mécanique des membrures composant les pylônes est évalué avec la loi d'endommagement de Miner en fonction de l'intensité du vent rencontré pour les différents sites.

Finalement, des essais de traction et de compression ont été réalisés sur plus de 96 cornières ayant des niveaux d'endommagement mécanique différents. Cet endommagement est induit à l'aide d'un montage permettant d'appliquer un chargement cyclique en traction aux spécimens. À l'aide de la méthode développée et des résultats des essais, des courbes d'usure prévoyant la capacité résiduelle d'une cornière en fonction de son endommagement ont pu être tracées.

Mots clés : Pylône hydro-électrique, Cornières, Vent, Fatigue, Courbe d'usure, Endommagement cyclique, Capacité résiduelle, Compression, Comparaison de norme.

Remerciements

Ce projet de maîtrise a été réalisé sous la direction de M. Frédéric Légeron titulaire de la Chaire Hydro-Québec / RTE – Structures et mécaniques des lignes de transport d'énergie électrique à l'Université de Sherbrooke. Je tiens donc particulièrement à remercier M. Légeron de m'avoir offert cette opportunité ainsi que de m'avoir guidé et conseillé tout au long du projet. Des remerciements doivent également être fait auprès de tous les partenaires de la Chaire de recherche qui ont été impliqués de loin ou de près au projet.

Deux autres grands acteurs sont aussi à souligner pour le bon déroulement de cette maîtrise, soit l'Université de Sherbrooke pour ces infrastructures et locaux qui ont rendu possible la réalisation de ce projet et Hydro-Québec qui a généreusement fourni le montage expérimental.

Je veux également à exprimer ma gratitude à M. Frédéric Turcotte et M. Daniel Breton, tous deux techniciens au sein de la Chaire Hydro-Québec / RTE – Structures et mécaniques des lignes de transport d'énergie électrique qui ont travaillé à la construction des trois montages expérimentaux nécessaires à l'avancement du projet. Leur support technique lors des essais en laboratoire a aussi été indispensable à leur bon déroulement.

Ma reconnaissance va aussi à M. Marc Demers et M. Alex Loignon, professionnels de recherche de la Chaire Hydro-Québec / RTE – Structures et mécaniques des lignes de transport d'énergie électrique qui m'ont beaucoup aidé d'un point de vue technique. L'expertise de M. Demers a été très appréciée lors des essais en laboratoire, tandis que M. Loignon a travaillé au développement du montage.

Un autre grand merci à M. Sébastien Langlois et M. Simon Prud'homme, étudiants au doctorat dans la Chaire Hydro-Québec / RTE – Structures et mécaniques des lignes de transport d'énergie électrique pour leurs conseils et connaissances techniques qui ont contribué à l'avancement constant du projet. Leur implication a assuré la réalisation d'un travail plus complet et de qualité supérieure.

Je tiens finalement à remercier mes parents pour leur support et encouragement tout au long de mes études. Sans leur soutien, je ne me serais probablement pas rendu où j'en suis aujourd'hui.

Table des matières

1	Introduction.....	1
2	Revue littéraire et concepts théoriques.....	5
2.1	Capacité en compression des cornières.....	5
2.1.1	Flambement global.....	6
2.1.2	Flambement local.....	9
2.1.3	Essais de compression réalisés sur des cornières simples en acier	10
2.1.4	Normes actuelles.....	13
2.2	Capacité en traction	14
2.2.1	CAN/CSA S16-09 (2009).....	15
2.2.2	ASCE 10-97 (1997).....	16
2.3	Vent	17
2.3.1	Vitesse de vent réelle	17
2.3.2	Vitesse de vent théorique	18
2.3.3	Relation entre la vitesse du vent et la pression	19
2.3.4	Tempête de vent	20
2.4	Fatigue.....	20
2.4.1	Définition de la fatigue	20
2.4.2	Calcul du nombre de cycles.....	24
2.4.3	Essais réalisés en fatigue	25
2.5	Corrosion	26
2.5.1	Problème de la corrosion	27
2.5.2	Corrosion accélérée.....	28
2.5.3	Effet de l'environnement sur la corrosion	29
2.5.4	Corrosion-Fatigue.....	29
2.6	Courbe d'usure.....	30
3	Prédiction de la capacité en compression de cornières d'acier	33
3.1	Comparaison entre les différentes normes et les résultats expérimentaux.....	35
3.2	Méthode proposée.....	39
3.3	Facteurs de modification d'élançement.....	44
3.4	Prédictions faites avec la nouvelle méthode	47
3.5	Cornières avec ratio largeur sur épaisseur élevé	49
3.6	Conclusions.....	50
4	Évaluation du chargement in-situ de fatigue	53
4.1	Vitesse de vent réelle	54
4.2	Signaux de vent (WindGen).....	59
4.3	Nombre de cycle (rainflow).....	60

4.4	Cumul d'endommagement	61
4.5	Méthode pour évaluer l'endommagement réel	61
4.6	Vitesse équivalente à 110 MPa	63
4.7	Courbe d'usure des cornières	64
5	Évaluation expérimentale de la capacité de cornières endommagées en fatigue	67
5.1	Essais de fatigue	67
5.1.1	Montage	68
5.1.2	Signaux de chargement	71
5.1.3	Protocoles	72
5.1.4	Caractérisation de l'acier	73
5.1.5	Acquisition de données	73
5.2	Essais en traction et compression	74
5.2.1	Montage	74
5.2.2	Rotule	75
5.2.3	Système de peucellier	76
5.2.4	Calibration du montage	77
5.2.5	Déroulement des essais	77
6	Résultats et discussion	79
6.1	Essais de fatigue	79
6.1.1	Emplacement sur le pylône	80
6.1.2	Déroulement réel des essais de fatigue	80
6.2	Essais de traction et de compression	83
6.2.1	Contrainte élastique de l'acier	83
6.2.2	Résistance en traction et en compression	85
6.3	Courbe d'usure	88
7	Conclusions et recommandations	91
7.1	Conclusion	91
7.2	Recommandations	92
Annexe A	Capacité en compression de cornières d'acier	93
Annexe B	Plans du pylône - Montage pour les essais de fatigue	101
Annexe C	Plans des rotules - Montage pour les essais de traction / compression	109
Annexe D	Article Eurosteel	115

Liste des figures

Figure 2-1 : Courbe 2 du SSRC [Ziemian, 2010].....	7
Figure 2-2 : Équations de la courbe 2 du SSRC [Ziemian, 2010].....	8
Figure 2-3 : Courbes de flambement pour différentes normes (courbe 2 du SSRC)	9
Figure 2-4 : Illustration des modes de rupture d'une cornière en traction	15
Figure 2-5 : Courbe proposée par Durst.....	19
Figure 2-6 : Rupture par fatigue d'une section ronde d'acier.....	21
Figure 2-7 : Courbe S-N de l'acier 350W pour un critère B.....	23
Figure 2-8 : Exemple de chargement en fatigue - méthode du rainflow (ASTM 2005)	24
Figure 2-9 : Montage de corrosion accélérée par solution de cuivre [Beaulieu, 2008].....	28
Figure 3-1 : Capacité en compression des cornières laminées à chaud.....	36
Figure 3-2 : Limite élastique de l'acier pour différents ratios largeur sur épaisseur b/t (S16-09 Fye) ..	38
Figure 3-3 : Courbes de résistance ($KL/r = 20$) de la S16, S136, ASCE et méthode proposée (PM)	41
Figure 3-4 : Courbes de résistance ($KL/r = 60$) de la S16, S136, ASCE et méthode proposée (PM)	42
Figure 3-5 : Courbes de résistance ($KL/r = 100$) de la S16, S136, ASCE et méthode proposée (PM)	42
Figure 3-6 : Courbes de résistance ($KL/r = 140$) de la S16, S136, ASCE et méthode proposée (PM)	43
Figure 3-7 : Courbes de résistance de méthode proposée (PM)	43
Figure 3-8 : Facteur de modification d'élançement pour des cornières laminées à chaud.....	44
Figure 3-9 : Facteurs de modification d'élançement (Cornières rotulées)	46
Figure 3-10 : Facteurs de modification d'élançement (Cornières retenues par 1 aile)	46
Figure 3-11 : Facteurs de modification d'élançement (Cornières retenues par les 2 ailes)	47
Figure 3-12 : Prédiction des cornières laminées à chaud avec la nouvelle méthode	48
Figure 4-1 : Écart type en fonction de la vitesse de récurrence 1:50 ans.....	55
Figure 4-2 : Comparaison graphique des six sites avec les trois lois de probabilité	57
Figure 4-3 : Courbe d'usure fictive en fonction de l'endommagement.....	64
Figure 4-4 : Courbe d'usure fictive en fonction de l'âge équivalent	65
Figure 5-1 : Montage pour effectuer les cycles de chargement de fatigue.....	68
Figure 5-2 : Vérin pour application du chargement cyclique	69
Figure 5-3 : Rotule à la base du pylône	69
Figure 5-4 : Poutre de transfert entre les vérins et le pylône	70
Figure 5-5 : Vérin creux sous la dalle structurale.....	70
Figure 5-6 : Montage utilisé pour effectuer les essais de traction/compression	74
Figure 5-7 : Schéma des rotules	75
Figure 5-8 : Rotules utilisées aux extrémités du montage de traction/compression	76
Figure 5-9 : Dispositif de Peaucellier	76

Figure 6-1 : Emplacement des cornières dans le montage	80
Figure 6-2 : Courbe d'usure pour les essais de traction	88
Figure 6-3 : Courbe d'usure normalisée pour les essais de traction	89
Figure 6-4 : Courbe d'usure pour les essais de compression	90

Liste des tableaux

Tableau 2-1 : Essais trouvés dans la littérature	12
Tableau 2-2 : Définitions des différentes catégories de terrain.....	18
Tableau 2-3 : Constantes de fatigue des différents détails (Table 10 de la norme S16-09)	22
Tableau 3-1 : Prédiction des cornières laminées à chaud rotulées	37
Tableau 3-2 : Prédiction des cornières laminées à chaud boulonnées sur 1 aile	37
Tableau 3-3 : Prédiction des cornières laminées à chaud boulonnées sur 2 ailes.....	37
Tableau 3-4 : Prédiction (S16-09 et PM) des cornières laminées à chaud pour 2 valeurs de n	40
Tableau 3-5 : Prédiction de tous les spécimens laminés à chaud	48
Tableau 3-6 : Prédiction de tous les spécimens pliés à froid	49
Tableau 3-7 : Prédiction des spécimens de Young avec un ratio largeur sur épaisseur élevé.....	50
Tableau 4-1 : Résumé des vitesses de vent des différents sites	54
Tableau 4-2 : Probabilité de distribution de vent avec la loi de Weibull ($k=1,5$)	58
Tableau 4-3 : Signal de vent pour une vitesse moyenne de 50 km/h	59
Tableau 4-4 : Nombre de cycles en fonction de l'amplitude pour un vent 1:50 ans de 50 km/h.....	60
Tableau 4-5 : Cumul d'endommagement des membrures pour un vent d'une heure	61
Tableau 4-6 : Endommagement annuel en fonction de la V qui crée 110 MPa et de V 1:50 ans.....	62
Tableau 4-7 : Cumul d'endommagement relatif	62
Tableau 5-1 : Signaux de chargement	71
Tableau 5-2 : Nombre de cornières testées pour chacun des protocoles	72
Tableau 6-1 : Déroulement des essais de chargement en fatigue (Protocoles 1 et 2)	81
Tableau 6-2 : Déroulement des essais du protocole 3.....	82
Tableau 6-3 : Contrainte élastique de l'acier (essais en traction des coupons).....	84
Tableau 6-4 : Résultats des essais en traction/compression (Protocoles 1 et 2).....	86
Tableau 6-5 : Résultats des essais en traction/compression (Protocole 3 et réf.).....	87

Chapitre 1

INTRODUCTION

Au Québec, la grande majorité de l'électricité produite provient de barrages hydro-électriques. En plus d'être économique comparativement à d'autres sources d'électricité, l'hydro-électricité est une énergie propre. La particularité principale du réseau au Québec vient du fait que les cours d'eau principalement utilisés pour la production d'hydro-électricité (au nord du Québec) sont très éloignés des centres de consommation les plus importants (au sud du Québec). Afin d'assurer à la population et aux industries une énergie stable, le réseau de transport se doit de rester fiable.

Le maintien de la fiabilité du réseau doit être assuré malgré le vieillissement des infrastructures qui le composent. Le réseau comptait déjà en 2002 plus de 160 000 pylônes répartis sur environ 30 000 km [Simoneau *et coll.*, 2002] dont au moins 600 ayant atteint 70 ans, soit 20 ans de plus leur durée de vie initialement estimée à 50 ans. Ces infrastructures restent, en général, adéquates pour résister à des chargements standards rencontrés tous les jours, mais la question se pose à savoir si elles le sont encore pour résister aux événements inhabituels tels que la crise du verglas de 1998. Les investissements en jeux pour la mise à niveau du réseau de transport sont importants, et afin de bien les planifier, il faut connaître l'état des éléments qui le composent.

Parce qu'ils sont exposés à des conditions environnementales et mécaniques très différentes d'un endroit à l'autre, l'endommagement des pylônes hydro-électriques est difficile à évaluer. Les principaux problèmes rencontrés lors du vieillissement de ces structures d'acier sont la corrosion et la fatigue.

L'objectif de ce projet est de **développer des courbes d'usure permettant d'évaluer la capacité résiduelle des membrures composant les pylônes en fonction de leur âge et de leur emplacement.**

La méthode développée doit être utilisable, peu importe le site rencontré. Pour ce faire, un concept d'âge équivalent doit être utilisé pour tenir compte du fait que les conditions climatiques sont différentes d'un site à l'autre. Pour arriver à cette fin, plusieurs sous objectifs devront être atteints :

- Développer une méthode pour prédire de façon efficace la capacité en compression et en traction de cornières d'acier;
- Élaborer une méthode permettant d'évaluer le niveau d'endommagement en fatigue de pylônes;
- Réaliser des essais en traction et en compression sur des cornières d'acier ayant subi différents niveaux d'endommagement en fatigue.

L'influence de la corrosion sur la capacité de cornières d'acier a déjà été étudiée [Beaulieu, 2008]. Le présent projet sera axé sur l'endommagement mécanique par la fatigue.

La première étape est de trouver une méthode pour évaluer la capacité en compression des cornières de façon plus efficace. La section 2.1.3 de ce document est une revue de littérature permettant de mettre en évidence plus de 250 essais en compression réalisés sur des cornières symétriques en acier. Ces essais servent à évaluer la précision et l'exactitude de différentes normes pour estimer la capacité en compression de ce type de membrure. Un total de cinq normes a été utilisé dans cette comparaison. À l'annexe A, la façon dont ces cinq normes sont utilisées est décrite plus en détail. Les normes à l'étude sont :

- La CAN/CSA S16-09 (2009), *Design of steel structures*, norme canadienne de construction en acier;
- L'ANSI/AISC 360-05 (2005), *Specification for structural steel buildings*, norme américaine de construction en acier;
- L'ASCE 10-97 (1997), *Design of Latticed steel transmission structures*, norme américaine utilisée pour le design des pylônes;
- L'Eurocode 3 (2003), *Design of steel structures*, norme européenne de construction en acier;
- La CAN/CSA S136-07 (2010), *North American specification for the design of cold-formed steel structural members*, norme canadienne sur les sections d'acier pliées à froid.

Dans le reste du chapitre 2, les autres concepts théoriques utilisés dans ce projet sont expliqués. En plus de la compression, il faut aussi savoir bien prédire la capacité en traction des cornières d'acier. Les méthodes utilisées par l'ASCE 10-97 et la norme CAN/CSA S16-09 sont décrites à la section 2.2. La prédiction de la capacité en traction est beaucoup plus simple que celle en compression; la recherche n'a donc pas été poussée plus loin et les méthodes proposées par les normes sont utilisées. La section 2.5 aborde de façon très résumée la corrosion de l'acier. Ce phénomène est complexe, car il dépend de plusieurs facteurs difficilement quantifiables qui diffèrent d'un site à l'autre. Pour une description plus détaillée des différents aspects entourant la corrosion, il est possible de consulter les travaux réalisés dans le cadre d'une autre maîtrise par un étudiant de l'Université de Sherbrooke [Beaulieu, 2008]. L'autre grand problème rencontré sur des structures d'acier est l'endommagement causé par la fatigue (endommagement mécanique). Aucun essai n'a été trouvé dans la littérature à savoir si la fatigue influence la résistance en traction/compression de cornières d'acier. Finalement, différents aspects reliés à la fatigue et au vent nécessaires à la compréhension de ce projet sont aussi expliqués. Une revue exhaustive de ces phénomènes n'est pas réalisée, car ceux-ci sont complexes et leur compréhension en détail n'est pas nécessaire pour la compréhension du présent document.

Ensuite, au chapitre 3, se trouve une comparaison entre les normes mentionnées précédemment et les résultats d'essais de cornières testées en compression trouvés dans la littérature. Dans ce chapitre, une nouvelle méthode pour prédire la capacité en compression de cornière d'acier est proposée. Cette méthode offre de meilleurs résultats que les autres méthodes à l'étude et sera utilisée pour l'évaluation des essais réalisés dans le cadre du projet. Un article de conférence décrivant la même méthode, mais adaptée à l'Eurocode a été publié dans le cadre de l'Eurosteel 2011. Cet article est disponible à l'annexe D.

Le chapitre 4 explique la méthode développée pour évaluer de façon théorique l'endommagement en fatigue des cornières de pylônes en fonction de leur âge et de leur emplacement géographique. Des vitesses de vent provenant de six sites au Québec ont d'abord été utilisées pour évaluer l'efficacité de différentes lois de probabilités à prédire l'occurrence des vitesses de vent. Ensuite, les autres concepts théoriques utilisés pour développer la méthode sont expliqués. Ultimement, la méthode permet de trouver l'âge équivalent d'une structure en fonction de la vitesse de vent d'une récurrence 1:50 ans d'un site donné. Celle-ci permet finalement de tracer les courbes d'usure recherchées.

Le programme expérimental de cette recherche est présenté au chapitre 5. Dans ce chapitre les deux montages utilisés sont présentés, soit celui pour les essais de fatigue et celui pour les essais de

traction/compression. On y retrouve aussi les protocoles expérimentaux choisis pour effectuer les essais de fatigue et des tableaux illustrant le choix des échantillons ainsi que leur emplacement sur le montage. Au chapitre 6, les résultats des différents essais réalisés sont comptabilisés. Les tableaux montrent l'endommagement atteint par les spécimens ainsi que leur capacité résiduelle en traction et en compression. À partir de ces résultats, deux courbes d'usure sont tracées; une pour les essais de traction et l'autre pour ceux de compression. Les conclusions ainsi que quelques recommandations sont finalement disponibles au chapitre 7.

Ce travail se veut être une introduction au concept des courbes d'usure pour évaluer la capacité à long terme de cornières d'acier composant un pylône hydro-électrique. Étant donné la durée limitée du projet, tous les aspects touchant à ces courbes n'ont pas pu être abordés en détail. Les recommandations du chapitre 7 proposent donc des pistes de solutions pour la suite de l'étude et pour l'amélioration la méthode proposée dans ce document.

Chapitre 2

REVUE LITTERAIRE ET CONCEPTS THEORIQUES

Ce chapitre résume la théorie nécessaire à l'accomplissement des deux premiers objectifs du projet, soit de développer une méthode pour prédire de façon efficace la capacité en compression et en traction de cornières d'acier et d'élaborer une méthode permettant d'évaluer le niveau d'endommagement en fatigue de pylônes. Premièrement, les différentes méthodes actuellement utilisées pour prédire la capacité en compression des cornières sont décrites et un résumé de tous les essais en compression réalisés sur des cornières d'acier trouvés dans la littérature est fait. Ensuite, la théorie derrière les méthodes pour prédire la capacité en traction des cornières est expliquée. Finalement, quelques concepts relatifs au vent, à la fatigue ainsi qu'à la corrosion nécessaires pour la compréhension de la suite du document sont détaillés.

2.1 Capacité en compression des cornières

La section 2.1 explique les concepts derrière les méthodes de calcul servant à évaluer la capacité en compression de cornières d'acier. En effet, pour assurer la pertinence des essais qui seront réalisés lors de cette recherche, il faut d'abord s'assurer que la méthode choisie offre de bonnes prédictions. Sans cette précision, il serait difficile de confirmer si oui ou non les contraintes mécaniques et environnementales ont une influence sur la capacité des cornières à l'essai.

La première partie de cette section est un survol de la théorie sur le flambement global et local qui est à la base des différentes méthodes utilisées dans les normes pour l'analyse de la capacité en compression de membrure d'acier. Ensuite, se trouve une énumération de plusieurs publications résumant les travaux qui ont été réalisés sur des cornières symétriques en acier testées en compression. Les résultats des essais trouvés dans ces études sont nécessaires pour pouvoir comparer l'efficacité des normes. Les cinq normes utilisées lors de la comparaison sont ensuite

énumérées. Pour éviter toute confusion, la façon dont les cinq normes sont utilisées pour cette comparaison est détaillée à l'annexe A. Il est important de noter que dans cette description, seules les parties pertinentes à l'évaluation de la capacité des cornières retenues à la section 2.1.3 sont expliquées. Pour des conditions ou des profilés différents, les méthodes présentées ici seraient incomplètes.

La comparaison entre les différentes normes ainsi que l'élaboration de la nouvelle méthode pour évaluer la capacité en compression de cornières d'acier sont disponibles au chapitre 3.

2.1.1 Flambement global

Dans le cas de cornière en compression, le flambement global représente l'instabilité de la colonne dans le domaine élastique et élastoplastique de l'acier. Le premier à s'être penché sur la question est **Leonard Euler** (1707-1783) qui a développé une équation (Éq. 2.1) en se basant sur une hypothèse émise en 1705 par **Jacob Bernoulli** (1667-1748) qui veut qu'en tout point sur une membrure en flexion le moment soit proportionnel à la courbure; autrement dit, les sections droites restent droites. Cette hypothèse n'est valide que lorsque la membrure en flexion est assez longue pour ne pas se déformer en cisaillement. La formule développée par **Euler** permet de calculer la charge critique à laquelle une colonne va flamber en fonction de sa longueur en assumant que la colonne est parfaitement droite et que le point d'application de la charge coïncide avec le centroïde de la section. À cette époque, Euler avait basé son équation sur une valeur du "moment de rigidité" qui était fonction de la géométrie de la colonne, car le concept du moment d'inertie n'existait pas encore. C'est une quarantaine d'années plus tard que **Coulomb** (1736-1806) a proposé d'utiliser la loi de **Hooke** (1635-1703) pour mieux définir cette valeur. Ce concept de flambement est à la base des théories encore utilisées de nos jours.

L'évolution de ce concept ainsi que le nom des chercheurs impliqués dans son développement sont expliqués en détail par **Johnston** [Johnston, 1983]. L'équation d'**Euler** (Éq. 2.1) représente la charge critique à laquelle une colonne droite, parfaitement rotulée à ses extrémités, concentriquement chargée et dans laquelle la contrainte ne dépasse en aucun point la limite élastique va flamber.

$$P_e = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \quad (2.1)$$

Dans cette équation, E est le module élastique de l'acier, I est l'inertie de la section et L la longueur considérée.

Si les conditions aux appuis changent, autrement dit s'il ne s'agit pas de rotules, le facteur de modification d'élanement K doit être introduit dans la formule. La formule devient donc :

$$P_e = \frac{\pi^2 EI}{(KL)^2} \tag{2.2}$$

La question de contrainte résiduelle a été introduite au 20^e siècle. Plusieurs chercheurs se sont penchés sur la question au début du siècle, mais ce n'est qu'en 1960 que l'Institut américain de la construction en acier a adopté les courbes de flambement de colonne (The Column Research Council Column Strength Curves). Ces courbes sont expliquées plus en détail dans le chapitre 3 du livre *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures* [Zieman, 2010]. Un total de six courbes a été développé (courbes 1, 2, 3 et 1p, 2p, 3p), toutes constituées de cinq équations. Ce qui détermine l'utilisation d'une courbe au lieu d'une autre est la déformation initiale de la membrure et son niveau de contrainte résiduelle. Les courbes 1 à 3 représentent des membrures n'ayant pas de défauts de rectitude initiaux, mais avec différents niveaux de contraintes résiduelles tandis que les courbes 1p à 3p représentent le même niveau de contraintes résiduelles, mais pour des colonnes ayant une déflexion initiale de 1/1470. Un exemple graphique de la courbe 2 est donné à la figure 2-1 et les équations du SSRC sont disponibles à la figure 2-2.

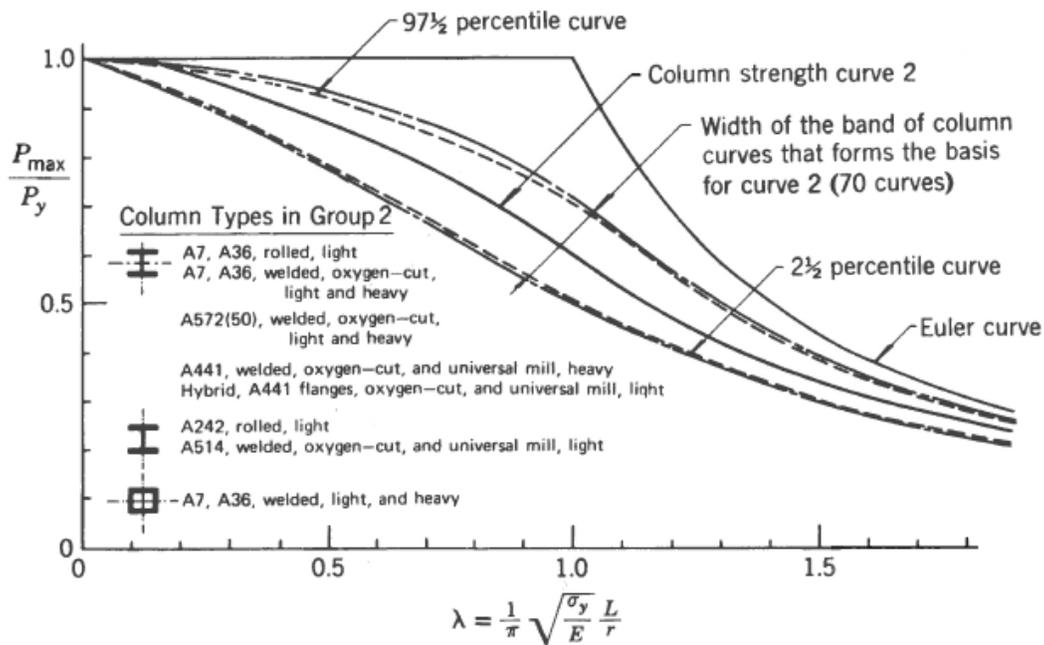


Figure 2-1 : Courbe 2 du SSRC [Zieman, 2010]

SSRC curve 2:

1. $0 \leq \lambda \leq 0.15$ $\sigma_u = \sigma_y$
2. $0.15 \leq \lambda \leq 1.0$ $\sigma_u = \sigma_y(1.035 - 0.202\lambda - 0.222\lambda^2)$
3. $1.0 \leq \lambda \leq 2.0$ $\sigma_u = \sigma_y(-0.111 + 0.636\lambda^{-1} + 0.087\lambda^{-2})$
4. $2.0 \leq \lambda \leq 3.6$ $\sigma_u = \sigma_y(0.009 + 0.877\lambda^{-2})$
5. $\lambda \geq 3.6$ $\sigma_u = \sigma_y\lambda^{-2}$ (Euler curve)

Figure 2-2 : Équations de la courbe 2 du SSRC [Ziemian, 2010]

Bien que les équations des courbes de flambement des normes comparées à la section 2.1.4 n'aient pas la même formulation, elles sont toutes basées sur les équations des courbes du SSRC. Chacune des normes a développé ses propres courbes. Celles de l'AISC 360-05, la norme S136-07 et l'ASCE 10-97 ne nécessitent que deux équations au lieu des cinq de la courbe 2. La norme CAN/CSA S16-09 et l'Eurocode ont introduit un facteur dans leurs équations permettant de tenir compte de la contrainte résiduelle et ainsi d'utiliser une seule courbe. La courbe utilisée dans la norme canadienne est la courbe développée par **Loov** [Loov, 1996] montrée à l'équation 2.3. Une valeur de $n=2.24$ est utilisée pour la courbe 1, de $n=1.34$ pour la courbe 2 et de $n=0.96$ pour la courbe 3.

$$\frac{C_r}{AF_y} = (1 + \lambda^{2n})^{-1/n} \quad (2.3)$$

En plus d'avoir une seule courbe au lieu de 3 pour tenir compte des contraintes résiduelles, le facteur λ permet l'utilisation d'une seule équation au lieu de cinq pour tracer la courbe, peu importe l'élanement. Lorsque λ tend vers 0, la charge de flambement tend vers la charge qui causera la plastification et à l'inverse, lorsque que λ tend vers l'infini, la charge tend vers la charge critique d'**Euler**. Le même type d'équations est utilisé dans l'Eurocode avec un coefficient α au lieu de n pour tenir compte de la contrainte résiduelle.

On peut voir à la figure 2-3 la courbe 2 tracée pour cinq normes en fonction de leur élancement.

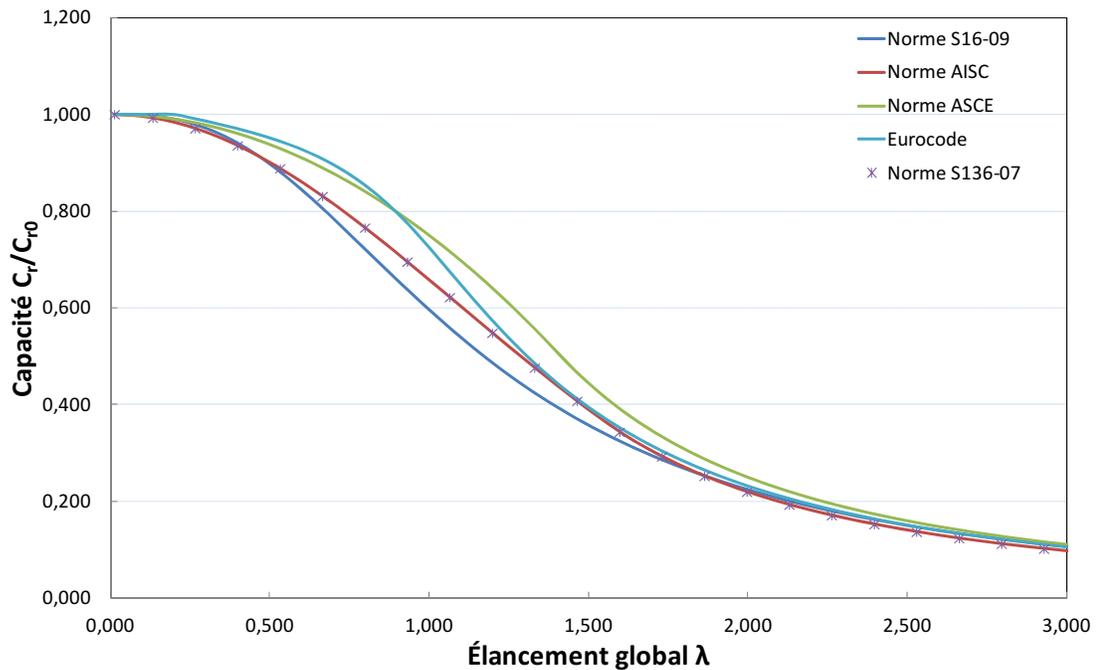


Figure 2-3 : Courbes de flambement pour différentes normes (courbe 2 du SSRC)

2.1.2 Flambement local

Le flambement local, ou flambement de plaque, est le phénomène qui survient lorsque le ratio largeur sur épaisseur d'une plaque en compression est élevé. Dans ce cas, il y a instabilité et la section flambe avant d'atteindre sa contrainte de plastification. En théorie, ce phénomène est instantané. En pratique par contre, parce qu'aucune colonne n'est jamais parfaitement droite, le flambement local est un phénomène continu qui débute avant d'atteindre la charge théorique maximale et qui se poursuit jusqu'au flambement total de la membrure pour les sections de cornières laminées à chaud. Les travaux de **Bryan** [Bryan, 1891] ont mené à l'équation 2.4 permettant de calculer la capacité que peut reprendre une plaque en compression avant de flamber en fonction de son ratio b/t .

$$\sigma_c = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)(b/t)^2} \quad (2.4)$$

Dans cette équation, k est un coefficient qui est fonction de la géométrie de la plaque à l'étude et de ses conditions limites aux appuis. Dans le cas d'une cornière (plaque retenue sur un seul côté), k prend la valeur de 0,425. Les variables b et t représentent respectivement la largeur et l'épaisseur de la plaque étudiées; dans ce cas-ci, la largeur de l'aile de la cornière et son épaisseur.

En réalité, il est possible que la section reprenne un peu plus d'effort après le flambage initial, car il peut y avoir une redistribution des contraintes et un phénomène, démontré par **Winter**, de raidissement causé par un effet membrane orthogonal aux charges. Les équations développées par **Winter** [Winter, 1947; Winter, 1950; Winter, 1983] sur les profilés pliés à froid sont en autres utilisées dans la norme S136-07. La théorie derrière le flambement local est bien expliquée dans le chapitre 4 du livre *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures* [Ziemian, 2010].

2.1.3 Essais de compression réalisés sur des cornières simples en acier

Une revue de littérature complète sur les essais en compression faits sur les cornières simples d'acier a été réalisée dans le but de pouvoir valider l'efficacité des normes mentionnées à la section 2.1.4. Dans ce document, seules les cornières à ailes égales ayant soit une connexion rotulée concentrique ou une connexion boulonnée standard sont considérées. Un résumé du nombre d'essais réalisés par chacun des chercheurs respectant ces conditions est disponible au tableau 2-1. Un total de 217 cornières laminées à chaud et de 62 cornières pliées à froid a été comptabilisé. Les différentes recherches sont résumées brièvement ci-après.

Stang et Strickenberg [Stang *et coll.*, 1922] ont été les premiers à faire une étude de grande envergure sur la capacité en compression des cornières d'acier. Ils ont testé 170 cornières ayant différentes conditions aux appuis et plusieurs ratios d'élancement. Grâce à cette étude, ils ont démontré que les conditions aux appuis ont une grande influence sur la capacité de la cornière. De cette conclusion, des facteurs de modification d'élancement K ont été proposés. Ces facteurs sont aussi expliqués dans un autre document [Gaylord *et coll.*, 1985] et ont été utilisés pour la première fois dans une norme du manuel 52 de l'ASCE [American Society of Civil Engineers, 1971].

Elgaaly, Dagher et Davids [Elgaaly *et coll.*, 1991; Elgaaly *et coll.*, 1992] ont effectué une revue de littérature sur le flambement inélastique des cornières d'acier pour réaliser qu'il y avait un manque de données au niveau des cornières non élancées. Ils ont donc effectué 25 essais sur des cornières simples connectées à l'aide de deux boulons et 22 essais connectés à l'aide d'un seul boulon pour un total de 47 spécimens. Leur montage consistait en un treillis tridimensionnel assez rigide pour limiter la déformation dans les membrures autres que celles à l'étude.

Mengelkoch et Yura [Mengelkoch *et coll.*, 2001] ont testé des cornières avec des conditions aux appuis le plus près possible celles rencontrées en pratique. Ils ont observé que les cornières avaient tendance à flamber dans l'axe géométrique perpendiculaire à l'aile boulonnée et non dans l'axe faible

comme le propose l'ASCE 10-97. Ils ont proposé de nouvelles équations pour calculer le facteur de modification d'élanement K en fonction du ratio de la longueur sur le rayon de giration de l'axe géométrique (L/r_x) qui sont maintenant utilisées dans l'ANSI/AISC 360-05 et la CAN-CSA S16-09. **Adluri et Madugula** ont réalisé des essais en compression sur des cornières d'acier pour étudier le flambement en flexion [Adluri *et coll.*, 1996] et en flexion-torsion [Adluri *et coll.*, 1996]. Le montage utilisé pour réaliser ces essais comprenant des rotules aux extrémités est décrit dans une de leurs publications antérieures [Adluri *et coll.*, 1992]. Leurs résultats ont mené à une proposition de modification de la norme ANSI/AISC 360.

Dans le cadre de sa maîtrise à l'Université de Sherbrooke, **Morissette** [Morissette, 2008] a comparé la capacité en compression de ses propres essais ainsi que de 113 cornières d'acier trouvées dans la littérature aux prédictions obtenues à l'aide de cinq normes. Il a aussi fait plusieurs tests sur des cornières d'acier symétrique en compression. Son montage a été construit pour représenter le comportement d'une cornière dans un pylône de ligne de transport. Aussi dans le cadre de sa maîtrise, **Beaulieu** [Beaulieu, 2008] a étudié l'effet de la corrosion sur la capacité en compression des cornières d'acier. Une méthode simple pour analyser la capacité en compression des cornières corrodées a été proposée.

Wakabayashi et Nonaka [Wakabayashi *et coll.*, 1965] ont étudié l'effet du flambement en flexion des cornières d'acier dans les tours de transmission. La rotule à chaque extrémité de leurs spécimens était construite de manière à permettre la rotation sans restriction. Ils ont trouvé que leurs résultats suivaient assez bien la théorie. **Kennedy et Madugula** [Kennedy *et coll.*, 1972] ont testé 72 spécimens avec 24 conditions aux appuis différentes sur des cornières simples et doubles en acier pour évaluer l'effet du ratio largeur sur épaisseur des ailes sur la capacité des cornières. **Al-Sayed et Bjorhovde** [Al-Sayed *et coll.*, 1989] ont étudié les caractéristiques du flambement élastique et inélastique des cornières simples élancées. Dans leur étude, ils ont aussi tenu compte de l'effet du ratio largeur sur épaisseur des ailes. **Kitipornchai et Lee** [Kitipornchai, 1983; Kitipornchai *et coll.*, 1986] ont étudié la partie inélastique de la déformation sur des cornières et des profilés en "T". Ils ont comparé leurs résultats avec les valeurs expérimentales trouvées à partir de la norme australienne et américaine, et avec les résultats d'autres essais. Ils en ont conclu que les deux normes étudiées offrent de bonnes prédictions lors de l'évaluation de la résistance en compression des cornières d'acier.

Tableau 2-1 : Essais trouvés dans la littérature

	Conditions		Nombre d'essais		l/rmin	
	limites	Laminés à chaud	Pliés à froid	min	max	
Stang et Strickenberg (1922) (1)	1	18	-	250	350	
Elgaaly, Dagher et Davids (1991) (1)	1	22	-	65	93	
Stang et Strickenberg (1922) (2)	2	20	-	148	250	
Elgaaly, Dagher et Davids (1991) (2)	2	25	-	67	99	
Mengelkoch et Yura (2002)	2	3	-	47	152	
Stang et Strickenberg (1922) (3)	4	14	-	200	346	
Stang et Strickenberg (1922) (4)	4	10	-	100	201	
Stang et Strickenberg (1922) (5)	4	17	-	35	100	
Adluri et Madugula (1996) (1)	5	26	-	69	187	
Adluri et Madugula (1996) (2)	5	4	-	54	77	
Morissette (2008)	1, 2	16	-	166	200	
Beaulieu (2008)	3	7	-	40	110	
Wakabayashi et Nonaka (1965)	5	8	-	20	110	
Kennedy et Madugula (1972)	5	6	-	56	75	
Kennedy et Madugula (1972)	4	6	-	69	138	
Al-Sayed et Bjorhovde (1989)	5	8	-	49	156	
Kitipornchai et Lee (1986)	5	7	-	47	73	
Chodraui, Shifferaw, Malite et Schafer (2006)	5	-	4	51	140	
Madugula, Prabhu et Temple (1983)	5	-	16	90	248	
Madugula et Ray (1984)	1, 2, 3	-	9	80	166	
Popovic, Hancock et Rasmussen (2000)	5	-	3	28	207	
Popovic, Hancock et Rasmussen (1999) (1)	4	-	12	55	260	
Popovic, Hancock et Rasmussen (1999) (2)	5	-	18	49	130	
Total		217	62	-	-	
Conditions aux appuis						
1 - 1 boulon, 1 aile	3 - 3 boulons, 1 aile	5 - Rotulé				
2 - 2 boulons, 1 aile	4 - 2 ailes					

Chodraui, Shifferaw, Malite et Schafer [Chodraui *et coll.*, 2006] ont réalisé une étude sur la stabilité des cornières simples et doubles pliées à froid chargées concentriquement. Ils ont ensuite fait l'analyse du flambement local en fonction du flambement global en comparant leurs données et celles d'autres chercheurs avec les normes. **Madugula, Prabhu et Temple** [Madugula *et coll.*, 1983] ont aussi étudié le comportement des cornières d'acier pliées à froid. Ils ont analysé l'efficacité des normes ASCE, AISI, S136 et ECCS lors de la prédiction de la capacité en compression de ces membrures. Finalement, ils ont développé un modèle par éléments finis pour prédire la capacité de ces cornières. **Madugula et Ray** [Madugula *et coll.*, 1984] ont effectué des essais sur des cornières à ailes égales et inégales pliées à froid. Pour avoir des conditions limites réalistes, les spécimens étaient boulonnés à leurs appuis. L'effet de l'emplacement du centre de cisaillement comparativement à l'emplacement de l'application de la force et du nombre de boulons aux appuis ont été étudiés. Les résultats de ces essais ont été comparés aux normes américaines et européennes. **Popovic, Hancock et Rasmussen** [Popovic *et coll.*, 1999] ont comparé les résultats de leurs essais sur des cornières

pliées à froid aux prédictions faites par les normes américaines et australiennes. Ils ont aussi fait des essais sur des cornières pliées à froid pour étudier l'effet de l'excentricité de la charge sur la capacité [Popovic *et coll.*, 2001]. Ils ont trouvé que l'excentricité de la charge a une grande influence sur le comportement de la section ainsi que sur sa capacité. Ces deux études ont finalement mené à des propositions pour modifier la norme AS/NZS 4600.

2.1.4 Normes actuelles

Il existe plusieurs méthodes pour prédire la capacité en compression d'une membrure d'acier. En effet, plusieurs pays et associations possèdent des normes se basant sur différentes théories. Les prédictions trouvées à l'aide de ces méthodes diffèrent d'une norme à l'autre. Les normes utilisées dans cette étude pour calculer la capacité en compression de cornières d'acier sont les suivantes :

Normes canadiennes :

- La CAN/CSA S16-09 (2009), *Design of steel structures*, norme canadienne de construction en acier;
- La CAN/CSA S136-07 (2010), *North American specification for the design of cold-formed steel structural members*, norme sur les sections d'acier pliées à froid;

Normes américaines :

- L'ANSI/AISC 360-05 (2005), *Specification for structural steel buildings*, norme américaine de construction en acier;
- L'ASCE 10-97 (1997), *Design of Latticed steel transmission structures*, norme américaine utilisée pour le design des pylônes;

Norme européenne :

- L'Eurocode 3 (2003), *Design of steel structures*, norme européenne de construction en acier :
 - Partie 1-1, *Design of Steel Structures – General rules and rules for building*
 - Partie 1-3, *Design of Steel Structures – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting*
 - Partie 1-5, *Design of Steel Structures – Plated structural elements*
 - Partie 3-1, *Design of Steel Structures – Towers, masts and chimneys*

La comparaison entre certaines de ces normes a déjà été réalisée par plusieurs chercheurs mentionnés dans la section précédente. Cependant, aucune publication n'a été trouvée où toutes ces normes étaient comparées entre elles avec autant de données expérimentales. Cette comparaison est disponible au chapitre 3 du document. Une explication plus détaillée sur l'utilisation des 5 normes à l'étude est disponible à l'annexe A.

2.2 Capacité en traction

Dans cette section, les différents modes de rupture en traction d'une cornière boulonnée sont expliqués et les méthodes pour prédire la capacité de ces membrures y sont détaillées. En effet, pour pouvoir tracer des courbes d'usure il faut être capable de bien prédire la capacité en traction initiale des cornières à l'essai. Toutes les normes mentionnées à la section 2.1.4 possèdent des équations permettant de prédire la capacité en traction. Les méthodes proposées par chacune des normes sont assez semblables et les différences entre les prédictions sont principalement causées par les différents coefficients de sécurité. Il existe trois sortes de ruptures possibles en traction: la rupture par plastification de l'aire brute, la rupture par déchirure de l'aire nette effective et la rupture par arrachement de bloc. La figure 2-4 illustre respectivement ces trois modes de rupture de la gauche vers la droite.

La **rupture par plastification de l'aire brute (a)** survient lorsque la contrainte dans la section brute dépasse la contrainte élastique du matériau. Une fois cette limite atteinte, la section va continuer de s'allonger jusqu'à la rupture sans reprendre d'effort supplémentaire. Ce type de rupture contrôle rarement dans le cas d'une cornière, car la perte d'aire au niveau des boulons est importante.

La **rupture en aire nette (b)** a lieu lorsque la contrainte ultime du matériau est atteinte au niveau de l'aire nette. Les formules pour calculer la résistance en aire nette changent d'une norme à l'autre, mais le concept général reste le même. Il s'agit de calculer l'aire nette des plans de rupture probables en enlevant l'aire des trous de boulons à l'aire brute de la cornière. Pour ce type de rupture, il faut aussi tenir compte du décalage en cisaillement (pourcentage de la section efficacement boulonnée) qui a pour effet que l'assemblage ne peut pas développer sa pleine capacité [Beaulieu *et coll.*, 2003; Kulak, 2005]. Pour une cornière boulonnée, ce type de rupture contrôle généralement lorsque la connexion comprend beaucoup de boulons ou que les boulons sont éloignés les uns des autres.

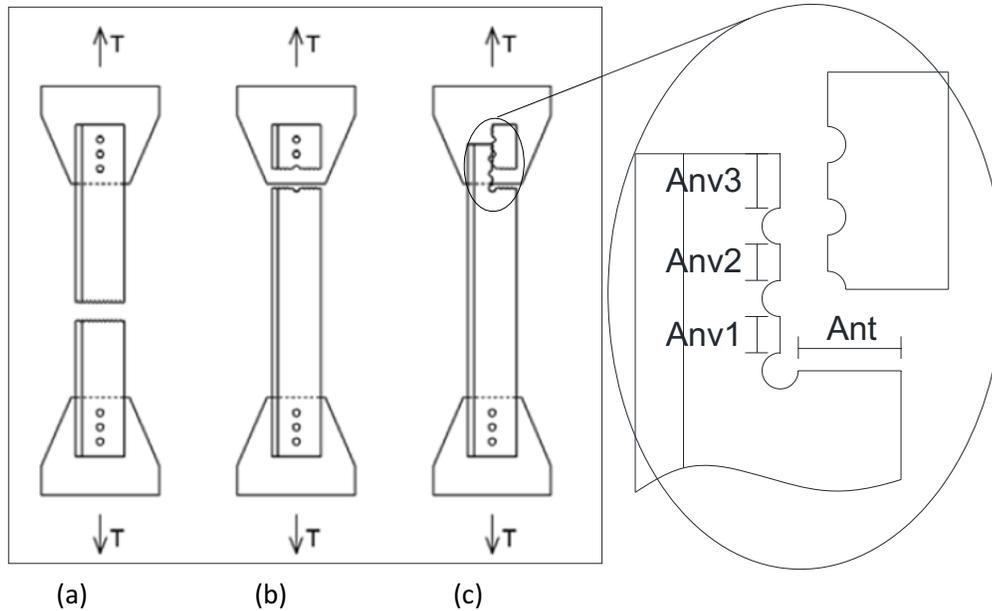


Figure 2-4 : Illustration des modes de rupture d'une cornière en traction

La **rupture par arrachement de bloc (c)** est un mode de rupture qui combine la résistance à la traction et au cisaillement de la connexion. Celui-ci survient lorsqu'il y a simultanément fracture de l'aire nette en traction A_{nt} et de l'aire cisailée $\sum A_{nv}$ en cisaillement d'un plan d'arrachement [Beaulieu *et coll.*, 2003; Kulak, 2005]. Dépendamment de l'arrangement de la connexion, plusieurs plans d'arrachement peuvent être à vérifier. Pour une cornière boulonnée, ce type de rupture contrôle généralement lorsque les boulons sont près les uns des autres.

2.2.1 CAN/CSA S16-09 (2009)

Selon la norme canadienne CAN/CSA S16-09 [Canadian Standard Association, 2009], *règle de calcul des charpentes en acier*, la résistance en traction d'une section doit être prise comme étant la plus petite valeur trouvée pour les trois modes de rupture décrits précédemment. Les équations 2.5, 2.6 et 2.8 montrent les formules proposées par la norme pour calculer la résistance nominale T_n (sans facteur de sécurité) en traction d'une section d'acier.

La résistance en traction au niveau de l'aire brute est :

$$T_n = A_g F_y \quad (2.5)$$

Où A_g est l'aire brute de la section et F_y est la contrainte de plastification de l'acier.

La résistance en aire nette est :

$$T_n = A_{ne}F_u \quad (2.6)$$

Et dans le cas d'une cornière boulonnée par moins de quatre boulons:

$$A_{ne} = 0,6A_n = 0,6(A_g - d * t) \quad (2.7)$$

Où A_n est l'aire nette, d est le diamètre du trou du boulon, t est l'épaisseur de la cornière et F_u est la contrainte ultime de l'acier. Le facteur 0,6 dans la formule tient compte du décalage en cisaillement. Finalement, la formule pour calculer la résistance à l'arrachement de bloc est la suivante :

$$T_n = U_t A_n F_u + 0,6 A_{gv} \frac{(F_y + F_u)}{2} \quad (2.8)$$

Où A_n est l'aire nette en traction, A_{gv} est l'aire brute en cisaillement, F_y est la contrainte de plastification, F_u est la contrainte ultime et U_t est un facteur d'efficacité. Les différentes valeurs de U_t sont disponibles à la figure 2.24 du commentaire de la norme CAN/CSA S16-09. Dans le cas d'une cornière, cette valeur doit être prise égale à 0,6.

2.2.2 ASCE 10-97 (1997)

Les équations proposées par l'ASCE 10-97 [American Society of Civil Engineers, 1997], *Design of Latticed steel transmission structures*, pour prédire la capacité en traction d'une cornière sont sensiblement les mêmes que celles proposées par la norme S16-09, seule la présentation et les coefficients de sécurité sont différents. La formule pour calculer la capacité en aire brute est la même que celle de la norme S16-09 soit l'équation 2.5. Pour la résistance en aire nette, l'équation est la suivante :

$$T_n = A_n F_y \quad (2.9)$$

Où l'aire nette A_n et la contrainte de plastification F_y sont les mêmes que pour la norme S16-09. Finalement, l'équation pour la résistance à l'arrachement de bloc est :

$$T_n = 0,6 A_v F_u + A_t F_y \quad (2.10)$$

Où A_v est l'aire minimale en cisaillement, A_t est l'aire minimale en traction entre le trou et le rebord de la cornière, F_y est la contrainte de plastification et F_u est la contrainte ultime.

Étant donné que l'ASCE 10-97 est une norme servant à l'évaluation de la capacité de pylônes, la probabilité de ruine acceptée est plus élevée que celle de la norme S16-09 qui sert au calcul de bâtiment. Aussi, lors de l'étude de la capacité d'un pylône, des essais grandeur nature sont parfois réalisés pour connaître la résistance à l'ultime ainsi que le mode de rupture de ce pylône. Les prédictions faites avec l'ASCE 10-97 sont donc généralement moins conservatrices que celles faites avec la norme S16-09.

2.3 Vent

L'ingénierie du vent est un domaine très vaste et complexe et il existe plusieurs ouvrages pour expliquer ce phénomène en détail [Chan, 2006; Simiu *et coll.*, 1996; Manwell *et coll.*, 2009]. Cependant, dans le cadre de ce projet, l'analyse du vent ne sera pas faite en profondeur, car seules les vitesses de vent et leur probabilité d'occurrence sont nécessaires pour atteindre les objectifs fixés. En connaissant ces valeurs, il est possible d'évaluer le nombre de cycles de chargement de vent auquel une membrure de pylône est soumise. L'endommagement en fatigue peut donc être calculé à l'aide de ces deux seules valeurs. Pour simplifier les calculs, l'hypothèse que la structure est rigide et qu'il n'y a donc pas d'interaction dynamique entre le vent et la structure est utilisée.

2.3.1 Vitesse de vent réelle

Dans plusieurs pays, l'historique des vitesses de vent est archivé dans le but de faire des moyennes et des statistiques qui servent ensuite dans divers domaines tels que l'énergie, l'aéronautique, le génie civil, etc. En génie civil, ces données permettent aux ingénieurs d'évaluer les efforts induits dans les structures causés par le vent. Au Québec, la responsabilité de recueillir ces informations revient principalement à deux organismes soit : **Environnement Canada** et **Info-Climat**. Des banques de données contenant les vitesses de vent de plusieurs régions au Québec sont disponibles sur les sites internet de ces deux organismes.

Ces données sont habituellement disponibles soit en vitesses moyennes horaires ou en vitesses ponctuelles sur 1 ou 2 minutes. Pour que les différents utilisateurs puissent se servir de ces données, les vitesses sont homogénéisées à une hauteur standard de 10 m à partir du niveau du sol. Les anémomètres servant à recueillir ces données sont habituellement installés sur des terrains à découvert de type B. La définition des types de terrain est disponible au tableau 2-2 provenant de la

norme CAN/CSA C22.3 n°60826:06 [Canadian Standard Association, 2006]. Cette définition est la même pour toutes les normes utilisées au Québec.

Tableau 2-2 : Définitions des différentes catégories de terrain

Catégories de terrain	Caractéristiques de rugosité	KR
A	Vastes étendues d'eau exposées au vent, zones côtières plates	1,08
B	Paysage de rase campagne avec très peu d'obstacles: aéroports ou champs cultivés comportant très peu d'arbres ou de bâtiments	1,00
C	Terrain comportant de nombreux petits obstacles de faible hauteur (haies, arbres et constructions)	0,85
D	Zones suburbaines ou terrains comportant des arbres grands et nombreux	0,67

2.3.2 Vitesse de vent théorique

Il est intéressant de posséder des méthodes théoriques pour estimer la distribution statistique des vitesses de vent d'un site donné à partir de données de vent recueillies sur ce site. Des lois de distribution de probabilité ont donc été ajustées à cet effet. Ces lois sont expliquées dans plusieurs ouvrages [Lui, 1991; Holmes, 2007]. Pour les vitesses de vent standard, soit les vitesses moyennes journalières, la loi de **Rayleigh** (Éq. 2.11) est reconnue comme étant la plus pratique à utiliser et relativement la plus près de la réalité [Lui, 1991]. Les vitesses de vent habituellement désirées dans le domaine du génie civil sont les vitesses maximales qui permettent le dimensionnement de structures. Pour faire l'analyse des données extrêmes de vitesse de vent (vent de conception à l'état limite ultime), d'autres lois telles que la loi de **Gumbel** (Éq. 2.12) et de **Weibull** (Éq. 2.13) offrent une meilleure approximation [Holmes, 2007].

$$F(V) = 1 - \exp\left(-\frac{\pi V^2}{4\bar{V}^2}\right) \quad (2.11)$$

$$F(V) = \exp\left[-\exp\left(-\frac{a+V}{b}\right)\right] \quad (2.12)$$

$$\text{Où} \quad a = 0.45 * \sigma - \bar{V} \quad \text{Et} \quad b = 0.78 * \sigma$$

$$F(V) = \exp\left[-\left(\frac{V}{c}\right)^k\right] \quad (2.13)$$

$$\text{Où} \quad c = \bar{V}_{50}(12.99)^{-1/k} \quad \text{Et} \quad k = \text{nombre réel}$$

Dans ces équations, V est la vitesse de vent (km/h), \bar{V} est la vitesse moyenne du vent (km/h), \bar{V}_{50} est la vitesse de récurrence du vent 1:50ans (km/h) et σ est l'écart type (km/h). Les variables a , b , c et k définies plus haut sont des constantes servant à ajuster les différentes lois.

Les vitesses de vent de design habituellement utilisées sont celles correspondantes à des périodes de récurrence de 10 ans et de 50 ans. Ces vitesses sont disponibles pour la plupart des villes au Canada à l'annexe C du **CNBC** [National research council Canada, 2005]. À l'aide de ces deux valeurs, il est possible de trouver les vitesses de vent associées à d'autres fréquences de récurrence en utilisant l'équation suivante (Éq. 2.14) aussi disponible dans le CNBC:

$$V_{1/n} = \frac{1}{1.4565} \left(V_{1/50} + 0.4565 V_{1/10} + \frac{V_{1/50} - V_{1/10}}{1.1339} \times \ln \frac{-0.0339}{\ln(1-1/n)} \right) \quad (2.14)$$

Si une vitesse de vent moyenne est connue sur une durée de temps, la vitesse moyenne pour une autre durée de temps pour le même vent peut être estimée [Durst, 1960]. Cette relation est montrée à la figure 2-5 provenant du manuel 74 de l'ASCE [American Society of Civil Engineers, 2009].

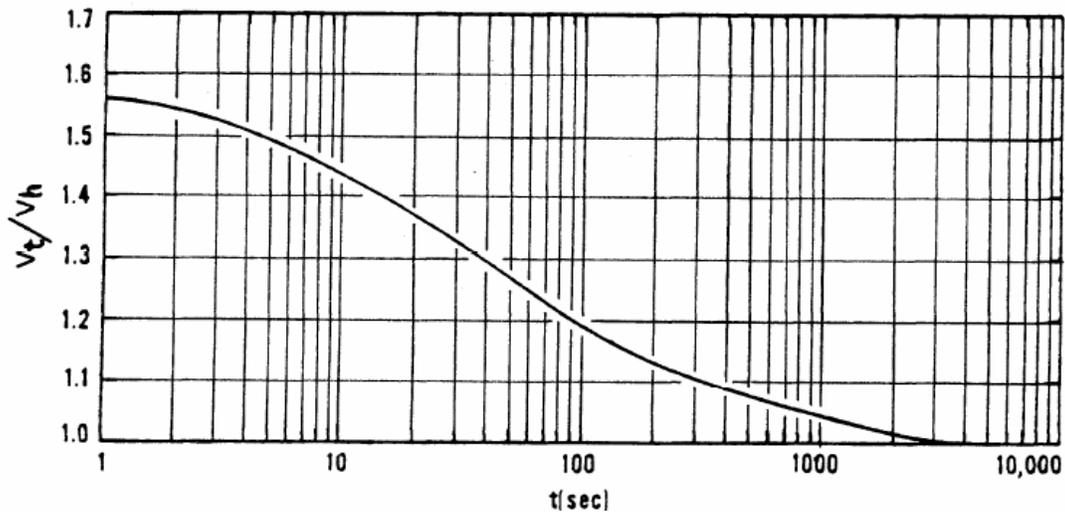


Figure 2-5 : Courbe proposée par Durst

2.3.3 Relation entre la vitesse du vent et la pression

La valeur qui intéresse les ingénieurs civils est la pression appliquée sur la structure à l'étude. Étant donné que l'information disponible est habituellement la vitesse de vent, il existe une relation pour relier la vitesse du vent à la pression:

$$P = \frac{1}{2} \rho v^2 \quad (2.15)$$

La variable ρ dans cette équation représente la densité de l'air et est fonction de la température. Pour une température de 0°C, la densité de l'air est de $\rho=1.2929 \text{ kg/m}^3$ [National research council Canada, 2005]. Les variables P et v sont respectivement la pression et la vitesse du vent.

2.3.4 Tempête de vent

Le vent journalier (grande probabilité d'occurrence) crée des cycles de fatigue de faible intensité dans les membrures de pylônes. Comme il est possible de voir à l'aide de la figure 2-7, ces cycles sont beaucoup moins dommageables pour une membrure que les cycles à haute variation d'amplitude. Les tempêtes de vent, même si elles représentent des événements avec une fréquence de récurrence beaucoup moins élevée, doivent aussi être prises en compte lors de l'évaluation de la fatigue d'un pylône. En effet, celles-ci peuvent créer des cycles de forte variation d'amplitude et atteindre des contraintes dépassant celle de la plastification, endommageant ainsi rapidement les membrures.

Plusieurs études ont été réalisées sur l'effet des rafales de vent sur les structures entre autres par **Davenport** [Davenport, 1961, 1962, 1967]. Un recensement complet de ces études n'a pas été réalisé dans le cadre de ce projet, car seuls les vents extrêmes de période de récurrence élevée sont à l'étude; l'effet dynamique des rafales sur les structures n'a pas été considéré.

2.4 Fatigue

2.4.1 Définition de la fatigue

La fatigue est un phénomène pendant lequel se développent des fissures dans un matériau suite à un chargement cyclique répété. Initialement microscopiques les fissures deviennent, après un certain nombre de cycles, macroscopiques diminuant ainsi l'aire et la capacité de la section. Finalement, lorsque la section ne peut plus reprendre l'effort induit, il y a rupture. L'évolution d'une fissure en fatigue est constituée de trois phases : la naissance de la microfissure, la propagation de la fissure et la fracture [Beaulieu *et coll.*, 2010].

C'est lors de la **naissance des fissures** qu'apparaissent les premières microfissures dans le matériau. Ces microfissures sont des dislocations qui se produisent habituellement le long des plans de cisaillement. Plus l'amplitude du différentiel des contraintes de chargement est élevée, plus le développement des fissures se produit rapidement. À l'inverse, en dessous d'un certain seuil, la membrure ne devrait théoriquement pas ressentir l'effet de fatigue et ne jamais développer de

nouvelles fissures. Étant donné que les matériaux possèdent souvent des irrégularités créées lors des phases de fabrication, l'étape de l'amorce des fissures est souvent diminuée voir même inexistante.

Lors de la **propagation des fissures**, les microfissures créées lors de la première étape ou de la fabrication se propagent dans le matériau et se rejoignent pour coalescer créant ainsi de vraies fissures. À cette étape, les fissures de traction sont perpendiculaires à l'axe de chargement. Cette étape est grandement influencée par l'amplitude de variation des contraintes appliquées ainsi que la longueur initiale de la fissure. En effet, plus l'amplitude de variation de contrainte est élevée plus le nombre de cycles nécessaire avant d'atteindre la rupture est important; il en est de même lorsque la longueur initiale de la fissure augmente. Il existe plusieurs façons pour évaluer la vitesse de propagation de la fissure, mais celles-ci ne seront pas discutées dans le présent document.

La **fracture** a lieu lorsque la contrainte imposée à la section dépasse la contrainte maximale que celle-ci peut reprendre; celle-ci est généralement fragile. Lors de la propagation de la fissure, l'aire de la section peut être diminuée de façon considérable et la rupture est parfois atteinte à des contraintes inférieures à la limite élastique du matériau. Lorsque l'aire nette devient insuffisante et que la rupture a lieu, il est dit que la fissure a atteint sa dimension critique.

On peut voir un schéma de la rupture par fatigue d'une barre d'acier ronde à la figure 2-6 [Lin *et coll.*, 1997]. Les stries en bas de la barre représentent la propagation plus lente de la fissure en fatigue. Lorsque la longueur de la fissure a dépassé la longueur critique pour laquelle la section ne peut plus reprendre l'effort, il y a rupture. La partie blanche de l'image représente la rupture par traction de la section.

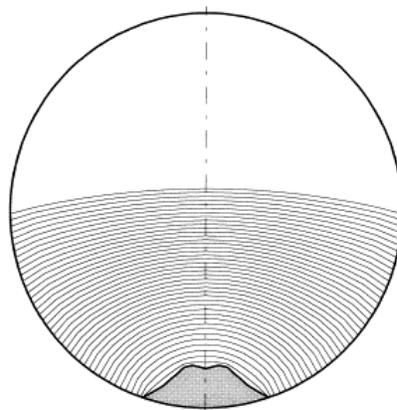


Figure 2-6 : Rupture par fatigue d'une section ronde d'acier

Chaque matériau possède sa propre résistance à la fatigue appelée limite d'endurance. Cette limite représente la contrainte à laquelle le matériau peut atteindre 10^7 cycles sans se briser en fatigue. La valeur de 10^7 est la valeur habituellement acceptée, mais elle diffère parfois d'une norme à l'autre. Sous cette limite, il est considéré qu'aucune fissure en fatigue ne se crée. Pour chaque matériau, le nombre de cycles de fatigue résistant en fonction de l'amplitude de variation des cycles est disponible sous forme de courbe de **Wöhler** souvent appelée courbe S-N (*Stress-Number*). Pour tracer ces courbes pour de l'acier standard utilisé en construction, les équations 2.16 et 2.17 sont utilisées.

$$\text{Pour } F_{sr} < F_{srt} \quad -> \quad N = \frac{\gamma'}{F_{sr}^5} \quad (2.16)$$

$$\text{Pour } F_{sr} > F_{srt} \quad -> \quad N = \frac{\gamma}{F_{sr}^3} \quad (2.17)$$

Dans ces équations, F_{sr} représente la contrainte dans un cycle de chargement, F_{srt} représente la limite d'endurance, N est le nombre de cycle résistant et γ est la constante de fatigue. Ces valeurs sont disponibles dans le tableau 2-3 [Canadian Standard Association, 2009] pour les différentes catégories de détail de connexion rencontrées en pratique. La définition de ces détails est disponible à la table 9 de la norme CAN/CSA S16-09 [Canadian Standard Association, 2009]. Cette définition est la même pour la plupart des normes qui possèdent une section pour évaluer la fatigue.

Tableau 2-3 : Constantes de fatigue des différents détails (Table 10 de la norme S16-09)

Detail category	Fatigue life constant, γ	Constant amplitude threshold stress range, F_{srt} , MPa	nN'	Fatigue life constant, γ'
A	8190×10^9	165	$1,82 \times 10^6$	223×10^{15}
B	3930×10^9	110	$2,95 \times 10^6$	$47,6 \times 10^{15}$
B1	2000×10^9	83	$3,50 \times 10^6$	$13,8 \times 10^{15}$
C	1440×10^9	69	$4,38 \times 10^6$	$6,86 \times 10^{15}$
C1	1440×10^9	83	$2,52 \times 10^6$	$9,92 \times 10^{15}$
D	721×10^9	48	$6,52 \times 10^6$	$1,66 \times 10^{15}$
E	361×10^9	31	$12,1 \times 10^6$	$0,347 \times 10^{15}$
E1	128×10^9	18	$21,9 \times 10^6$	$0,0415 \times 10^{15}$

Dans le cas de cornières d'acier boulonnées, la catégorie de détail est B, donc la limite d'endurance ne devant pas être dépassée est de 110 MPa. On peut voir la courbe S-N de résistance en fatigue d'un acier assemblé selon un détail de catégorie B à la figure 2-7.

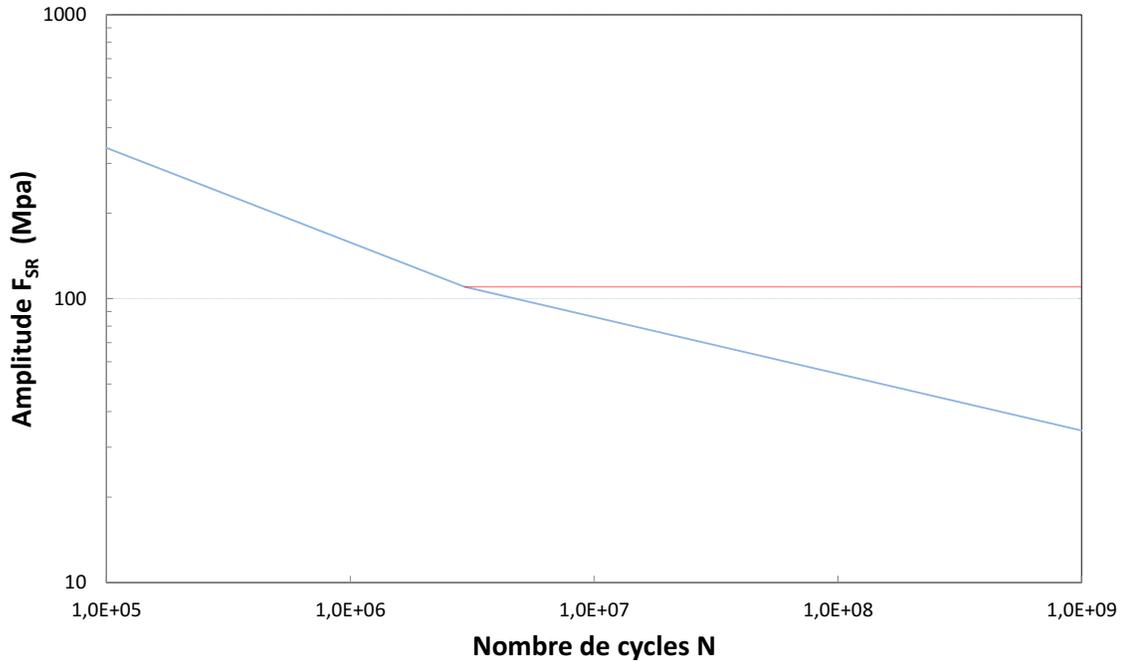


Figure 2-7 : Courbe S-N de l'acier 350W pour un critère B

Théoriquement, étant donné que la limite d'endurance est de 110 MPa, les cycles plus petits que cette valeur n'engendrent pas de nouvelles fissures. Cependant, une fois que les fissures sont amorcées, les cycles de fatigue de moins que 110 MPa deviennent eux aussi dommageables. Les deux pentes sur la courbe de la figure 2-7 montrent que les différentiels de contrainte plus faible que la limite d'endurance sont considérés comme étant moins dommageables que ceux dépassant cette limite.

Une fois cette courbe tracée, il est possible d'estimer combien de cycles de fatigue la structure pourra résister en fonction de leur variation de contrainte. Il existe plusieurs méthodes pour calculer un cumul d'endommagement, mais pour sa simplicité, la règle de **Palmgren-Miner** [Miner *et coll.*, 1945] montrée à l'équation 2.18 est la plus souvent utilisée dans les normes.

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + \dots + \frac{n_n}{N_n} \leq 1 \quad (2.18)$$

Dans cette équation n représente le nombre de cycles de fatigue appliqué sur la membrure et N le nombre de cycle de fatigue résistant pour la même intensité. Si la réponse de cette équation ne dépasse pas 1, il ne devrait pas y avoir de rupture en fatigue.

2.4.2 Calcul du nombre de cycles

Pour pouvoir utiliser la règle de **Palmgren-Miner**, il faut connaître le nombre de cycle appliqué sur la structure en fonction de leur variation de contrainte. Plusieurs méthodes existent pour compter le nombre de cycles résultant d'un chargement variable dans le temps tel que le vent. Ces méthodes sont bien expliquées à la section E1049-85 de l'ASTM [International – Standards Worldwide, 2005]. Une de ces méthodes, la plus utilisée pour compter le nombre de cycles de fatigue sur une structure, est celle du « rainflow » développée par **Matsuishi et Endo** [Matsuishi *et coll.*, 1968]. Cette méthode offre un algorithme en quelques étapes qui permet de sommer le nombre de cycles d'un signal en fonction du temps tel que celui montré à la figure 2-8. Avec le temps, plusieurs variantes de cette méthode ont été proposées, mais seule la variante originale est utilisée dans cette recherche.

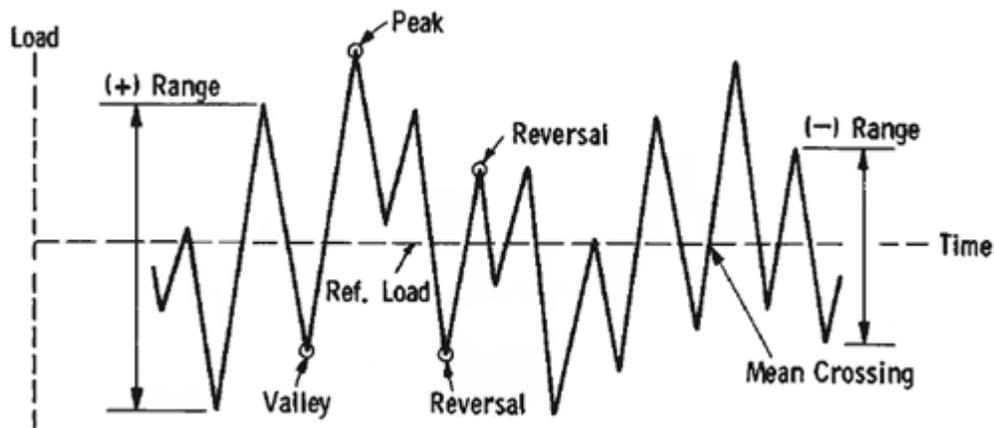


Figure 2-8 : Exemple de chargement en fatigue - méthode du rainflow (ASTM 2005)

Sur la vie totale d'une structure, le nombre de cycles de fatigue appliqué peut devenir très important. La méthode du rainflow, bien que facile à comprendre, est de plus en plus lourde à utiliser lorsque la durée du signal de chargement augmente. L'utilisation d'un logiciel permettant d'écrire une routine incluant les six étapes du rainflow devient donc une solution très intéressante. **Nieslony** a développé un code sur Matlab qui permet l'utilisation facile de la méthode du « rainflow » [Nieslony, 2003]. Cette routine est utilisée pour comptabiliser le nombre de cycles de fatigue pour tous les signaux de vent considérés dans cette recherche.

2.4.3 Essais réalisés en fatigue

Le phénomène de la fatigue de l'acier est un phénomène maintenant de plus en plus connu. Les premiers à se pencher plus assidument sur le sujet ont été les ingénieurs du début du siècle [Gould, 1951]. En effet, ils ont rencontré plusieurs problèmes de rupture de pièces par fatigue dans les rotors, les essieux de wagons de trains et dans quelques autres pièces mobiles. Depuis, plusieurs essais ont été réalisés permettant ainsi l'élaboration des courbes S-N et des normes comme nous les connaissons aujourd'hui. De plus, avec le vieillissement constant des structures, il est important d'élaborer des méthodes permettant d'évaluer l'endommagement en fatigue de ces structures. Des méthodes simplifiées pour analyser l'endommagement en fatigue de structure en fonction de la turbulence du vent ont découlé des travaux de **Davenport** [Patel *et coll.*, 1984; Wyatt, 1984; Dionne *et coll.*, 1988]. Plus spécifiquement, des études ont été réalisées pour trouver une méthode pour prédire la durée de vie des tours et des pylônes [Salazar *et coll.*, 2009; Mikitarenko *et coll.*, 1998; Petrov, 1998; Repetto *et coll.*, 2009]. **Holmes** [Holmes, 2002; Robertson *et coll.*, 2004] a aussi développé une méthode comparable à celle présentée dans le chapitre 4 de ce document. Plusieurs autres méthodes permettant d'évaluer l'endommagement en fatigue ont été résumées par des membres de l'ASCE [Byers *et coll.*, 1997a; 1997b].

Dans la présente étude, seul un survol des essais réalisés en fatigue est réalisé, car aucune recherche évaluant la capacité en tension et en compression de cornière ayant subi des cycles de fatigue n'a été trouvée dans la littérature par l'auteur.

La plupart des essais de résistance en fatigue ont été effectués sur des profilés d'acier autre que des cornières et par conséquent, très peu de données sont disponibles sur la vie en fatigue de cornières laminées à chaud. Seuls des essais de fatigue oligocyclique (faible nombre de cycles d'une grande variation d'amplitude de contrainte) simulant des chargements extrêmes tels que des tremblements de terre ont été trouvés dans la littérature [Knight *et coll.*, 1994; Knight *et coll.*, 1994; Iwai *et coll.*, 1992; Park *et coll.*, 2006; Jain *et coll.*, 1980]. Ces recherches ne sont pas détaillées dans la présente étude, car les charges considérées dans ce projet sont des charges de vent qui induisent de nombreux cycles de faible variation de contrainte. Aucune étude ayant ce type de chargement réalisée sur des cornières laminées à chaud n'a été trouvée.

Les normes actuelles n'incluent pas de section particulière pour traiter de la fatigue des profilés d'acier pliés à froid. Quelques études ont été réalisées dans ce domaine pour fournir des lignes

directrices aux utilisateurs de ce type de membrure. Une recherche réalisée par le « US Steel Corporation Research Laboratory » [Kilppstein, 1981] a conclu que la durée de vie en fatigue des profilés pliés à froid est plus élevée que celle trouvée à l'aide des courbes S-N développées pour les profilés laminés à chaud. Cette étude a aussi comme conclusion que les trous ainsi que les soudures diminuent la durée de vie en fatigue de l'acier d'où les différentes catégories énumérées au tableau 2-3. **Hassan, Polyzois et Morris** [Hassan *et coll.*, 1994; 1998] ont aussi réalisé 52 essais de fatigue sur cinq différentes sections de profilés d'acier pliés à froid. De toutes les variables définissant la contrainte appliquée, ils ont trouvé que la fluctuation de contrainte successive est celle qui influence le plus la durée de vie en fatigue. Finalement, ils ont aussi conclu que la forme section ainsi que la température influent aussi la résistance à la fatigue des membrures. En effet, ils ont trouvé que les essais réalisés à une température de -50°C offrent une augmentation de la capacité en fatigue de l'ordre de 11,5% comparativement aux essais effectués à 25°C. **Vishnuvardhan, Kandasamy et Knight** [Vishnuvardhan *et coll.*, 2005] ont réalisé des essais de fatigue sur des cornières avec rebords pliées à froid. Ils ont testé plusieurs paramètres sur un total de 76 spécimens. Les différents paramètres à l'essai sont : le ratio charge minimale – charge maximale, le ratio charge maximale – charge ultime, la fréquence de chargement et la contrainte élastique de l'acier. Ils ont entre autres trouvé que le ratio de chargement et le grade d'acier influent sur la vie en fatigue de ce type de membrure.

Actuellement, les normes ne considèrent que les contraintes en traction lors de l'évaluation de l'endommagement en fatigue. Cependant, quelques chercheurs ont réalisé des essais sur la fatigue causée par des cycles de contrainte en compression [Reid *et coll.*, 1989; Kasaba *et coll.*, 1998]. Dans ce type de fatigue, le bout de la fissure se plastifie en compression et lors du déchargement. Cette fissure continue jusqu'à ce qu'elle atteigne l'origine de la contrainte résiduelle en traction et arrête ensuite de se propager [Reid *et coll.*, 1989].

2.5 Corrosion

Étant donné que l'objectif de la présente étude est de créer des courbes d'usure à long terme de membrures de pylônes hydro-électriques, il faut en plus d'étudier la fatigue, s'attarder à la corrosion. La section 2.5 n'est qu'une introduction de quelques aspects intéressants du phénomène de la corrosion, car celui-ci ne sera pas abordé dans cette étude. Pour plus de précision, les travaux de maîtrise de **Louis-Vincent Beaulieu** [Beaulieu, 2008] qui expliquent en détail le processus de corrosion (avec une emphase sur la corrosion des pylônes hydro-électriques), aussi réalisés à

l'Université de Sherbrooke, peuvent être consultés conjointement à ce document. Finalement, pour encore plus d'information, le *Corrosion Handbook* [Uhlig, 2000] est un ouvrage très complet touchant à la quasi-totalité des aspects entourant la corrosion.

2.5.1 Problème de la corrosion

Les structures extérieures en acier sont vulnérables à la corrosion. Il est important de prévenir la corrosion, car celle-ci affecte la capacité structurale des ouvrages et en diminue ainsi leur fiabilité. Bien que des méthodes existent pour ralentir la corrosion, elle est souvent inévitable et des réparations ou des remplacements partiels ou complets de structures doivent être réalisés. Pour cette raison, la corrosion de l'acier devient alors un problème économique important. Par exemple, aux États-Unis seulement, les coûts associés à la corrosion (matériel, main d'œuvre, énergie et expertise) en 1975 étaient de 70 milliards de dollars soit 4,2% de leur produit national brut [Uhlig, 2000]. La même étude estime qu'une partie (environ 40%) de ce montant pouvait être évitée en optimisant les techniques de protection contre la corrosion. De nos jours, ces techniques sont beaucoup plus présentes, mais la corrosion représente encore des coûts très élevés que les consommateurs, les compagnies et la société doivent assumer.

Le problème de la corrosion est très influent dans la durée de vie des pylônes hydro-électriques. En effet, plusieurs pylônes se situent dans des zones où le milieu est agressif ou encore à des endroits où l'entretien est difficile et il est laborieux d'en connaître l'état.

Il existe plusieurs types de corrosion pouvant affecter l'acier :

- La corrosion généralisée;
- La corrosion galvanique;
- La corrosion de crevasse;
- La corrosion par piqûre;
- La corrosion intergranulaire;
- La perte sélective d'éléments d'alliage;
- La corrosion par l'érosion;
- La corrosion sous contrainte.

Ces différents types de corrosion sont résumés par **Beaulieu** dans son mémoire [Beaulieu, 2008].

2.5.2 Corrosion accélérée

Étant donné que la corrosion est un phénomène relativement lent, lorsque des études sont réalisées pour en étudier les effets, des processus de corrosion accélérée doivent être utilisés. Une des difficultés principales lors de l'utilisation de ces méthodes est de s'assurer que l'acier se corrode de la façon la plus réaliste possible. Plusieurs méthodes existent pour accélérer la corrosion de l'acier, mais aucune étude comparative entre les méthodes n'a été trouvée dans la littérature. Une des méthodes les plus utilisées est la corrosion en chambre humide à température contrôlée dans laquelle sont répandus des ions de chlorure [Espada *et coll.*, 1987; Chuen-Chang *et coll.*, 2005; Hoeflaak, 2004]. Les échantillons sont déposés dans la chambre pour un certain laps de temps et une quantité prédéterminée de sel y est vaporisée. Ils sont ensuite retirés pour subir un cycle de séchage. Cette méthode est normalisée et les étapes à suivre sont bien définies dans la norme **ASTM B117** (2011).

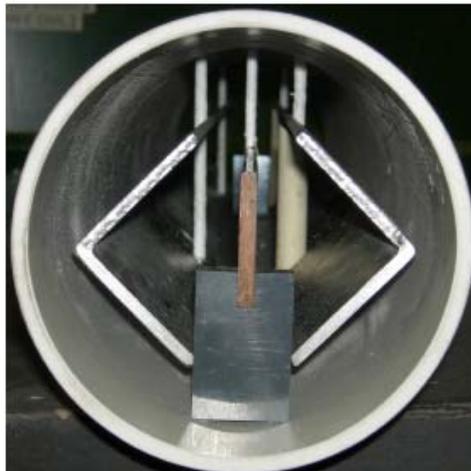


Figure 2-9 : Montage de corrosion accélérée par solution de cuivre [Beaulieu, 2008]

Une autre méthode consiste à immerger l'acier dans une solution agressive dans laquelle est induit un courant électrique pour accélérer la corrosion. Un montage (figure 2-9) permettant l'utilisation de cette méthode a été développé à l'Université de Sherbrooke par **Beaulieu** [Beaulieu, 2008; 2009] dans le cadre de sa maîtrise. Ce dernier est constitué d'un tube de PVC dans lequel sont insérées une plaque de cuivre ainsi que deux cornières d'acier qu'on vient remplir d'une solution saturée en sulfate de cuivre. Un courant électrique est ensuite induit à l'intérieur du tube ce qui facilite le transfert d'électron entre les deux matériaux et accélère la corrosion. Dans le cas d'essais à Sherbrooke, le montage de **Beaulieu** avait offert de bons résultats lors de son utilisation et pourrait facilement être réutilisé.

2.5.3 Effet de l'environnement sur la corrosion

Pour pouvoir développer une méthode qui prédit la capacité résiduelle des cornières corrodées utilisable partout au Québec, il faut pouvoir évaluer la vitesse de corrosion de l'acier en fonction des différentes régions. Il est donc important de connaître l'effet des divers environnements sur la corrosion de l'acier.

Plusieurs chercheurs ont évalué l'effet des différentes conditions atmosphériques sur la vitesse de corrosion de l'acier. **Albrecht et Hall** [Albrecht *et coll.*, 2003] ont effectué une revue littéraire complète sur le sujet ont définis plusieurs aspects du sujet. D'autres études ont été réalisées pour développer des modèles pour prédire la corrosion atmosphérique [Spence *et coll.*, 1992] ou encore évaluer l'influence des conditions du sol sur le taux de corrosion [Schiff, 1984; Robinson, 1993; Hughes, 1996]. En résumé, les principaux facteurs qui influencent la corrosion atmosphérique sont : l'humidité, l'agressivité de l'atmosphère (pollution), la température; et les principaux facteurs qui modifient la vitesse de corrosion dans le sol sont : leur perméabilité à l'air et à l'eau, leur taux d'humidité, leur teneur en sels, leur pH et leur conductivité électrique.

Des méthodes plus détaillées pour évaluer le taux de corrosion en fonction des conditions environnantes ont été développées [Kinzie, 2003; Sarveswaran *et coll.*, 1999].

2.5.4 Corrosion-Fatigue

Le phénomène de la fatigue tel que décrit à la section 2.4 survient rarement seul. En effet, la « fatigue pure » n'a lieu que lorsque le milieu environnant n'est pas agressif; autrement dit, lorsqu'elle a lieu en laboratoire dans un environnement sous vide ou bien contrôlé. Lorsque l'environnement est agressif (air, eau, sol, etc.), on parle de corrosion-fatigue. L'action combinée de la corrosion et la fatigue qui se produisent dans la même période de temps diminuent la résistance en fatigue de la section. Le dommage total causé par la corrosion-fatigue est plus grand que le dommage causé par la même quantité de corrosion et de fatigue appliquées indépendamment l'un de l'autre. Le questionnement sur le phénomène de la corrosion-fatigue est survenu pour la première fois au début du siècle alors qu'un problème de fracture prématurée a été détecté sur des essieux subissant des cycles de mouillage (*water spray*) [Gould, 1951]. Le même problème a aussi été observé sur des bateaux lors de la Première Guerre mondiale.

La corrosion-fatigue agit de deux façons principales sur l'acier [Beaulieu *et coll.*, 2010]. Premièrement, si l'acier est soumis à de la corrosion avant d'être soumis à de la fatigue, il se peut que des piques se

forment due à la corrosion servant à l'amorce prématurée des fissures. Ensuite, si la contrainte de fatigue appliquée sur l'acier est suffisamment élevée pour créer des fissures, l'ouverture des fissures de fatigue à chaque cycle va permettre aux agents corrosifs de s'introduire plus facilement dans l'acier. Une fois que le bout de la fissure est corrodé, la fissure peut pénétrer plus loin au cycle suivant. Un document intéressant expliquant le phénomène de la corrosion-fatigue est le *Corrosion Handbook* [Uhlig, 2000].

Plusieurs auteurs se sont penchés sur le sujet de la corrosion-fatigue de l'acier. Des essais ont été réalisés pour évaluer l'influence du zinc sur la corrosion fatigue [Stuart *et coll.*, 1943], d'autres pour évaluer l'influence des différents milieux atmosphériques [Okayasu *et coll.*, 2008], de la température [Azari *et coll.*, 1985] ou encore de la présence d'eau de mer [Nibbering, 1983]. Aucune recherche comportant des essais de corrosion-fatigue réalisés sur des cornières d'acier n'a été trouvée dans la littérature. L'étude du phénomène de la corrosion-fatigue n'est pas poussée plus loin, car la présente recherche se concentre sur les effets des contraintes mécaniques sur la capacité à long terme de l'acier. Ce phénomène serait par contre important à considérer dans le cas d'une étude touchant les deux aspects soit l'endommagement mécanique et environnemental.

2.6 Courbe d'usure

Comme mentionnée en introduction, l'évaluation de la capacité résiduelle d'un pylône hydro-électrique est une tâche très difficile. En effet, l'endommagement des membrures du pylône dépend de plusieurs facteurs, dont les principaux sont l'endommagement mécanique (fatigue) et l'endommagement causé par la corrosion. De développer un concept de courbe d'usure faciliterait grandement la tâche des professionnels ayant la tâche de prévoir l'entretien et la réparation de ces structures.

Une courbe d'usure est une courbe dans laquelle il est possible de trouver la capacité résiduelle d'une section (dans ce cas-ci, d'une cornière) en fonction d'un certain endommagement. Plus précisément pour ce projet, le but de ces courbes est de pouvoir prédire la capacité en compression et en traction à long terme de cornières d'acier composant un pylône hydro-électrique en fonction de son âge effectif. Cet âge est fonction de l'endommagement en fatigue subi sur la membrure à l'étude, qui dépend lui-même de l'intensité de la variation des contraintes appliquées ainsi que du nombre de cycles total vécu par la membrure. Le type de courbes d'usure recherché dans ce projet est expliqué à

la section 4.7 du document de façon théorique. Les figures 6-2 à 6-4 représentent quand à elles les courbes d'usure en traction et en compression tracées à l'aide du programme expérimental développé dans ce projet.

Pour qu'un tel concept soit efficace, il doit être utilisable pour la majorité des situations rencontrées dans la pratique. Dans ce projet, les conditions recherchées sont celles rencontrées au Québec. Pour utiliser la méthode d'évaluation des cornières, il faut donc classifier le site où le pylône est construit en fonction de son agressivité environnementale (plus ou moins sujet à la corrosion) et de ses conditions d'exposition au vent (vitesses de vent de récurrence).

Il ne semble pas y avoir d'essais qui ont été réalisés dans la littérature en ce qui a trait à la résistance en compression et en traction de membrure d'acier ayant subi des cycles de fatigue. Le but du présent projet est donc de proposer un concept de courbes d'usure évaluant ce phénomène.

Chapitre 3

PREDICTION DE LA CAPACITE EN COMPRESSION DE CORNIERES D'ACIER

Dans ce chapitre, les différentes normes utilisées en Amérique du Nord et en Europe pour calculer la capacité en compression de membrure d'acier sont évaluées. En effet, même si la résistance en compression des cornières d'acier a été étudiée par plusieurs chercheurs, la prédiction de la capacité varie significativement d'une norme à l'autre. Comme mentionné au chapitre précédent, pour bien identifier l'influence de la fatigue sur la capacité de cornière en compression, il est important d'avoir une méthode efficace pour évaluer la résistance de ces cornières. L'objectif de ce chapitre est donc de choisir la méthode la plus efficace et la plus précise pour évaluer la capacité en compression de cornières d'acier. Les équations comparées sont celles provenant des normes mentionnées à la section 2.1.4, soit:

- La CAN/CSA S16-09 (2009) ;
- La CAN/CSA S136-07 (2010);
- L'ANSI/AISC 360-05 (2005);
- L'ASCE 10-97 (1997) ;
- L'Eurocode 3 (2003).

Pour effectuer cette comparaison, une revue de littérature a été réalisée pour recenser le plus de données expérimentales que possible sur des cornières d'acier testées en compression. Dans cette étude, seules les cornières symétriques en acier testées en compression chargées concentriquement ou avec au maximum une excentricité représentant une connexion boulonnée sur une aile ont été retenues. Un total de 217 essais en compression sur des cornières laminées à chaud et 62 sur des cornières pliées à froid ont été trouvés. Ces essais sont énumérés à la section 2.1.3 et sont résumés dans le tableau 2-1. Le présent chapitre est divisé de la façon suivante.

Premièrement, la résistance de tous les essais laminés à chaud de la liste répertoriée au chapitre 2 est évaluée à l'aide des cinq normes à l'étude. De cette comparaison, il a été observé que la norme CAN/CSA S16-09 est généralement trop conservatrice et ce, principalement pour les cornières possédant un ratio largeur sur épaisseur élevé. Une évaluation plus profonde de cette norme a donc été réalisée. La première étape est de valider la précision de la courbe de résistance de la norme en utilisant seulement les essais réalisés sur des spécimens rotulés aux extrémités ce qui permet de négliger l'effet des différentes conditions limites aux appuis. Cet exercice permet de conclure que le problème de la norme S16-09 se situe dans l'évaluation de la capacité des cornières avec des ratios d'aile largeur sur épaisseur élevés.

À partir de cette constatation, une méthode permettant de mieux évaluer ces essais, basée sur la méthode de contrainte effective de la norme CAN/CSA S16-09 actuelle est proposée. Une fois la formule de la courbe de flambement bien définie, les cornières avec des facteurs de modification d'élanement K différents de 1 sont ajoutées à l'étude et tous les spécimens sont évalués. L'ajout de ces spécimens permet de revoir les équations qui tiennent compte des conditions limites aux appuis et de proposer les plus appropriées. Finalement, les essais réalisés sur les cornières pliées à froid et les cornières très élancées sont aussi évalués avec la méthode proposée et les prédictions sont comparés à celles de la norme S136-07.

La même méthode a aussi été ajustée plus spécifiquement pour une comparaison avec l'Eurocode. L'article publié dans l'Eurosteel à ce sujet est disponible à l'Annexe B.

3.1 Comparaison entre les différentes normes et les résultats expérimentaux

La résistance théorique en compression de tous les spécimens répertoriés a été calculée à l'aide des cinq normes mentionnées ci-haut. Pour les profilés laminés à chaud, la CAN/CSA S16-09 (2009), l'ASCE 10-97 (1997), l'ANSI/AISC 360-05 (2005) ainsi que l'Eurocode 3 (2003) ont été comparés tandis que pour les profilés pliés à froid, la CAN/CSA S136-07 (2010) est utilisée.

Pour l'évaluation des données expérimentales recueillies, les hypothèses suivantes ont été utilisées.

- Les longueurs considérées pour l'analyse des membrures lors du calcul sont respectivement la longueur centre à centre des connexions pour les cornières boulonnées et centre à centre des rotules pour les cornières rotulées;
- Lorsque les détails de montage ne permettent pas de calculer la longueur, les longueurs fournies par les auteurs des différents essais sont utilisées;
- À moins d'être spécifiée dans les documents desquels proviennent les résultats des essais, la valeur du module élastique de l'acier utilisée est de 200 000 MPa;
- La contrainte élastique des cornières provient directement des articles;
- Les facteurs de modifications d'élanement utilisés pour la norme S16-09 et l'AISC 360-05 sont ceux pour des membrures individuelles moins retenues en torsion (Éq. A.4). Pour l'ASCE 10-97, le facteur utilisé dépend des conditions de retenues aux appuis (Éqs. A.9) et finalement, les facteurs proposés à la section 3.3 sont utilisés pour la norme S136-07;
- Les propriétés géométriques de chacun des spécimens ont été trouvées dans le Handbook d'acier américain. Pour les sections qui n'étaient pas disponibles dans le Handbook, elles ont été estimées par calcul.

Laminé à chaud

Dans cette section, les valeurs expérimentales de résistance en compression pour les membrures laminées à chaud trouvées dans la littérature sont utilisées pour évaluer les différentes normes. Dans la figure 3-1, le ratio de la résistance expérimentale sur la résistance théorique de chacun des essais est présenté en fonction de leur paramètre d'élanement global λ_g respectif.

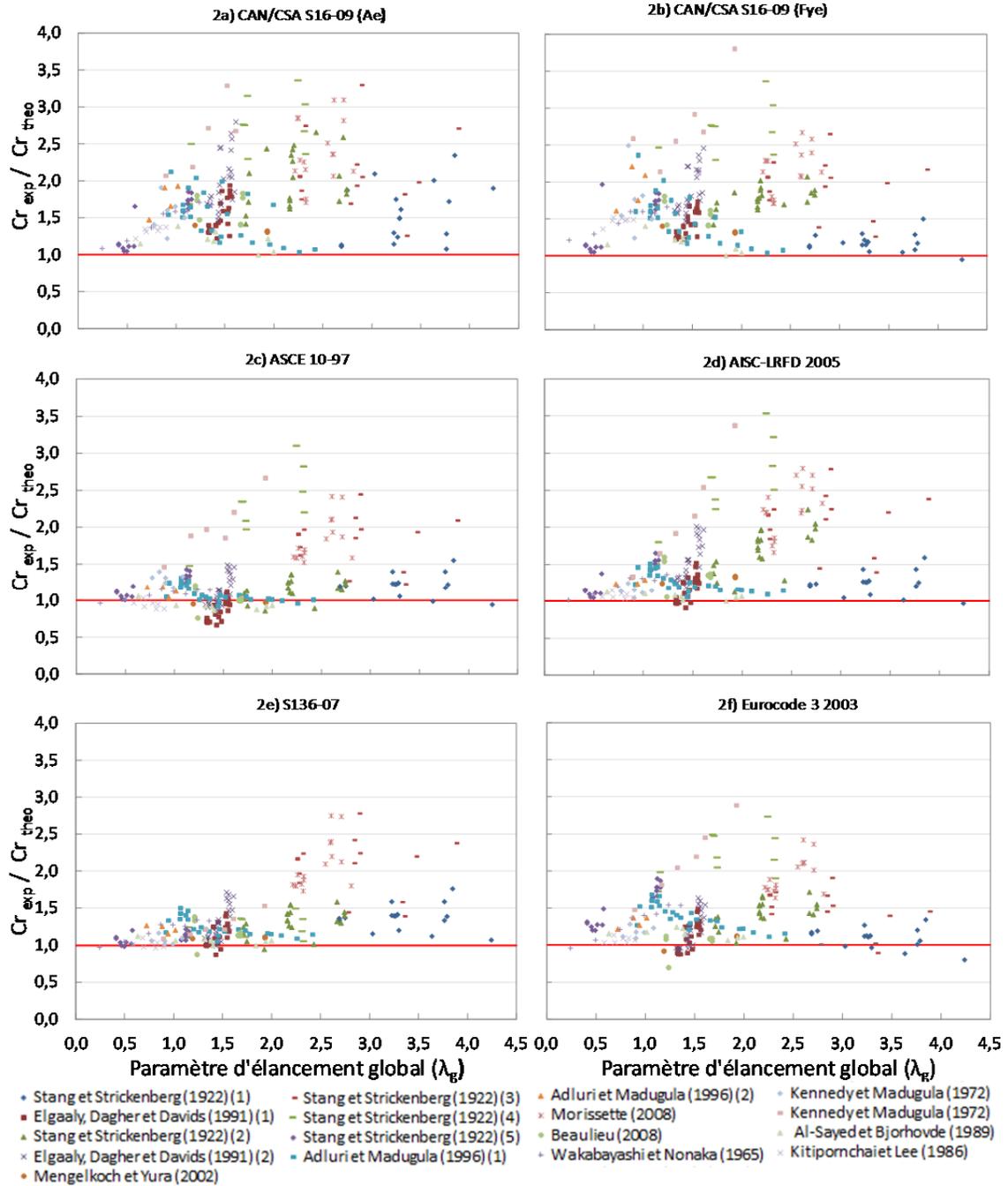


Figure 3-1 : Capacité en compression des cornières laminées à chaud

L'avantage d'utiliser ce paramètre au lieu d'utiliser l'élançement KL/r c'est qu'il élimine l'effet de la variation de la contrainte élastique F_y entre les différents essais.

$$\lambda_g = \sqrt{\frac{F_y}{F_e}} = \sqrt{\frac{F_y}{\frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r}\right)^2}}} \quad (3.1)$$

Dans cette équation, F_e est la contrainte de flambement élastique de la membrure, F_y la contrainte élastique de l'acier et KL/r est l'élançement de la cornière. Les tableaux 3-1 à 3-3 sont un résumé numérique de la figure 3-1 dans lequel la moyenne et l'écart type peuvent être observés pour les différentes conditions aux appuis.

Tableau 3-1 : Prédiction des cornières laminées à chaud rotulées

$C_{r\text{exp.}}/C_{r\text{théo.}}$	S16 (Fye)	S16 (Ae)	AISC	ASCE	Eurocode	S136
Moyenne	1,50	1,47	1,20	1,07	1,29	1,17
Max	2,49	2,13	1,51	1,40	1,69	1,51
Min	1,00	1,00	1,00	0,86	0,97	0,97
Étendue	1,49	1,12	0,51	0,53	0,72	0,54
Écart type	0,318	0,282	0,133	0,132	0,180	0,135

Tableau 3-2 : Prédiction des cornières laminées à chaud boulonnées sur 1 aile

$C_{r\text{exp.}}/C_{r\text{théo.}}$	S16 (Fye)	S16 (Ae)	AISC	ASCE	Eurocode	S136
Moyenne	1,67	1,85	1,54	1,19	1,31	1,39
Max	2,67	3,10	2,80	2,42	2,42	2,75
Min	0,95	1,08	0,91	0,67	0,70	0,88
Étendue	1,72	2,02	1,88	1,75	1,72	1,88
Écart type	0,384	0,464	0,428	0,341	0,343	0,362

Tableau 3-3 : Prédiction des cornières laminées à chaud boulonnées sur 2 ailes

$C_{r\text{exp.}}/C_{r\text{théo.}}$	S16 (Fye)	S16 (Ae)	AISC	ASCE	Eurocode	S136
Moyenne	2,02	2,10	1,92	1,70	1,74	1,44
Max	3,80	4,62	3,53	3,10	2,89	2,78
Min	1,05	1,05	1,05	1,01	0,90	0,99
Étendue	2,75	3,57	2,49	2,09	1,99	1,80
Écart type	0,645	0,748	0,638	0,529	0,451	0,477

On remarque qu'en général, les prédictions faites à l'aide de l'ASCE 10-97 offrent une moyenne et un écart type moins élevés. Cependant, ces prédictions sont moins conservatrices que celles trouvées avec les autres normes. L'AISC 360-05 offre aussi un meilleur écart type que la norme S16-09, mais les capacités trouvées sont plus conservatrices que celles trouvées à l'aide de l'ASCE 10-97. L'Eurocode et la norme S136-07 donnent aussi de bons résultats pour les cornières autant rotulées que boulonnées. Finalement, les deux méthodes proposées dans la norme S16-09 sont très conservatrices pour plusieurs spécimens. Il a donc été décidé d'évaluer la norme S16-09 plus en détail.

Pour pousser l'analyse de la norme S16-09 un peu plus loin, la courbe de résistance doit d'abord être validée. Pour permettre l'utilisation d'un facteur de modification d'élançement de $K=1$, seules les cornières chargées concentriquement et rotulées en leurs extrémités sont utilisées. En utilisant seulement ces valeurs, il est possible d'analyser le niveau d'exactitude de la courbe de flambement de la méthode. Dans la figure 3-2, on retrouve le ratio entre la résistance expérimentale et la résistance théorique tracé en fonction de quatre paramètres d'élançement local λ_p .

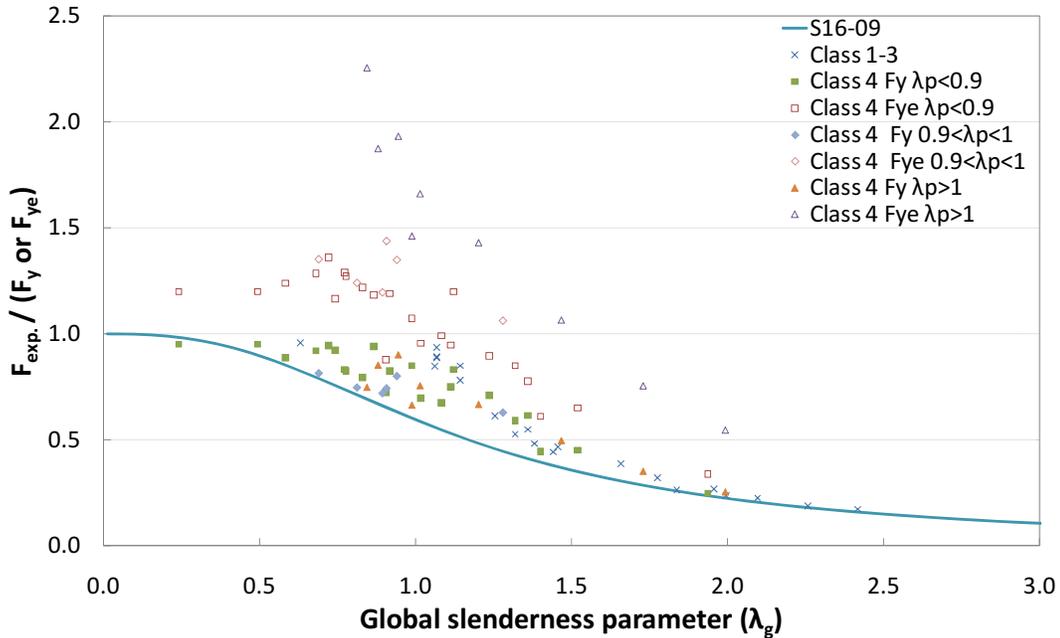


Figure 3-2 : Limite élastique de l'acier pour différents ratios largeur sur épaisseur b/t (S16-09 F_{yc})

L'avantage d'utiliser ce paramètre au lieu d'utiliser le ratio de largeur sur épaisseur b/t de l'aile est le même que celui d'utiliser le facteur λ_g , soit d'éliminer l'influence de la contrainte élastique.

$$\lambda_p = \sqrt{\frac{F_y}{F_{cr}}} = \sqrt{\frac{F_y}{\frac{k\pi^2 E}{12(1-\mu^2)} \left(\frac{b}{t}\right)^2}} \quad (3.2)$$

Dans cette équation, k est une variable qui dépend des conditions limites de la plaque à l'étude ($k=0,425$ dans le cas d'une cornière) et μ est le coefficient de poisson de l'acier. Dans la figure 3-2, les symboles pleins sont le ratio F_{exp}/F_y et les symboles vides représente les mêmes valeurs, mais pour un ratio F_{exp}/F_{yc} . Il peut être observé à partir de cette figure que les valeurs conservatrices sont celles ayant le paramètre d'élançement local λ_p le plus élevé. En effet, pour les sections de classes 1 à 3 pour lesquelles la contrainte effective n'est pas ajustée pour tenir compte du flambement local, les résultats calculés sont plus près de la réalité. On peut donc conclure que la formule de base utilisée

pour tracer la courbe de flambement est adéquate. Les grandes différences entre les valeurs prédites et les valeurs réelles proviennent donc de la façon dont la norme corrige la courbe de base pour tenir compte du flambement local. Cette figure a seulement été tracée pour la méthode utilisant une contrainte effective de la norme S16-09, mais les mêmes conclusions peuvent être tirées de la méthode utilisant une aire effective.

Plié à froid

De toutes les cornières considérées dans ce chapitre, 62 sont pliées à froid. Pour l'analyse de ces spécimens, la norme S136-07 a été utilisée. La prédiction faite pour tous les essais pliés à froid est résumée dans les tableaux 3-1 à 3-3.

3.2 Méthode proposée

Dans cette section, une nouvelle méthode est proposée pour évaluer la capacité en compression de cornières d'acier symétriques chargées concentriquement. Cette méthode est basée sur la méthode de modification de contrainte effective proposée dans la norme S16-09. Comme montrée précédemment, la faiblesse de cette méthode est la façon dont elle tient compte du flambement local. En effet, les résultats calculés pour les cornières ayant des ratios largeur sur épaisseur b/t plus élevés sont trop conservateurs (figure 3-2).

La méthode utilisée dans la norme S16-09 actuelle utilise l'équation de la courbe proposée par **Loov** (1996) pour tenir compte de l'élancement global et une limite d'élancement fixe pour considérer le flambement local. La méthode proposée dans ce chapitre utilise le même type d'équation autant pour évaluer l'influence de l'élancement global que celui de l'élancement local. L'avantage d'utiliser l'équation fournie par **Loov** est sa simplicité; une seule équation doit être utilisée. De plus, cette équation converge vers l'équation du flambement élastique ce qui est plus réaliste que la méthode actuelle de la norme S16-09 (figures 3-3 à 3-7). Il est possible d'utiliser cette équation pour plusieurs variétés d'acier en modifiant la valeur du facteur n . L'équation 3.3 montre la méthode proposée.

$$C_r = AF_{ye} (1 + \lambda_{ye}^{2n})^{-1/n} \quad (3.3a)$$

Où $n = 2.24$ pour les cornières laminées à chaud (voir Table 5)

Et $n = 1.34$ pour les cornières pliées à froid

$$F_{ye} = F_y (1 + \lambda_p^{2p})^{-1/p} \quad (3.3b)$$

$$p = 3$$

$$\lambda_{ye} = \sqrt{\frac{F_{ye}}{F_e}} \quad (3.3c)$$

$$\lambda_p = 0.003587 \sqrt{F_y} \left(\frac{b}{t}\right) \quad (3.3d)$$

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r}\right)^2} \quad (3.3d)$$

Dans ces équations, F_{ye} est la contrainte effective qui tient compte de l'élanement local et λ_{ye} est le critère d'élanement effectif réduit qui tient compte du flambement global. On peut voir une comparaison entre les courbes de flambement des différentes méthodes en fonction de diverses valeurs de paramètre d'élanement local λ_p aux figures 3-3 à 3-7.

Le tableau 3-4 montre une comparaison des résultats trouvés pour les cornières laminées à chaud à l'aide de la norme S16-09 et de la méthode proposée pour deux différentes valeurs de n . La valeur de n contrôle la géométrie de la courbe de flambement globale. Dans ce tableau, il est possible de voir que l'écart type de la méthode proposée avec une valeur de $n=1.34$ est d'environ 60% celle de la norme S16-09 actuelle. La méthode proposée offre donc une meilleure précision pour les membrures ayant un ratio largeur sur épaisseur plus élevé. Le tableau 3-4 permet aussi de voir que l'utilisation d'une valeur de $n=2.24$ permet une réduction encore plus importante de l'écart type. Pour la méthode proposée, les valeurs respectives de p associées aux valeurs de n sont de 3 pour $n=2.24$ et de 10 pour $n=1.34$. Pour les cornières pliées à froid, une valeur de $n=1.34$ semble offrir de bons résultats avec la nouvelle méthode (voir tableau 3-6).

Tableau 3-4 : Prédiction (S16-09 et PM) des cornières laminées à chaud pour 2 valeurs de n

$C_{r\text{exp.}}/C_{r\text{théo.}}$	S16 (F _{ye})	PM	PM
	n=1,34	n=1,34	n=2,24
Moyenne	1,50	1,27	1,12
Max	2,49	1,68	1,39
Min	1,00	0,97	0,90
Étendue	1,49	0,71	0,49
Écart type	0,318	0,186	0,128

Les figures 3-3 à 3-6 montrent la courbe de résistance de la norme S16-09, de l'ASCE 10-97, de la norme S136-07, la norme S37 et de la méthode proposée (PM) respectivement pour des élancements KL/r de 20, 60, 100 et 140. On observe aussi sur ces figures la manière dont les normes tiennent compte des ratios élevés de largeur sur épaisseur. La courbe de la méthode proposée converge avec celle du flambement critique d'Euler pour des cornières dont le ratio largeur sur épaisseur est élevé ce qui théoriquement devrait se produire. On remarque aussi que pour la méthode proposée, plus l'élancement global augmente, plus la valeur λ_p est élevée avant que le flambement local commence à influencer la capacité de la membrure. Seul l'ASCE 10-97 offre le même effet. Avec la norme S16-09, cet effet est négligé et la diminution commence à une valeur de $\lambda_p=0.75$ peu importe l'élancement global de la cornière. La méthode proposée offre donc un comportement se rapprochant plus à celle de l'ASCE 10-97 et est par conséquent moins conservatrice que la norme S16-09 pour les membrures avec des ratios largeur sur épaisseur élevés. La tendance trop conservatrice de la norme S16-09 se distingue aussi par le fait que les courbes diminuent plus rapidement en fonction de x que celles des autres méthodes. Finalement, la figure 3-7 permet de voir uniquement les courbes de la méthode proposée pour mieux visualiser les deux phénomènes expliqués ci-haut.

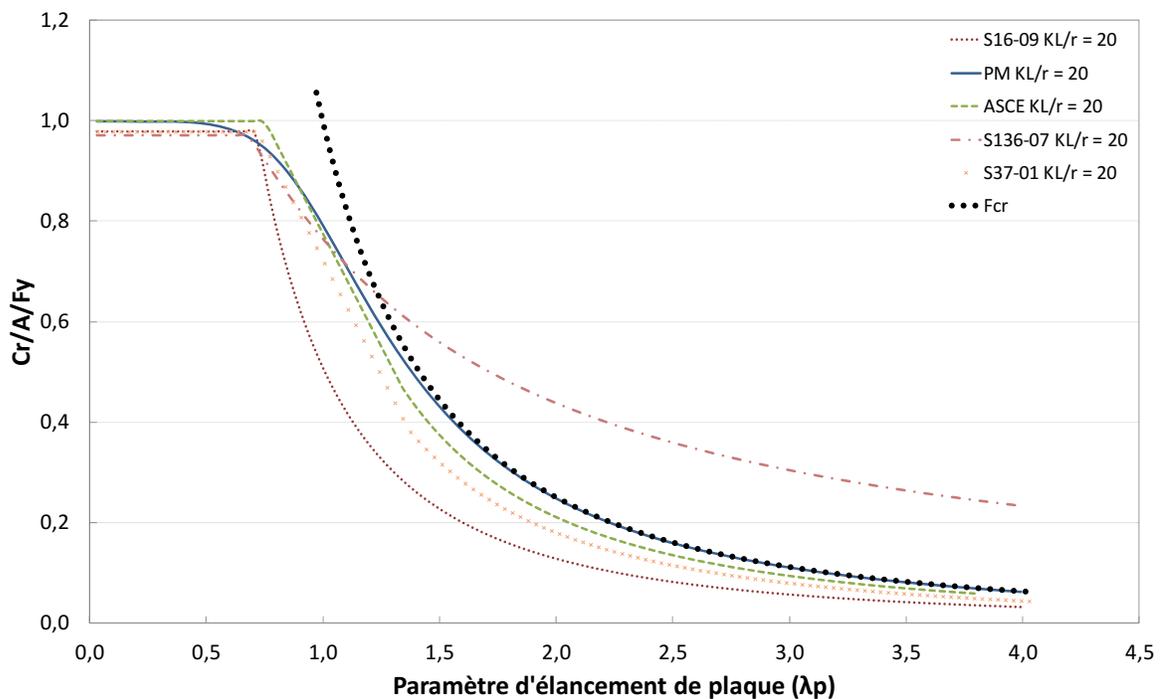


Figure 3-3 : Courbes de résistance ($KL/r = 20$) de la S16, S136, ASCE et méthode proposée (PM)

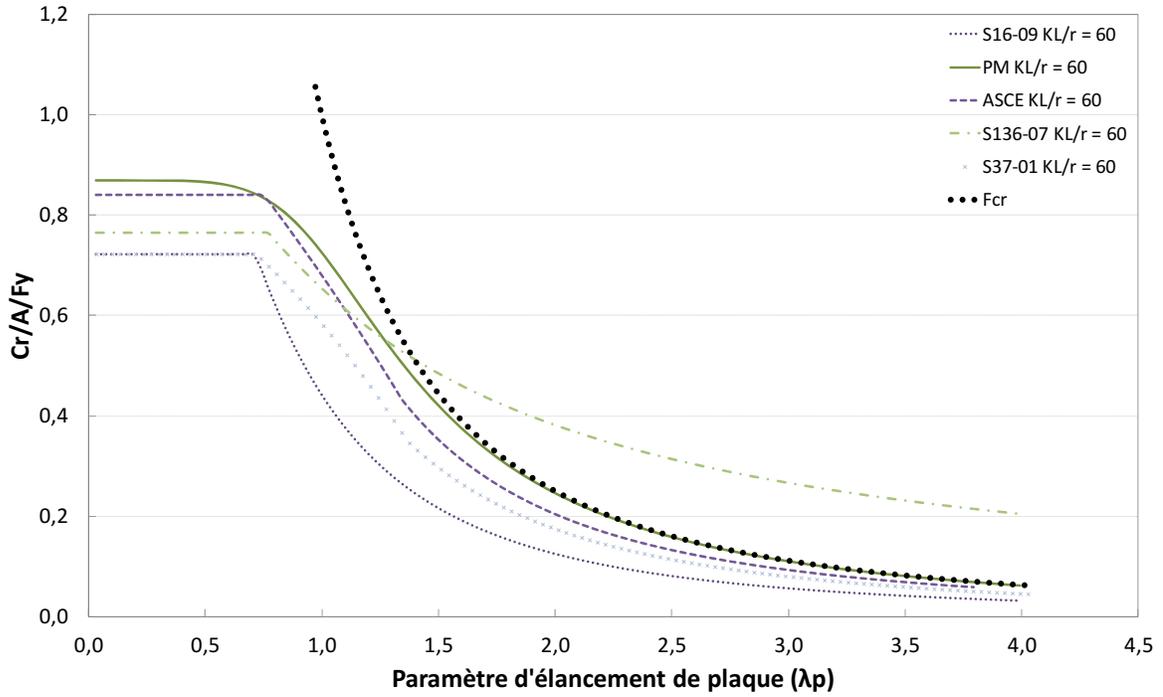


Figure 3-4 : Courbes de résistance ($KL/r = 60$) de la S16, S136, ASCE et méthode proposée (PM)

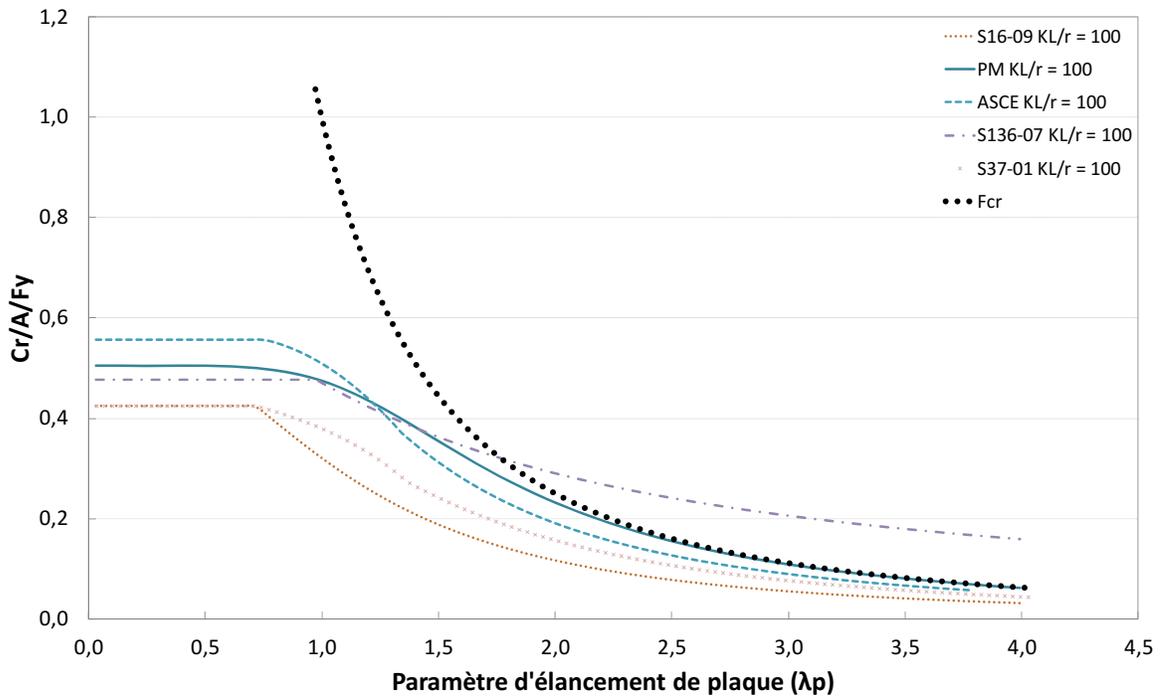


Figure 3-5 : Courbes de résistance ($KL/r = 100$) de la S16, S136, ASCE et méthode proposée (PM)

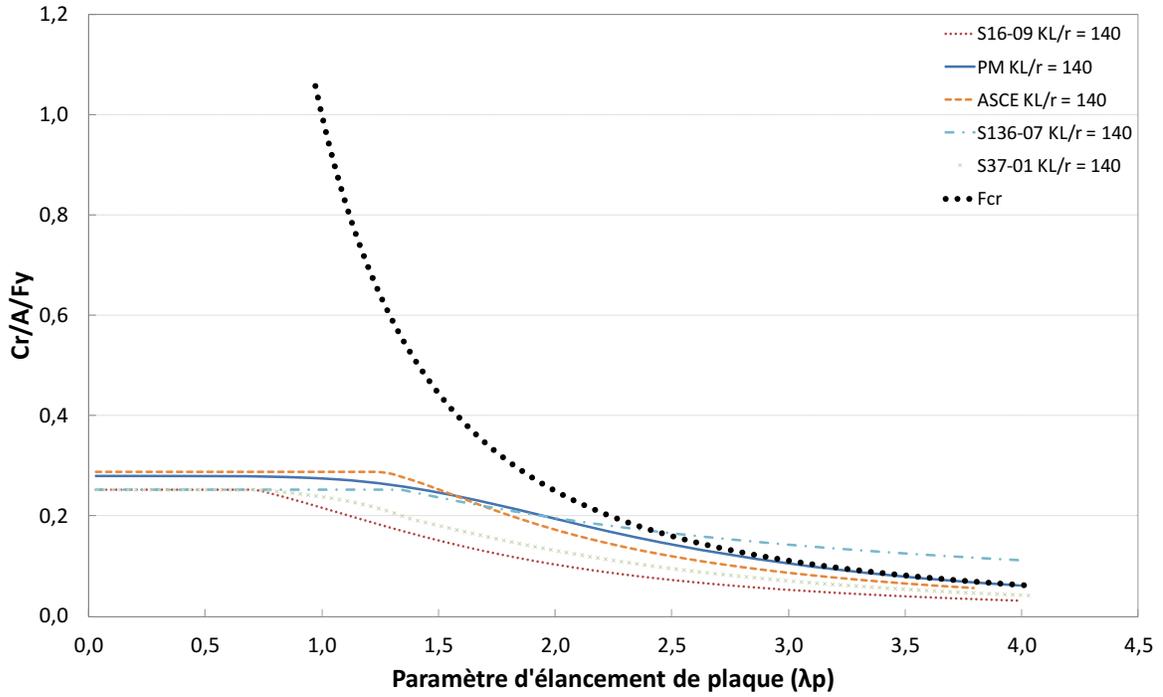


Figure 3-6 : Courbes de résistance ($KL/r = 140$) de la S16, S136, ASCE et méthode proposée (PM)

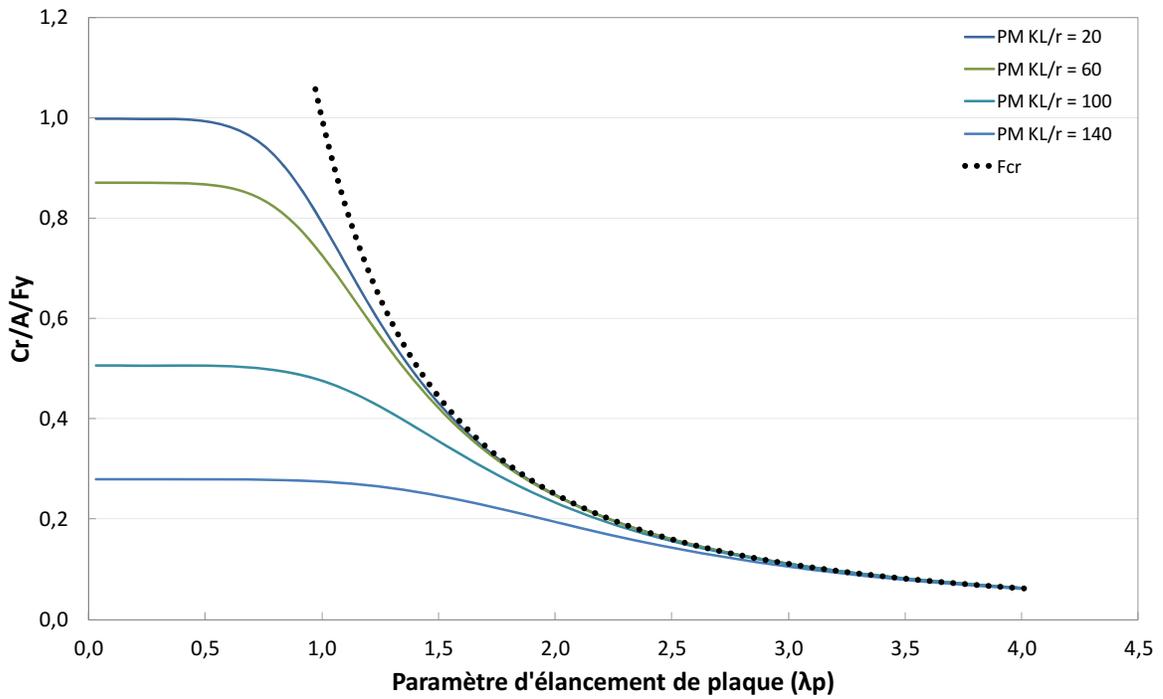


Figure 3-7 : Courbes de résistance de méthode proposée (PM)

3.3 Facteurs de modification d'élançement

Maintenant que la courbe de résistance de la norme est validée, il est possible d'introduire les facteurs de modification d'élançement à l'étude. Dans les mises à jour récentes de la norme S16-09 et de l'AISC 360-05, des facteurs de modifications semblables à ceux déjà utilisés dans l'ASCE 10-97 ont été introduits. La figure 3-8 présente la valeur du facteur de modification d'élançement K nécessaire pour chacun des spécimens pour que les capacités en compression expérimentale et théorique donnent le même résultat. Les symboles "x" doivent être en dessous de la ligne pleine et les symboles ronds en dessous de la ligne pointillée pour que la norme S16-09 soit conservatrice. La ligne pointillée représente un facteur K égal à l'unité tandis que l'autre ligne représente le facteur utilisé dans la norme S16-09 pour les cornières seules (Éq. A.4). On peut voir à l'aide de cette figure que la modification adoptée par la dernière version de la norme était justifiée.

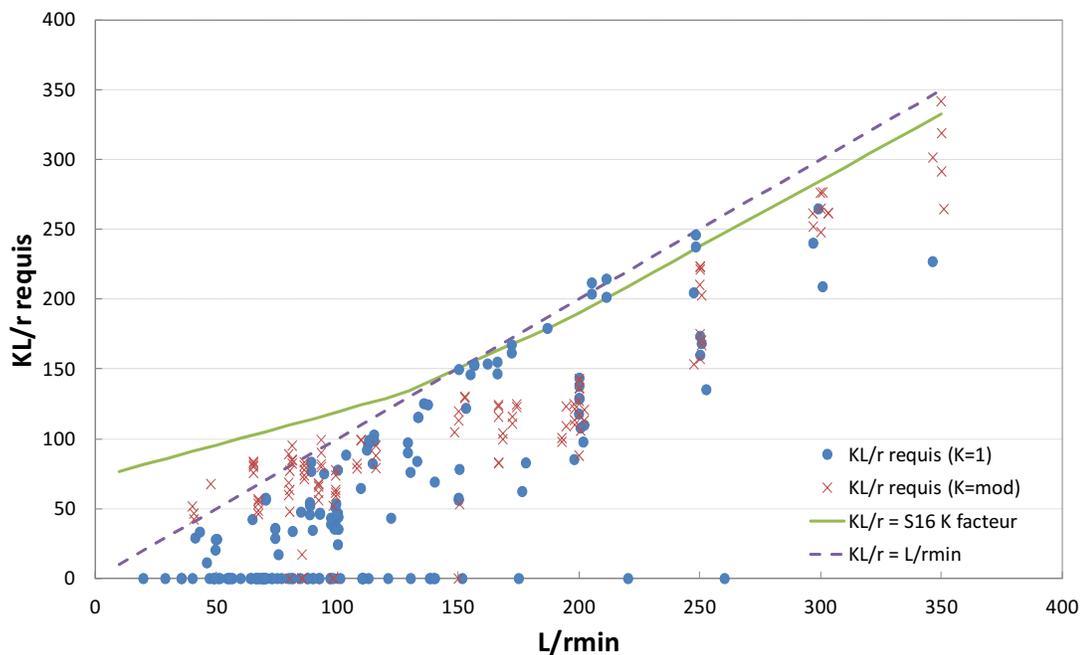


Figure 3-8 : Facteur de modification d'élançement pour des cornières laminées à chaud

La même analyse a été faite pour quatre conditions aux appuis différentes: rotulées, boulonnées sur une aile avec un seul boulon, boulonnées sur une aile à l'aide de plus d'un boulon et boulonnées sur les deux ailes. Les résultats sont présentés aux figures 3-9 à 3-11. Avec ces figures, il est possible d'offrir de nouvelles équations de modification d'élançement pour tenir compte des conditions d'appui.

Pour toutes les normes, le facteur de modification d'élançement K utilisé pour une cornière aux extrémités rotulées (chargée concentriquement) est de 1. La figure 3-9 montre que cette valeur est adéquate.

Il n'y a pas assez de chercheurs qui ont testé de spécimens bien retenus contre la torsion pour pouvoir évaluer les deux différents facteurs offerts par l'AISC 360-05 et la norme S16-09 (Éqs. A.3 et A.4). Cependant, il semble y avoir une distinction à faire entre les cornières fixées sur une aile pour un seul boulon ou plus d'un boulon. Pour les cornières fixées par un seul boulon, une nouvelle équation est proposée (Éq. 3.4) pour les faibles ratios d'élançement et l'équation 3.7-8 de l'ASCE 10-97 (Éq. A.9d) est adéquate pour les ratios d'élançement élevés. De la même figure, il est possible de voir que les équations 3.7-7 (Éq. A.9c) et 3.7-10 (Éq. A.9e) offrent de bons résultats pour des cornières fixées par une aile et plus d'un boulon (figure 3-10).

$$\frac{KL}{r} = 90 + 0.25 \frac{L}{r_{min}} \text{ Pour } 0 \leq \frac{L}{r_{min}} \leq 120 \quad (3.4)$$

Finalement, pour les cornières fixées par leurs deux ailes, la norme S16-09 recommande d'utiliser une valeur de $K=1$ pour toutes les membrures. La figure 3-11 montre que cette valeur semble trop conservatrice pour la prédiction des valeurs expérimentales disponibles. Pour l'évaluation de ces spécimens, une valeur de $K=0.65$ est proposée pour les cornières ayant plus d'un boulon sur chaque aile et de $K=1$ pour celles avec 1 seul boulon par aile. Ces valeurs sont respectivement celles proposées dans la figure F1 de la norme S16-09 pour des conditions encastrees et rotulées. Par contre, il faut noter que ces valeurs sont proposées pour des conditions similaires à celles obtenues en laboratoire. En réalité, les membrures étant connectées sur les deux ailes sont souvent les membrures continues des treillis et les valeurs trouvées à l'aide des montages expérimentaux ne représentent pas ces conditions.

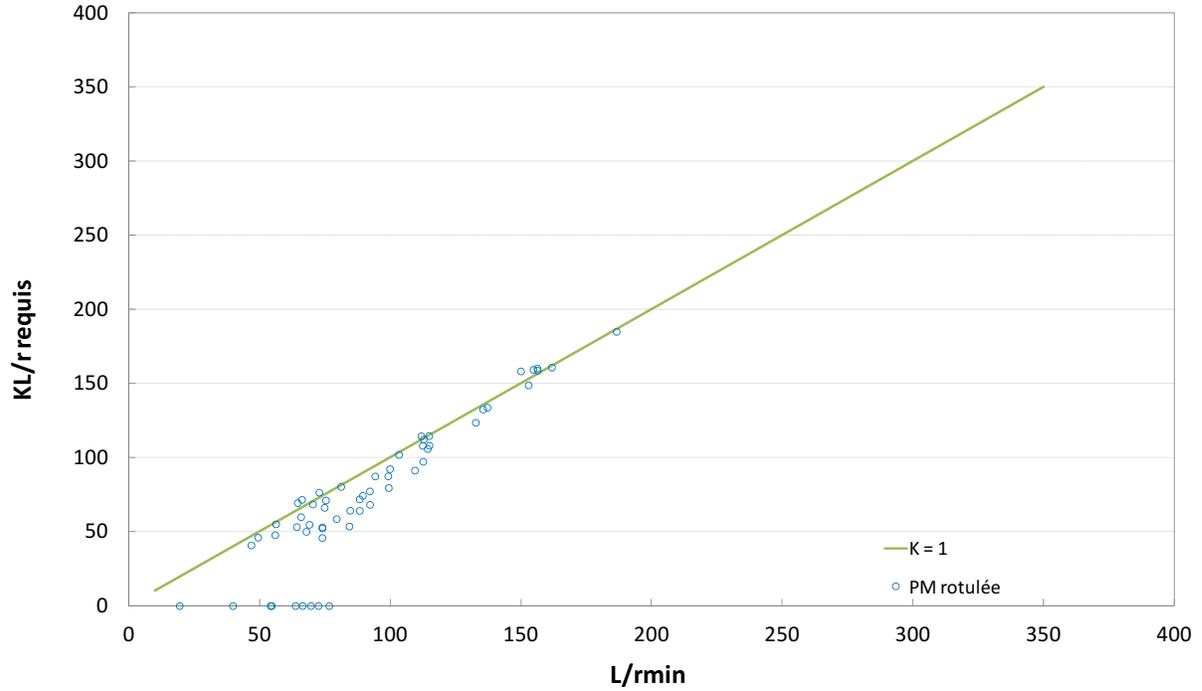


Figure 3-9 : Facteurs de modification d'élanement (Cornières rotulées)

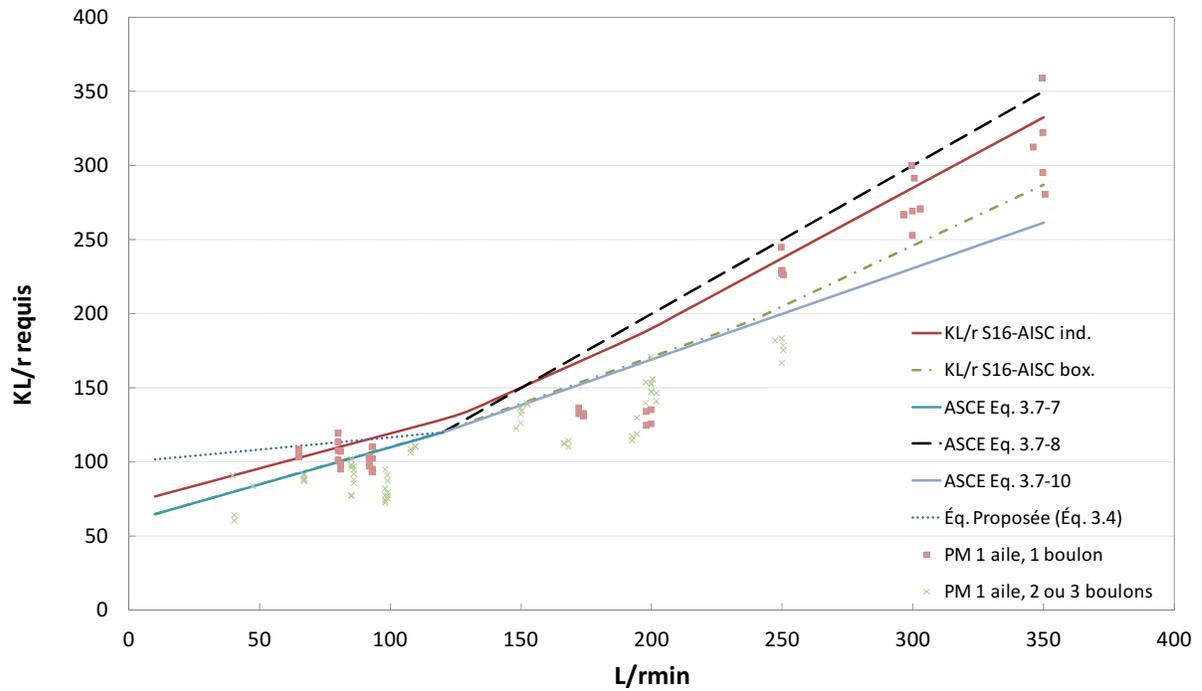


Figure 3-10 : Facteurs de modification d'élanement (Cornières retenues par 1 aile)

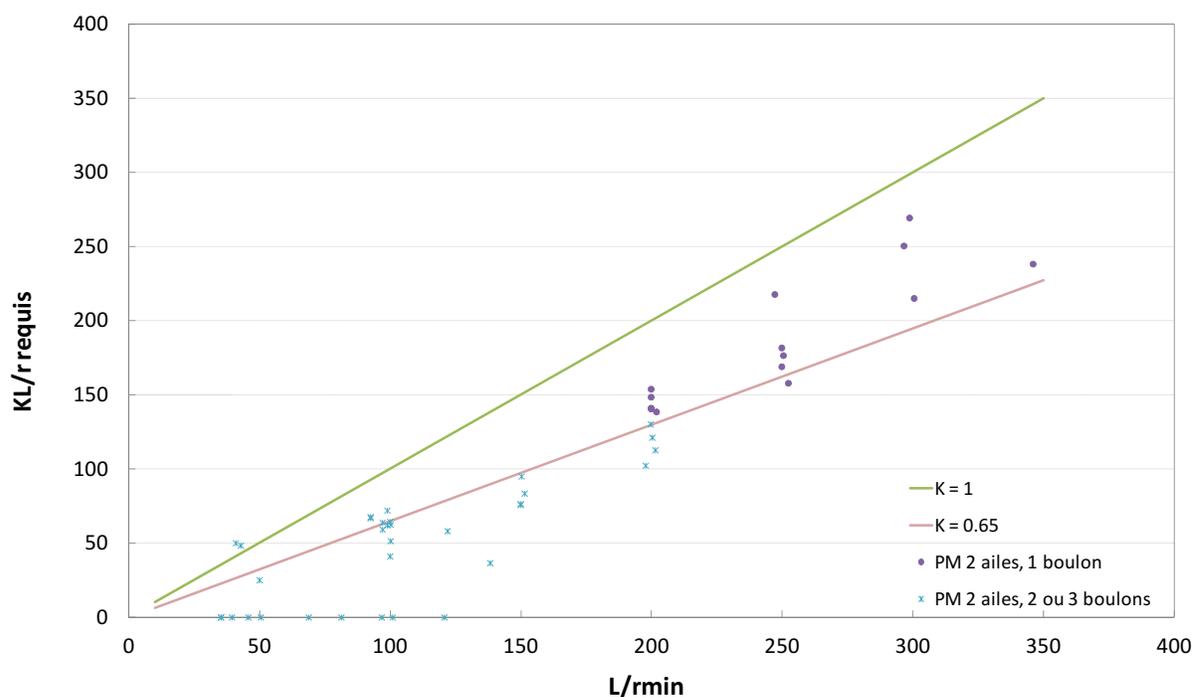


Figure 3-11 : Facteurs de modification d'élongement (Cornières retenues par les 2 ailes)

3.4 Prédictions faites avec la nouvelle méthode

Dans cette section, la méthode proposée est utilisée pour évaluer la capacité en compression des données expérimentales disponibles. Contrairement à la section 3.2, toutes les cornières y compris celles dont le facteur de modification d'élongement K diffère de 1 sont utilisées.

Laminé à chaud

La figure 3-12 montre les prédictions de la méthode proposée pour tous les spécimens laminés à chaud utilisés dans cette étude. L'amélioration apportée par la méthode proposée est visible lorsque les figures 3-1 et 3-12 sont comparées. Seuls les spécimens provenant de deux chercheurs semblent toujours être moins bien évalués. Les montages utilisés pour ces deux essais ont sans doute des conditions limites aux appuis utilisés différentes de celles considérées pour cette étude.

Le tableau 3-5 montre les résultats trouvés en utilisant la méthode proposée et la norme S16-09 actuelle. Il est possible de voir que la méthode proposée offre de meilleurs résultats pour les trois différentes conditions aux appuis.

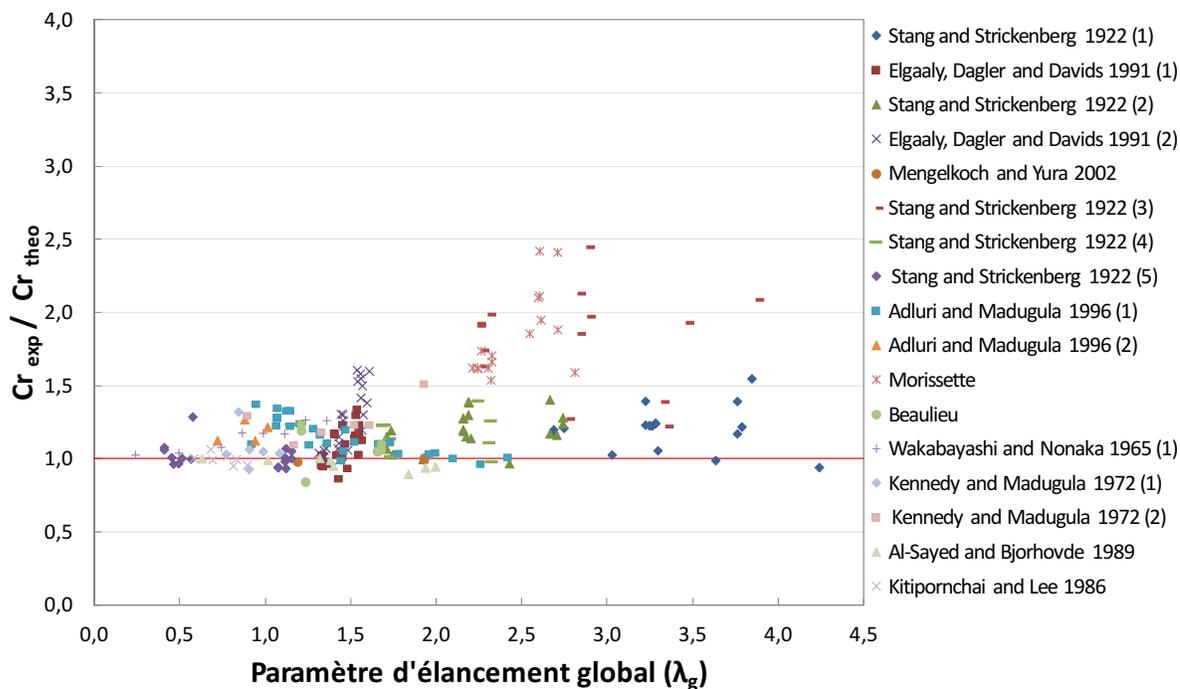


Figure 3-12 : Prédications des cornières laminées à chaud avec la nouvelle méthode

La méthode proposée n'est pas aussi non conservatrice que l'ASCE 10-97 mais elle offre un écart type similaire. De plus, la méthode proposée, contrairement à la norme S16-09, prédit aussi de façon efficace les membrures ayant des ratios élevés de largeur sur épaisseur. En effet, elle offre une prédiction plus près de la réalité que la norme S16-09 pour la presque totalité des données utilisées.

Il est aussi possible de voir dans les tableaux 3-1 à 3-3 que la méthode de la norme S16-07 utilisée avec les équations de modification d'élongement proposées (section 3.3), offre de très bons résultats.

Tableau 3-5 : Prédiction de tous les spécimens laminés à chaud

$C_{r \text{ exp}} / C_{r \text{ théo.}}$	Rotulé		Boulon. 1 aile		Boulon. 2 ailes	
	S16 (Fye)	Pm	S16 (Fye)	Pm	S16 (Fye)	Pm
Moyenne	1,50	1,12	1,67	1,28	2,02	1,33
Max	2,49	1,39	2,67	2,43	3,80	2,46
Min	1,00	0,90	0,95	0,86	1,05	0,95
Étendue	1,49	0,49	1,72	1,57	2,75	1,51
Écart type	0,318	0,128	0,384	0,300	0,645	0,396

Plié à froid

Pour les cornières pliées à froid, la méthode proposée offre des résultats équivalents à ceux trouvés à l'aide de la norme S136-07. Les écarts types des deux méthodes sont similaires, mais la méthode proposée est un peu plus conservatrice. Pour ces deux méthodes, les mêmes facteurs de modification d'élançement ont été utilisés.

Tableau 3-6 : Prédiction de tous les spécimens pliés à froid

$C_{r\text{ exp.}}/C_{r\text{ théo.}}$	Rotulé		Boulon. 1 aile		Boulon. 2 ailes	
	S136	PM	S136	PM	S136	PM
Moyenne	0,95	1,17	1,16	1,28	1,20	1,47
Max	1,17	1,76	1,52	1,51	1,62	1,74
Min	0,55	0,88	0,87	1,02	0,82	1,29
Étendue	0,62	0,88	0,65	0,49	0,79	0,44
Écart type	0,145	0,193	0,183	0,137	0,241	0,137

Finalement, la méthode proposée semble être adéquate autant pour les cornières laminées à chaud que celles pliées à froid. Par contre, la méthode n'a été vérifiée que pour les données considérées dans cette étude, soit des cornières symétriques sans excentricité exagérée.

3.5 Cornières avec ratio largeur sur épaisseur élevé

De tous les documents trouvés dans la littérature, un seul résumé des essais réalisés sur des spécimens ayant un ratio largeur sur épaisseur b/t plus élevé que 26. **Young** (2004) a fait des essais sur 24 cornières ayant des ratios de 35, 45 et 58. Ces essais ont été évalués à l'aide de toutes les méthodes décrites depuis le début du chapitre. Les facteurs de modification d'élançement K utilisés pour chacune des méthodes sont ceux retenus à la section 3.3. Les résultats des prédictions faites avec ces normes sont disponibles au tableau 3-7. On peut voir que toutes les normes à l'exception de la norme S136-07 et de l'Eurocode sont beaucoup trop conservatrices pour cette gamme de ratios largeur sur épaisseur. Par contre, on remarque aussi que les résultats trouvés à l'aide de la méthode proposée sont de l'ordre de deux fois moins conservateur que ceux trouvés avec la norme S16-09 sans toutefois être inférieurs à 1. Il y a donc encore ici une amélioration avec la nouvelle méthode comparativement à la norme S16-09 actuelle. Aussi, bien que la méthode proposée soit plus conservatrice que la norme S136-07 et l'Eurocode, elle offre beaucoup moins de résultats dont la valeur est inférieure à 1.

Tableau 3-7 : Prédiction des spécimens de Young avec un ratio largeur sur épaisseur élevé

$C_{r\text{exp.}}/C_{r\text{théo.}}$	S16 (Fye)	S16 (Ae)	AISC	ASCE	Eurocode	S136	PM
Moyenne	5,90	4,86	2,39	2,92	1,14	0,87	3,00
Max	12,49	8,88	4,54	6,14	1,41	1,04	6,43
Min	2,30	1,80	1,30	1,07	0,82	0,72	1,10
Étendue	10,19	7,08	3,24	5,08	0,60	0,32	5,32
Écart type	2,836	2,307	0,890	1,420	0,144	0,092	1,486

Les figures 3-3 à 3-6 montrent bien la différence entre la méthode de la contrainte effective décrite dans la norme S16-09 et la méthode proposée. La norme S16-09 est plus conservatrice pour tous les spécimens, peu importe leur ratio de largeur sur épaisseur. En regardant la fin des courbes (ratio largeur sur épaisseur élevé), on remarque pourquoi la méthode proposée évalue mieux les spécimens de Young que la norme S16-09. À ces valeurs d'élançement local, la méthode proposée tend vers la courbe de flambement élastique tandis que la norme S16-09 reste toujours plus conservatrice.

Finalement, les prédictions de la norme S136-07 ne convergent pas avec la courbe de flambement élastique parce que sa courbe suppose que même avec un élançement local très élevé, l'élançement global continue d'influencer la capacité finale de la cornière. Cette interaction entre l'élançement global et l'élançement local semble être en accord avec les données expérimentales de **Young** [Young, 2004] comme on peut le voir au tableau 3-7.

3.6 Conclusions

Une revue de littérature a été réalisée pour répertorier les essais réalisés sur des cornières d'acier symétriques testées en compression. Au total, 217 essais faits sur des cornières laminées à chaud et 62 sur des cornières pliées à froid ont été utilisés dans cette étude. Premièrement, une comparaison a été faite entre les résistances en compression expérimentales et les valeurs théoriques trouvées à l'aide de cinq normes nord-américaines et européennes. De cette comparaison, il a été conclu que la norme CAN/CSA S16-09 est trop conservatrice, spécialement pour les spécimens avec des ratios largeur sur épaisseur élevés. Une nouvelle méthode a donc été proposée basée sur la méthode de contrainte effective offerte dans la norme CAN/CSA S16-09. Ensuite, les différents facteurs de modifications d'élançement proposés par les normes à l'étude ont été comparés et des propositions ont été faites à savoir lesquelles utilisés pour chacune des conditions aux appuis. Les conclusions suivantes peuvent être tirées de ce chapitre:

- Pour les cornières laminées à chaud, l'ASCE 10-97 offre un écart type plus faible que les autres normes lors de l'évaluation de la capacité en compression. Cependant, il y a plusieurs prédictions non conservatrices (capacité expérimentale sur capacité théorique inférieure à 1). La norme S136-07, bien que développée pour l'évaluation des membrures pliées à froid, offre aussi de bons résultats pour celles laminées à chaud. L'AISC 360-05 et l'Eurocode sont plus conservatrices, mais leur écart type n'est pas beaucoup plus grand que celui de l'ASCE 10-97. Finalement, la norme S16-09 est très conservatrice pour les valeurs ayant des ratios largeur sur épaisseur élevés. La méthode proposée offre un écart type équivalent à celui de l'ASCE 10-97, mais avec moins de valeurs ayant des ratios capacité expérimentale sur théorique non conservateurs inférieurs à 1.
- Pour les cornières pliées à froid, la norme S136-07 offre de bonnes prédictions pour les cornières rotulées, mais certaines valeurs ne sont pas conservatrices. La méthode proposée est plus conservatrice, mais l'écart type est équivalent à celui calculé avec la norme S136-07.
- Pour les cornières avec des ratios largeur sur épaisseur très élevés (Young, 2004), les équations proposées par **Winter** utilisées par la norme S136-07 offrent les meilleurs résultats. La méthode proposée offre un écart type plus élevé que la norme S136-07, mais donne des résultats beaucoup plus près de la réalité que la norme S16-09 actuelle.
- Les facteurs de modification d'élancement avec la nouvelle méthode proposée donnent de meilleurs résultats que ceux obtenus avec les autres normes. Ces facteurs offrent aussi de bons résultats lorsqu'ils sont utilisés avec la norme S136-07 pour tenir compte des conditions aux appuis.

En résumé, la méthode proposée est simple et prédit de façon adéquate les valeurs expérimentales. La capacité trouvée pour la presque totalité des spécimens laminés à chaud est prédite de façon conservatrice. Aussi, la presque totalité des prédictions réalisées à l'aide de la méthode proposée sont plus près de la réalité que lorsqu'elles sont évalués avec la norme S16-09 actuelle. Pour les cornières pliées à froid, la méthode proposée fonctionne aussi assez bien. Pour utiliser cette méthode dans la norme, il faudrait ajuster les différents paramètres en fonction du niveau de probabilité de ruine désiré. En élargissant la banque de données, il serait aussi possible d'ajuster cette méthode pour tenir compte des cornières non symétriques.

Chapitre 4

ÉVALUATION DU CHARGEMENT IN-SITU DE FATIGUE

Ce chapitre explique la méthode théorique développée pour évaluer l'endommagement en fatigue de cornières de pylône hydro-électrique en fonction de la vitesse de vent locale et de l'âge du pylône.

Il faut premièrement connaître les vitesses de vent qui sont appliquées sur la structure (section 4.1). Pour ce faire, des vitesses de vent réelles provenant des banques de données d'Environnement Canada ont été comptabilisées pour six sites ayant chacun une vitesse de vent de récurrence 1:50 ans spécifique. Une comparaison entre différentes lois de distribution de probabilité (Gumbel, Weibull et Rayleigh) a ensuite été réalisée pour trouver laquelle prédit les vitesses de vent de façon la plus réaliste possible. La distribution réelle des vitesses de vent en fonction de la vitesse de récurrence 1:50 ans de n'importe quel site loi peut ensuite être évaluée.

Il faut ensuite trouver le nombre de cycles de fatigue appliqué à la membrure à l'étude pour chaque vitesse de vent. Pour réaliser cette étape, des signaux de vent ont d'abord été créés à l'aide du logiciel Windgen développé à l'Université de Sherbrooke (section 4.2). Ces signaux en km/h ont ensuite été transformés en contrainte dans chaque membrure à l'aide d'une règle supposant la « linéarité » entre la pression sur la membrure et la vitesse du vent. Une fois ces signaux connus, il est possible de compter le nombre de cycles de fatigue appliqué sur les membrures avec la méthode du rainflow (section 4.3). À l'aide de la loi de Palmgren-Miner, le dommage cumulé en fatigue peut être calculé pour la membrure à l'étude pour chacun de ces signaux (section 4.4).

Finalement, l'endommagement total infligé en fatigue pour un certain laps de temps est trouvé en multipliant la probabilité d'occurrence de chacune des vitesses de vent par le cumul

d'endommagement en fatigue créé par ces vents. Pour généraliser cette méthode et pouvoir utiliser la courbe d'usure pour n'importe quel site, ce travail est réalisé pour des sites ayant des vents de récurrence 1:50 ans de 5 km/h à 125 km/h par incrément de 5 km/h. Un tableau montrant l'âge équivalent d'un site par rapport à un autre est ensuite tracé. **À noter que dans tout le chapitre, une valeur de 75 km/h = 110 MPa est utilisée. Cette valeur a été choisie de façon aléatoire et sert seulement à démontrer la méthode. D'autres valeurs pourraient être utilisées si désiré.**

4.1 Vitesse de vent réelle

La première étape est de trouver une façon d'estimer les vitesses de vent réelles rencontrées aux sites où les courbes d'usure pourraient être utilisées. Les données utilisées pour évaluer les vitesses de vent réelles sont celles disponibles dans les banques de données fournies par Environnement Canada. La vitesse de vent utile pour cette analyse est la vitesse moyenne sur une période d'une heure. Ces valeurs ont été comptabilisées pour 6 sites au Québec où les données étaient disponibles pour un grand nombre d'années. La vitesse de vent d'une récurrence 1:50 ans, la moyenne et l'écart type du vent ainsi que le nombre d'années sur lequel est comptabilisé le vent sont résumés au tableau 4-1 pour chacun des sites.

Tableau 4-1 : Résumé des vitesses de vent des différents sites

	Gaspé	Montréal	Blanc Sablon	Kuujuuaq	Québec	Jonquière
V 1:50 ans (km/h)	82.03	87.62	114.76	108.91	69.54	64.22
Moyenne (km/h)	11.32	14.95	19.60	15.25	14.01	14.32
Écart type (km/h)	9.10	9.48	14.55	10.42	8.54	8.84
Nb année	35	58	28	56	6	16

Une fois ces données connues, il est possible de comparer différentes lois de distribution de probabilité entre elles pour trouver celle qui représente le mieux l'évaluation des vitesses de vent réelles. Les trois lois de distribution de probabilité à l'étude sont celles mentionnées à la section 2.3.2.

Dans le but de pouvoir utiliser ces lois pour n'importe quel endroit au Québec, il faut d'abord trouver une manière de les utiliser lorsque les vitesses de vent ne sont pas connues. En effet, la majorité du temps lors de l'implantation d'une ligne de transport, seule la vitesse de récurrence 1:50 ans est connue. La manière dont les trois lois de probabilité sont utilisées pour cette comparaison est décrite ci-dessous.

Gumbel

La loi de probabilité de Gumbel (Éq. 2.12) possède des probabilités non nulles de rencontrer des vitesses de vent négatives. Pour l'utilisation de la loi, les vitesses négatives ne seront pas prises en compte dans les calculs. De plus, la moyenne et l'écart type doivent être connus pour utiliser cette loi. Puisqu'il serait trop long de comptabiliser les vitesses de vent sur une longue période de temps à chaque projet de construction de lignes, il faut élaborer une méthode pour trouver la moyenne et l'écart type d'un site particulier en fonction de sa vitesse de vent de récurrence 1:50 ans.

Pour trouver la moyenne de la distribution des vitesses de vent d'un site où les statistiques ne sont pas disponibles, Lui [Lui, 1991] propose d'utiliser une règle de trois (Éq. 4.1) entre ce site et un site où la moyenne est disponible.

$$V_1(T) = \frac{V_2(T)U_1}{U_2} \quad (4.1)$$

Où $V_1(T)$ et $V_2(T)$ représentent les vitesses de vent d'une récurrence donnée pour les deux sites et U_1 et U_2 représente la moyenne de la distribution de vent pour ces mêmes sites.

Pour évaluer l'écart type, les écarts types des six sites à l'étude ont été tracés en fonction de leur vitesse de récurrence 1:50 ans sur la figure 4-1.

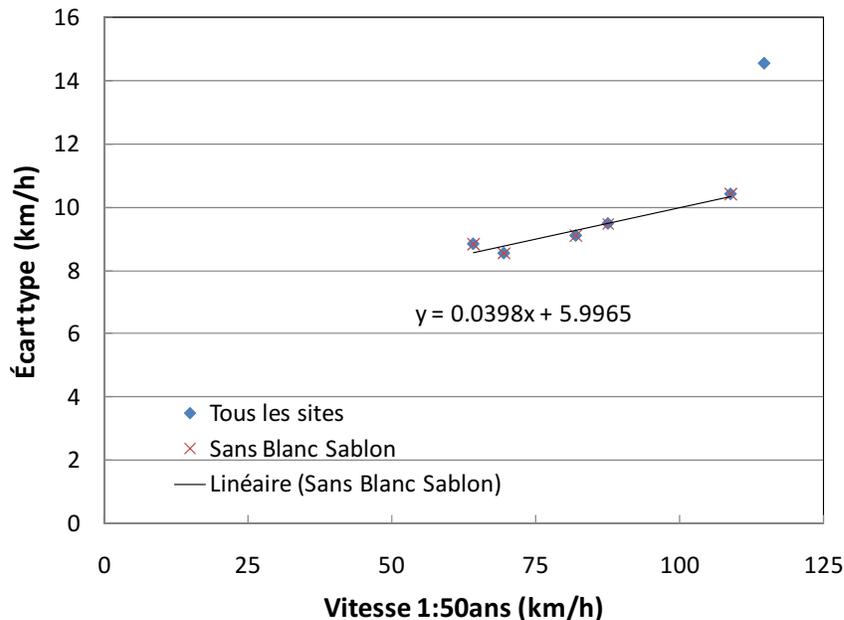


Figure 4-1 : Écart type en fonction de la vitesse de récurrence 1:50 ans

En ne tenant pas compte de la donnée de Blanc-Sablon qui semble être aberrante, sans doute à cause des particularités du site, il est possible de tracer une droite entre les points pour estimer l'écart type. Cette droite ne serait probablement pas valide pour de petites valeurs de vitesse de vent de récurrence 1:50 ans, mais en réalité, ces vitesses n'existent pas.

La règle utilisée pour trouver l'écart type des différents sites est donc :

$$\sigma = 0.04U_{1:50ans} + 6.00 \quad (4.2)$$

Rayleigh

Avec la loi de probabilité de Rayleigh, toutes les probabilités sont positives et elle peut donc être utilisée directement. Cette loi ne dépend que de la moyenne pour son application. L'équation 4.1 est donc aussi utilisée pour extrapoler la valeur de la moyenne pour le site à l'étude.

Weibull

La loi de probabilité de Weibull ne dépend que de la vitesse de récurrence 1:50 ans et de la valeur de la variable k . Habituellement, la vitesse de vent de récurrence 1:50 ans est disponible pour tous les sites au Québec. Pour les sites à l'étude, une valeur de $k=1,5$ semble offrir une bonne prédiction des vitesses de vent et sera utilisée.

Comparaison

Après avoir bien défini la manière dont les trois lois de probabilité sont applicables pour n'importe quel site, il faut déterminer laquelle offre les meilleures prédictions. On retrouve à la figure 4-2 une comparaison des différents sites du tableau 4-1 réalisée avec les trois lois retenues. Les histogrammes n'ont qu'une colonne sur deux dans cette figure, car les banques de données d'Environnement Canada utilisées sont montées de cette façon. Une étude numérique a aussi été réalisée, mais n'est pas montrée dans le présent document.

On remarque que les trois lois semblent offrir des résultats assez réalistes lorsque les faibles et moyennes vitesses de vent sont évaluées. Là où les lois diffèrent le plus, c'est au niveau des vitesses de vent extrêmes. La loi de probabilité de Rayleigh semble sous-estimer les vitesses de vent élevées; résultats prévisibles étant donné que cette loi est généralement utilisée pour les vitesses de vent standards. La loi de probabilité de Gumbel quant à elle, a une tendance à surestimer la probabilité d'occurrence des vitesses plus élevées (plus de 50 km/h). Finalement, la loi de probabilité de Weibull

offre des résultats se situant entre les deux autres lois et semble être plus près de la réalité. La loi de Weibull est donc un bon compromis, car elle offre de bonnes estimations pour toute la gamme de vitesses de vent.

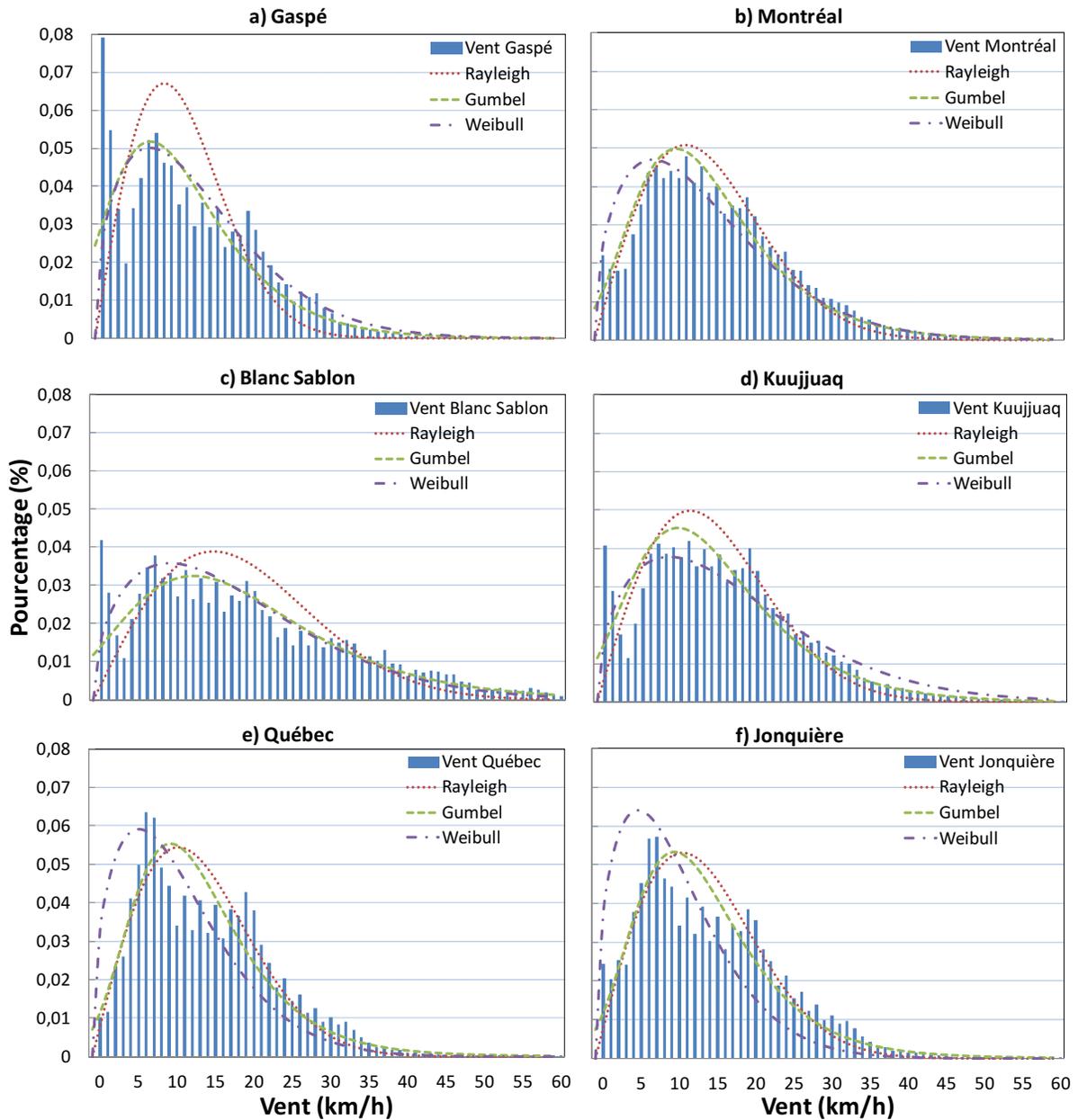


Figure 4-2 : Comparaison graphique des six sites avec les trois lois de probabilité

Le tableau 4-2 est un exemple des probabilités d'obtenir différentes vitesses de vent trouvées à l'aide de la loi de probabilité de Weibull. Il représente la probabilité que le vent ait une certaine valeur en km/h (en x) en fonction de la vitesse de récurrence 1:50 ans du site à l'étude (en y). Ce tableau a été tracé pour des vitesses de récurrence 1:50 ans de 5 à 125 km/h par incrément de 5 km/h et pour des vents de 0 à 125 km/h.

Tableau 4-2 : Probabilité de distribution de vent avec la loi de Weibull ($k=1,5$)

V1:50 ans km/h	Vent km/h						
	58-62	63-67	68-72	73-77	78-82	83-87	88-92
60	4,08E-06	8,16E-07	1,53E-07	2,67E-08	4,40E-09	6,82E-10	9,96E-11
65	1,54E-05	3,71E-06	8,42E-07	1,80E-07	3,65E-08	7,00E-09	1,27E-09
70	4,56E-05	1,28E-05	3,41E-06	8,61E-07	2,07E-07	4,73E-08	1,03E-08
75	1,12E-04	3,58E-05	1,09E-05	3,15E-06	8,74E-07	2,32E-07	5,89E-08
80	2,38E-04	8,46E-05	2,88E-05	9,38E-06	2,93E-06	8,82E-07	2,55E-07
85	4,48E-04	1,75E-04	6,57E-05	2,37E-05	8,21E-06	2,75E-06	8,86E-07
90	7,71E-04	3,27E-04	1,33E-04	5,23E-05	1,98E-05	7,27E-06	2,58E-06
95	1,23E-03	5,58E-04	2,44E-04	1,04E-04	4,24E-05	1,69E-05	6,50E-06
100	1,84E-03	8,87E-04	4,14E-04	1,87E-04	8,23E-05	3,51E-05	1,45E-05
105	2,61E-03	1,33E-03	6,56E-04	3,15E-04	1,47E-04	6,66E-05	2,94E-05
110	3,54E-03	1,89E-03	9,83E-04	4,97E-04	2,44E-04	1,17E-04	5,48E-05
115	4,63E-03	2,59E-03	1,40E-03	7,43E-04	3,83E-04	1,93E-04	9,50E-05
120	5,87E-03	3,41E-03	1,93E-03	1,06E-03	5,72E-04	3,01E-04	1,55E-04
125	7,25E-03	4,35E-03	2,55E-03	1,46E-03	8,17E-04	4,47E-04	2,40E-04

Résumé

En résumé, il a été conclu que la loi de probabilité de Weibull offre une meilleure prédiction des vitesses de vent des sites présentés au tableau 4-1. Cette loi sera donc utilisée pour la suite des calculs. La loi de probabilité de Weibull dépend seulement de la vitesse de vent de récurrence 1:50 ans et d'une constante k . Une valeur de $k=1,5$ a été choisie et semble offrir de bons résultats.

$$F(V) = \exp \left[- \left(\frac{V}{c} \right)^k \right] \quad (4.3)$$

$$\text{Où} \quad c = \bar{V}_{50}(12.99)^{-1/k} \quad \text{Et} \quad k = 1,5$$

Avec l'équation 4.3, il est possible de créer un tableau tel que le tableau 4-2 pour connaître la distribution de vent pour n'importe quel site au Québec. Ce tableau est utilisé pour la suite de la méthode présentée dans ce chapitre.

4.2 Signaux de vent (WindGen)

L'étape suivante est de trouver le nombre de cycles de fatigue appliqué sur la cornière en fonction d'un signal de vent d'une durée limitée. Pour réaliser la première partie de cet objectif, des signaux de vent de différentes vitesses ont été créés à l'aide du logiciel WindGen développé à l'Université de Sherbrooke. Ce logiciel permet de créer des signaux de vent d'une durée définie en fonction de la vitesse de vent moyenne. Pour ce projet, les signaux de vent ont été créés pour un terrain de type B à une hauteur de 10 m par rapport au sol et ont une durée de 3584 s soit d'environ 1 h.

Les deux premières colonnes du tableau 4-3 donnent un aperçu des données trouvées à l'aide de WindGen pour un vent moyen de 50 km/h. Les vitesses de vent (colonne 2) ne représentent que la partie dynamique du vent en km/h. À ces vitesses, il faut additionner la vitesse moyenne horaire (colonne 3) pour avoir le signal de vent complet (colonne 4).

Tableau 4-3 : Signal de vent pour une vitesse moyenne de 50 km/h

Temps s	Vent dyn km/h	Vitesse moy. km/h	Vent total km/h	Contrainte Mpa
0	2.08	50	52.08	49.68
0.0625	1.84	50	51.84	49.22
0.125	1.73	50	51.73	49.00
0.1875	4.02	50	54.02	53.44
0.25	4.85	50	54.85	55.11
0.3125	4.29	50	54.29	53.98
0.375	3.83	50	53.83	53.06
0.4375	4.86	50	54.86	55.13
0.5	7.36	50	57.36	60.27
0.5625	7.98	50	57.98	61.57
0.625	6.28	50	56.28	58.01
0.6875	6.17	50	56.17	57.79
0.75	4.53	50	54.53	54.46
0.8125	3.61	50	53.61	52.63
0.875	5.08	50	55.08	55.56
0.9375	5.87	50	55.87	57.17
1	7.09	50	57.09	59.69

Ces signaux de vent sont ensuite appliqués à la structure. Étant donnée la grande rigidité d'un pylône hydro-électrique, il a été supposé que la fréquence à laquelle ce dernier bouge est la même que celle de la charge de vent qui lui est appliquée; le chargement devient donc un chargement pseudostatique. Dans cet exemple, pour passer d'une vitesse en km/h (colonne 4) à une contrainte en MPa (colonne 5), la règle présentée à l'équation 2.15 a été utilisée en supposant que 75 km/h = 110

MPa dans la membrure. L'utilité de cette équation vient du fait que l'on retrouve normalement l'effort, donc la contrainte, de chacune des membrures en fonction de la vitesse de vent de dimensionnement sur les plans de pylônes. La colonne 5 du tableau doit être recalculée pour des valeurs de vent de 0 à 200 km/h par incrément de 5 km/h donnant 110 MPa.

4.3 Nombre de cycle (rainflow)

Une fois un « signal de contrainte » trouvé (voir tableau 4-3, colonne 5) pour toutes les vitesses de vent, il est possible de compter le nombre de cycles appliqués sur la membrure pour une période d'une heure. Pour compter la quantité de cycle de fatigue, la méthode du rainflow expliquée à la section 2.4.2 a été utilisée.

Étant donné la grande quantité de données, le traitement a été effectué à l'aide du logiciel Matlab. Un exemple de résultats pour un signal de vent d'une moyenne de 50 km/h est disponible au tableau 4-4. Les chiffres dans ce tableau représentent le nombre de cycles infligés à une membrure pour un vent de 50 km/h pendant 1 h.

Tableau 4-4 : Nombre de cycles en fonction de l'amplitude pour un vent 1:50 ans de 50 km/h

Cycle (MPa)	Vent qui crée 110 mpa dans la membrure (km/h)						
	60	65	70	75	80	85	90
1	3450	3955	4511	5038	5568	6099	6640
2	1867	2048	2164	2297	2405	2452	2470
3	1483	1568	1601	1634	1604	1593	1535
4	1230	1225	1230	1177	1140	1084	1027
5	970	964	892	871	818	788	736
6	789	724	738	665	651	520	441
7	614	638	564	547	411	389	375
8	565	493	490	356	342	330	260
9	446	445	322	303	285	224	204
10	416	334	274	273	216	178	132
11	339	244	251	197	167	129	114
12	270	221	215	159	134	110	72
13	200	202	158	143	99	66	71
14	183	191	131	103	93	69	54
15	186	134	120	90	45	59	60

Ces mêmes matrices ont été tracées pour des vents de 5 à 200 km/h par incrément de 5 km/h et les cycles ont été comptés pour des contraintes de 1 à 650 MPa.

4.4 Cumul d'endommagement

Lorsque le tableau 4-4 est rempli pour chacune des vitesses de vent à l'étude soit de 5 km/h à 125 km/h par incrément de 5 km/h, le cumul d'endommagement en fatigue des membrures est calculé. Pour ce faire, la loi de Palmgren-Miner (Éq. 2.18) est utilisée. Avec cette loi, le pourcentage d'endommagement en fatigue peut être calculé pour chacune des vitesses de vent en fonction de la vitesse qui crée une contrainte de 110 MPa dans la membrure.

Chaque ligne du tableau 4-5 est un sommaire du cumul d'endommagement pour un vent d'une heure en km/h et chaque colonne représente la vitesse en km/h qui crée 110 MPa dans la membrure.

Tableau 4-5 : Cumul d'endommagement des membrures pour un vent d'une heure

Vent km/h	Vent qui crée 110 mpa dans la membrure (km/h)						
	60	65	70	75	80	85	90
60	7,48E-05	4,18E-05	2,45E-05	1,47E-05	8,64E-06	5,00E-06	2,89E-06
65	1,52E-04	8,77E-05	5,23E-05	3,22E-05	1,99E-05	1,24E-05	7,82E-06
70	2,77E-04	1,63E-04	9,83E-05	6,11E-05	3,88E-05	2,48E-05	1,61E-05
75	4,72E-04	2,81E-04	1,73E-04	1,09E-04	6,93E-05	4,47E-05	2,95E-05
80	7,51E-04	4,51E-04	2,79E-04	1,77E-04	1,14E-04	7,56E-05	5,09E-05
85	1,05E-03	6,34E-04	3,93E-04	2,50E-04	1,63E-04	1,08E-04	7,18E-05
90	1,72E-03	1,04E-03	6,49E-04	4,17E-04	2,74E-04	1,84E-04	1,26E-04
95	2,43E-03	1,50E-03	9,42E-04	6,08E-04	4,01E-04	2,70E-04	1,84E-04
100	3,44E-03	2,15E-03	1,35E-03	8,77E-04	5,82E-04	3,93E-04	2,71E-04
105	4,47E-03	2,98E-03	1,92E-03	1,25E-03	8,31E-04	5,66E-04	3,91E-04

4.5 Méthode pour évaluer l'endommagement réel

Finalement, il est possible d'évaluer l'endommagement réel d'une membrure en fonction du site où elle se trouve. Pour ce faire, il faut multiplier le tableau 4-2, qui représente la probabilité d'occurrence de chacune des vitesses de vent en fonction de la vitesse de récurrence 1:50 ans, et le tableau 4-5 qui représente le cumul d'endommagement pour chacun de ces vents. Cette multiplication permet d'obtenir le tableau 4-6 qui représente l'endommagement annuel d'une membrure qui atteint 110 MPa pour une vitesse de vent donnée et qui se situe dans un site où la vitesse de récurrence 1:50 ans est connue.

Tableau 4-6 : Endommagement annuel en fonction de la V qui crée 110 MPa et de V 1:50 ans

Vent 1:50	Vent qui crée 110 mpa dans la membrure (km/h)						
km/h	60	65	70	75	80	85	90
60	1,23E-04	5,98E-05	2,94E-05	1,53E-05	8,20E-06	4,51E-06	2,56E-06
65	2,63E-04	1,30E-04	6,49E-05	3,43E-05	1,87E-05	1,04E-05	5,93E-06
70	5,15E-04	2,59E-04	1,32E-04	7,13E-05	3,95E-05	2,22E-05	1,28E-05
75	9,44E-04	4,84E-04	2,53E-04	1,39E-04	7,82E-05	4,45E-05	2,59E-05
80	1,64E-03	8,56E-04	4,56E-04	2,55E-04	1,46E-04	8,44E-05	4,96E-05
85	2,72E-03	1,45E-03	7,85E-04	4,47E-04	2,60E-04	1,52E-04	9,07E-05
90	4,34E-03	2,35E-03	1,30E-03	7,49E-04	4,42E-04	2,62E-04	1,58E-04
95	6,72E-03	3,68E-03	2,07E-03	1,21E-03	7,24E-04	4,35E-04	2,66E-04
100	1,01E-02	5,60E-03	3,19E-03	1,89E-03	1,14E-03	6,96E-04	4,31E-04
105	1,48E-02	8,30E-03	4,79E-03	2,87E-03	1,75E-03	1,08E-03	6,75E-04

À ces valeurs, il ne reste qu'à multiplier l'âge de la structure pour avoir son endommagement en fatigue. Pour avoir quelque chose de plus visuel, il est aussi possible de faire ce même tableau de façon relative à une valeur en particulier. Le tableau 4-7 permet de comparer plus facilement les différents sites les uns par rapport aux autres. Dans ce tableau, les valeurs ont été normalisées avec une vitesse de vent de récurrence 1:50 ans de 100 km/h et de l'équation 75 km/h = 110 MPa. Ces valeurs sont choisies de façon aléatoire et pourraient être changées en fonction des besoins et du site à l'étude. On peut voir, par exemple, que pour un site ayant la même vitesse de récurrence, mais que la vitesse que crée 110 MPa dans la membrure est de 80 km/h, l'endommagement sera moins important pour une même durée, soit 0.6047 fois celui du site de référence.

Tableau 4-7 : Cumul d'endommagement relatif

Vent 1:50	Vent qui crée 110 mpa dans la membrure (km/h)						
km/h	60	65	70	75	80	85	90
60	0,0652	0,0316	0,0155	0,0081	0,0043	0,0024	0,0014
65	0,1388	0,0685	0,0343	0,0181	0,0099	0,0055	0,0031
70	0,2720	0,1369	0,0699	0,0376	0,0209	0,0117	0,0068
75	0,4986	0,2558	0,1335	0,0732	0,0413	0,0235	0,0137
80	0,8657	0,4522	0,2409	0,1347	0,0772	0,0446	0,0262
85	1,4366	0,7634	0,4146	0,2359	0,1373	0,0803	0,0479
90	2,2951	1,2389	0,6850	0,3958	0,2337	0,1385	0,0837
95	3,5486	1,9432	1,0917	0,6397	0,3825	0,2297	0,1405
100	5,3320	2,9583	1,6858	1,0000	0,6047	0,3675	0,2276
105	7,8113	4,3858	2,5311	1,5176	0,9270	0,5697	0,3568

4.6 Vitesse équivalente à 110 MPa

Pour pouvoir utiliser la méthode proposée dans le présent chapitre, il faut connaître la vitesse de vent de récurrence 1:50 ans du site à l'étude, ainsi que la vitesse de vent qui crée 110 MPa dans la membrure à l'étude. Dans la majorité des plans de construction de pylône, la contrainte de traction dans les membrures est connue pour la vitesse de récurrence 1:50 ans lorsque le cas de chargement de vent contrôle. Cependant, cette vitesse représente une vitesse moyenne et la méthode décrite précédemment est en fonction de la vitesse instantanée. Le facteur proposé par Durst (section 2.3.2) est donc utilisé pour uniformiser ces deux valeurs.

À l'aide de l'équation 2.15, où P_1 est la contrainte dans la membrure, V_1 la vitesse instantanée (après l'application du facteur de **Durst**) et P_2 vaut 110 MPa, il est possible de trouver la vitesse de vent instantanée V_2 qui cause 110 MPa dans la membrure. Une contrainte de 110 MPa est choisie, car elle représente le critère d'endommagement en fatigue type B de la norme pour une cornière boulonnée.

Exemple de calcul :

Prenons un site ayant un vent de dimensionnement (récurrence 1:50 ans) d'une moyenne de 60 km/h sur 10 minutes et une membrure ayant une contrainte de 250 MPa pour cette valeur. Il faut d'abord trouver la vitesse moyenne instantanée (V_1) à l'aide de **Durst** (Éq. 2.14).

$$V_{instan} = V_{10min} \frac{1.56}{1.08} = 60 * \frac{1.56}{1.08} = 86,7 km/h \quad (4.4)$$

Les valeurs de P_1 , P_2 et V_1 sont respectivement de 250 MPa, 110 MPa et 86,7 km/h. En intégrant ces valeurs dans l'équation 2.15 (Éq. 4.5), il est possible de trouver la vitesse instantanée créant une contrainte de 110 MPa dans la membrure.

$$V_2 = \sqrt{\left(\frac{110}{250} * 86,7^2\right)} = 57,5 km/h \quad (4.5)$$

C'est finalement la vitesse calculée à l'aide de l'équation 4.5 qui doit être utilisée pour trouver l'endommagement de la membrure dans les tableaux 4-8 et 4-9.

4.7 Courbe d'usure des cornières

Finalement, des essais expérimentaux doivent être faits pour tracer une courbe d'usure et valider la méthode décrite dans ce chapitre. Le programme expérimental développé pour ces essais ainsi que les résultats sont disponibles aux chapitres 5 et 6. Les figures 4-3 et 4-4 donnent une idée de ce à quoi pourrait ressembler une courbe d'usure. Ces courbes sont respectivement tracées en fonction du pourcentage d'endommagement en fatigue de la membrure et de l'âge effectif de la membrure. **À noter que les deux figures ci basses sont fictives et ne sert qu'à démontrer le concept, les vraies courbes d'usure sont montrées à la section 6.3.**

À l'aide de la méthode expliquée dans le présent chapitre, il est possible de faire le lien entre l'âge d'une structure et son cumul d'endommagement en fatigue. La première façon d'utiliser la méthode développée consiste à multiplier l'endommagement trouvé dans le tableau 4-6 par la durée de vie réelle de la membrure. Il est ensuite possible de connaître la résistance résiduelle de la membrure à l'étude sur la courbe d'usure de la figure 4-3 en fonction de son endommagement.

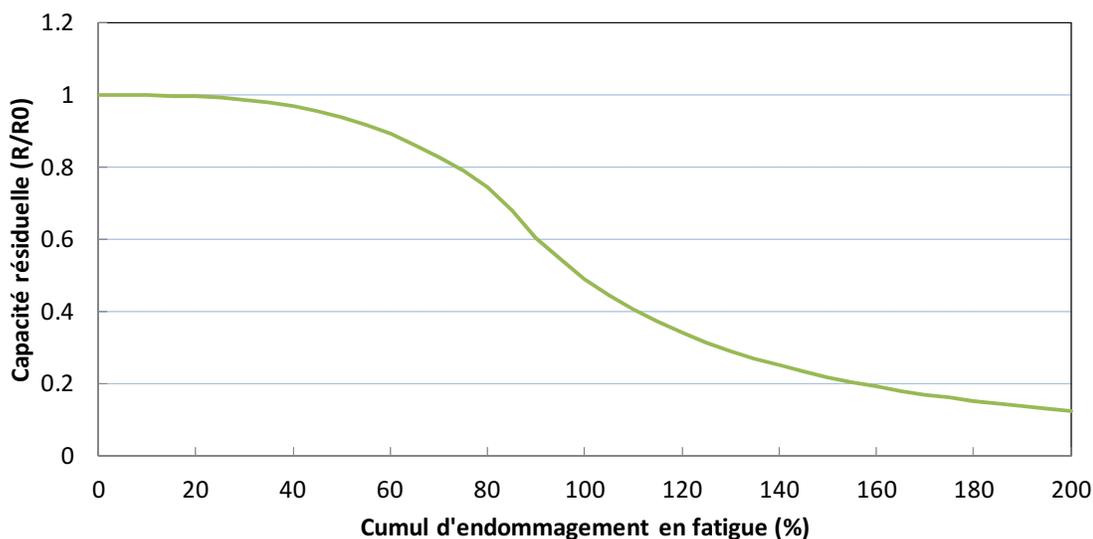


Figure 4-3 : Courbe d'usure fictive en fonction de l'endommagement

La deuxième méthode consiste à associer la courbe d'usure à un cas de chargement particulier et d'utiliser le tableau 4-7 pour trouver l'âge équivalent des autres cas. Avec cette association, on peut tracer la courbe d'usure de la figure 4-4 en fonction de l'âge de la structure au lieu de son cumul d'endommagement. Dans cet exemple, la figure 4-4 est associée à une valeur en particulier du

tableau 4-7, soit la valeur en surbrillance. Pour toutes autres conditions, il ne suffit que de trouver l'âge équivalent de la structure à l'aide des coefficients du tableau et d'aller trouver sa résistance sur la courbe.

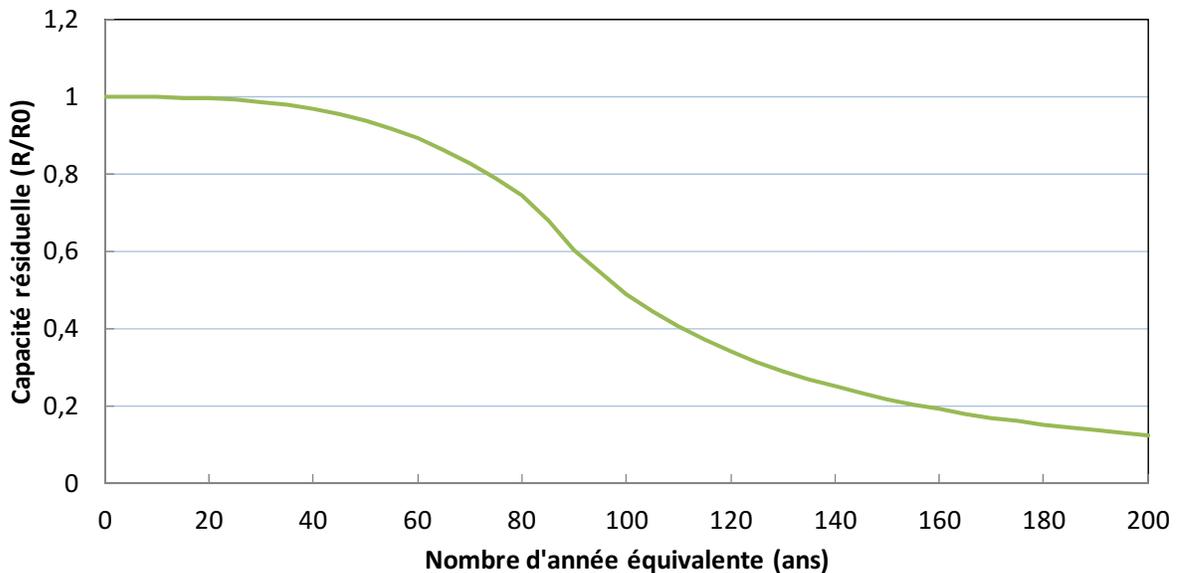


Figure 4-4 : Courbe d'usure fictive en fonction de l'âge équivalent

Les deux courbes d'usure présentées ci-haut sont des outils qui permettent de prédire la perte de capacité des membrures de pylônes en fonction de leur endommagement cumulatif en fatigue ou de leur âge effectif. Elles sont utilisables pour n'importe quel site, quelles que soient les vitesses de vent de récurrence 1:50 ans. Elles permettent aux utilisateurs d'avoir un aperçu de l'endommagement des membrures d'un pylône en fonction de leur âge sans avoir à aller inspecter la structure. Pour s'assurer de la validité de cette méthode, les courbes trouvées de façon expérimentale devront être comparées aux résultats théoriques de la méthode et celle-ci devra être calibrée en conséquence.

Une méthode semblable à celle expliquée dans ce chapitre a aussi été développée par **Holmes** [Holmes, 2002; Robertson *et coll.*, 2004]. Bien que les équations utilisées ne soient pas les mêmes, la logique derrière la méthode reste la même.

Chapitre 5

ÉVALUATION EXPERIMENTALE DE LA CAPACITE DE CORNIERES ENDOMMAGEES EN FATIGUE

Le programme expérimental de ce projet consiste à faire des essais de traction et de compression sur des cornières d'acier ayant préalablement été soumises à un certain endommagement en fatigue. Ces essais servent ultimement à tracer des courbes d'usure ce qui est l'objectif principal de l'étude. Le programme se divise donc en deux étapes; l'endommagement en fatigue des cornières à l'aide d'un chargement cyclique et l'évaluation de la capacité en compression et en traction de ces mêmes cornières. Les deux montages décrits aux sections suivantes ont été utilisés pour réaliser ces étapes.

Dans le chapitre 2 de ce document, il est mentionné que pour bien évaluer la capacité à long terme d'une cornière de pylône de transport il faut tenir compte de la fatigue et de la corrosion. Dans ce programme expérimental, les spécimens ne seront pas corrodés étant donné que cet aspect a déjà été évalué dans le cadre d'une autre maîtrise [Beaulieu, 2008]. À l'aide des conclusions qui seront tirées des présents essais, il sera plus facile de déterminer si oui ou non il serait intéressant d'analyser l'effet de la corrosion et de la fatigue simultanément.

5.1 Essais de fatigue

L'aspect principal étudié dans ce projet est l'influence de l'endommagement en fatigue sur la résistance des cornières en traction et en compression. Les membrures à l'étude doivent donc être soumises à un chargement cyclique de sorte à atteindre divers cumuls d'endommagement en fatigue avant d'être testées. Le montage utilisé pour appliquer le chargement cyclique aux spécimens est montré aux figures 5-1 à 5-5.

5.1.1 Montage

Plusieurs montages sont disponibles dans la littérature pour effectuer des essais en fatigue sur des membrures d'acier. Pour que les cornières se comportent de façon la plus réelle possible, l'option de construire une section de pylône grandeur nature a été choisie. En effet, en utilisant une section de pylône, on s'assure que les conditions limites sont identiques à celles rencontrées en pratique. Le montage consiste donc en une section de pylône de quatre baies qui permet d'effectuer les cycles de fatigue sur seize cornières à la fois. Les plans de montage du pylône utilisé sont disponibles à l'annexe B. Le design de la section de pylône utilisée est inspiré d'une section centrale d'un pylône de ligne de transport de 315 kV. Dans ce montage, toutes les membrures à l'exception des diagonales dans les deux plans de chargement ont été dimensionnées de sorte qu'elles ne subissent pas d'endommagement significatif en fatigue. La section des membrures jambes du pylône original a donc été augmentée.

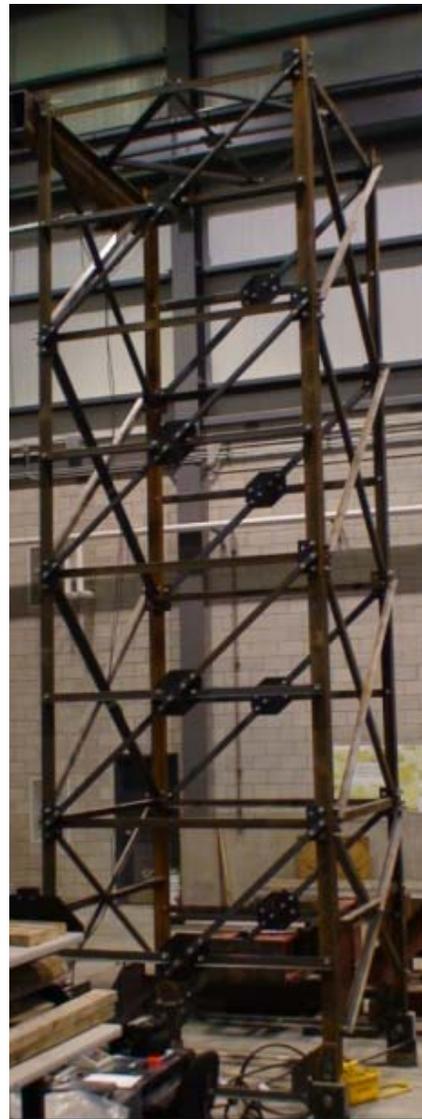
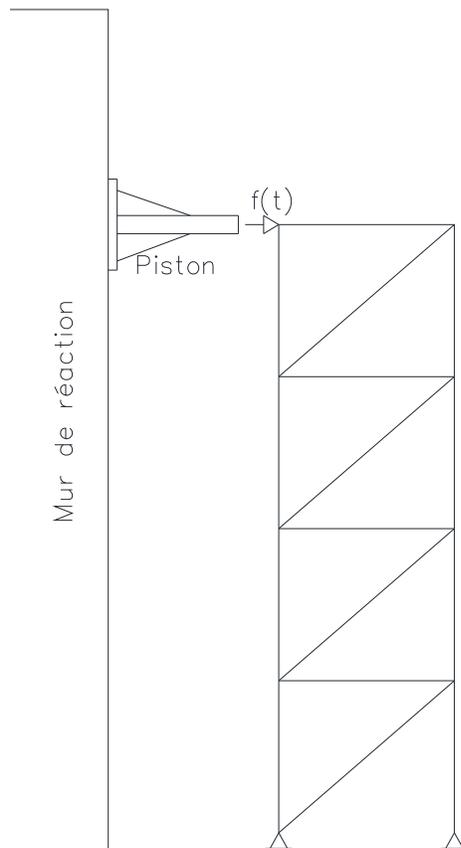


Figure 5-1 : Montage pour effectuer les cycles de chargement de fatigue

Pour appliquer les efforts sur le montage, deux vérins hydrauliques de 250 kN (figure 5-2) appuyés sur un mur de réaction sont utilisés. Le signal de chargement décrit à la section suivante est appliqué au sommet du pylône à l'aide des vérins. Lorsqu'un spécimen a atteint le niveau d'endommagement désiré, il est retiré et remplacé par un autre jusqu'à ce que les essais soient terminés.



Figure 5-2 : Vérin pour application du chargement cyclique

Des cornières L51x51x3,2 ont été choisies pour réaliser les essais. La largeur de 51 mm est la largeur minimale raisonnable permettant d'utiliser des boulons de 20 mm de diamètre et l'épaisseur de 3,2 mm limite l'aire nette d'acier de la section. L'espacement centre à centre des boulons retenu est de 90 mm pour s'assurer que la rupture en aire nette contrôlée.

Pour éviter que la section globale du pylône ne travaille en flexion, des rotules (figure 5-3) sont installées à la base des quatre jambes. La structure agit donc de la façon la plus près possible d'un treillis parfait et tout l'effort passe dans les diagonales.

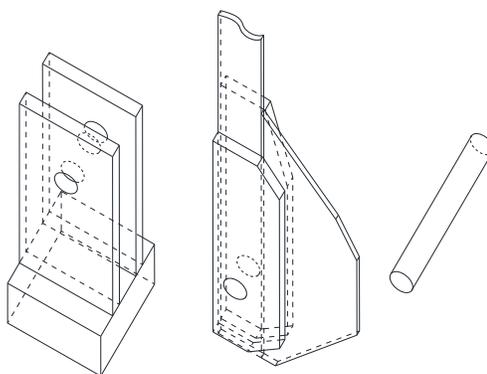


Figure 5-3 : Rotule à la base du pylône

On peut voir à la figure 5-4 le HSS utilisé comme poutre de transfert entre les vérins et la structure. Ce mécanisme n'a été nécessaire que pour faciliter la liaison entre les deux parties du montage et assurer un transfert adéquat de l'effort.



Figure 5-4 : Poutre de transfert entre les vérins et le pylône

Finalement, pour éviter le soulèvement du montage, celui-ci est ancré dans la dalle structurale du laboratoire. Des tiges filetées de 38 mm de diamètre sont vissées directement dans les plaques d'appui de chacune des jambes du pylône et une prétention leur est imposée à l'aide de vérins creux (figure 5-5) situés sous la dalle. La force appliquée par ces vérins était respectivement de 150 kN pour les deux jambes où il pouvait y avoir du soulèvement et 100 kN dans les deux jambes en compression.



Figure 5-5 : Vérin creux sous la dalle structurale

5.1.2 Signaux de chargement

Le pourcentage d'endommagement en fatigue de chacun des spécimens est calculé à l'aide de la règle de Miner décrite à la section 2.4.1. Celle-ci ne considère pas l'intensité de la variation de contrainte et permet d'obtenir le même niveau d'endommagement en fatigue, peu importe si les variations sont faibles ou élevées. Pour ce faire, une faible variation de contrainte de chargement nécessite plus de cycles qu'une variation plus élevée pour atteindre le même endommagement. L'utilisation de cycles de faible variation de contrainte, représentant des chargements de vent communs, devient donc longue et laborieuse. Pour limiter le temps passé en laboratoire, l'utilisation d'un différentiel élevé de contrainte d'un cycle de chargement à l'autre a été préconisée.

Les trois types de chargements choisis dans ce projet sont décrits au tableau 5-1. Ces changements sont utilisés dans les différents protocoles expérimentaux définis à la sous-section suivante.

Tableau 5-1 : Signaux de chargement

Chargement 1		Chargement 2		Chargement 3	
Amplitude (Mpa)	Nb de cycle total	Amplitude (Mpa)	Nb de cycle total	Amplitude (Mpa)	Nb de cycle total
180	276000	160	959473	120	2274306
190	131000	-	-	-	-
200	114000	-	-	-	-
210	31000	-	-	-	-
220	21000	-	-	-	-
Total	573000	Total	959473	Total	2274306
Fréquence (Hz)	1	Fréquence (Hz)	1.5	Fréquence (Hz)	2.75

Dans le tableau 5-1, le total représente le nombre de cycles nécessaires pour atteindre 100% d'endommagement en fatigue selon la loi de Miner. On peut aussi y voir la fréquence maximale à laquelle ces chargements peuvent être effectués en fonction de la capacité des vérins. La fréquence la plus élevée a été utilisée pour limiter la durée des essais.

Le chargement 1 est formé de cycles de variation d'amplitude allant de 180 MPa à 220 MPa. Ce chargement a été établi à l'aide de la méthode du chapitre 4 en supposant un vent de 75 km/h qui créer une contrainte de 110 MPa dans une membrure. Le nombre de cycles associé à chaque variation représente la proportion réelle de vitesse de vent trouvée avec la loi de probabilité de Weibull. Pour éviter que les cycles de haute amplitude soient tous appliqués au début ou à la fin, les

cycles sont appliqués de façon alternative. Le nombre de cycles totaux pour chaque amplitude du tableau 5-1 est donc divisé par 1000 et appliqué 1000 fois de suite.

Le chargement 2 est formé de cycles à variation d'amplitude constante de 160 MPa. Cette valeur représente 66% de la capacité en aire nette de la cornière utilisée selon la norme ASCE 10-97. De façon similaire, le chargement 3 ne possède que des cycles de variation d'amplitude de 120 MPa, soit 50% de la capacité en aire nette. Cette dernière valeur a été choisie, car elle dépasse tout juste la limite de 110 MPa au-dessus de laquelle l'endommagement en fatigue pour une section d'acier boulonnée doit être considéré. La différence élevée entre la fréquence d'application des cycles entre les chargements 2 et 3 s'explique par le fait que de nouvelles servovalves ont été installées sur les vérins après le chargement 2.

5.1.3 Protocoles

Dans cette section, les protocoles expérimentaux utilisés pour le chargement cyclique sont définis (tableau 5-2). Le protocole 1 a pour but de simuler une tempête au début de la durée de vie de la cornière. Les premiers 5% d'endommagement en fatigue sont donc obtenus à l'aide du chargement 1 qui permet d'atteindre 90% de la capacité en aire nette de la section avec ces variations de contraintes plus élevées. Le reste du protocole est réalisé à l'aide du chargement 2. Les protocoles 2 et 3 sont respectivement réalisés à l'aide des chargements 2 et 3 pour la totalité de l'endommagement en fatigue. Le but de ces deux protocoles est de déterminer si oui ou non l'amplitude de variation a une influence sur la capacité et l'endommagement en fatigue.

Comme mentionnés précédemment, des membrures L51x51x3,2 ont été choisies pour faire les essais. Le tableau 5-2 illustre le nombre de cornières qui sont testées pour chaque protocole expérimental choisi. Ces cornières ont été placées de manière à optimiser les quatre baies du pylône. Certains imprévus se sont produits lors des essais et les protocoles ont été légèrement modifiés. Ces modifications ainsi que l'emplacement des cornières dans le pylône sont disponibles au chapitre 6.

Tableau 5-2 : Nombre de cornières testées pour chacun des protocoles

% de Miner	P1	P2	P3	% de Miner	P1	P2	P3
5	8	12	8	30	-	-	4
10	-	-	4	35	4	-	-
15	4	-	4	40	-	-	4
20	-	8	4	50	-	-	4
25	-	4	4				

Lorsque les cornières atteignent le pourcentage désiré de cumul d'endommagement, elles sont retirées du pylône pour être ensuite testées en traction et en compression.

Nom des spécimens

Les cornières sont nommées à l'aide de trois caractères d'identification. Le premier est un nombre situé entre 0 et 50 qui représente le pourcentage d'endommagement brut en fatigue de la membrure. La lettre suivante représente quel protocole de chargement en fatigue a été utilisé soit respectivement A, B et C pour les protocoles 1, 2 et 3. Finalement, dans le but d'avoir une moyenne représentative des résultats, plusieurs essais ont été réalisés pour chaque endommagement. Le dernier caractère d'identification signifie donc le numéro de l'essai. Par exemple, la cornière 40A2 est le deuxième essai réalisé sur une cornière testée avec 40% d'endommagement en fatigue subie avec le protocole 1.

5.1.4 Caractérisation de l'acier

Pour bien évaluer la capacité théorique en traction et en compression de chacune des cornières, les limites élastique et ultime de l'acier devaient être connues. Pour ce faire, une bande de 250 mm de longueur a été prélevée sur chaque aile pour tous les spécimens. La démarche fournie dans la norme ASTM D638 (2010)- *Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics* a ensuite été suivie pour effectuer des essais de traction sur les éprouvettes provenant de ces deux bandes. Les résultats correspondant à la moyenne de ces deux essais sont disponibles au tableau 6-3.

5.1.5 Acquisition de données

Les données ont été enregistrées à l'aide d'un contrôleur de type FlexTest 60 de MTS (Material Testing System). Son interface permet de connaître le nombre de cycle appliqué au montage et de contrôler l'effort dans les vérins. Étant donné que les vérins étaient contrôlés par force et non par déplacement, une limite de déplacement maximale a été définie. Cette limite permet de s'assurer qu'en cas de bris d'une membrure sur le montage, celui-ci ne sera pas endommagé dû à un déplacement excessif.

5.2 Essais en traction et compression

Une fois le nombre désiré de cycles de fatigue appliqué sur les membrures, celles-ci sont testées en traction ou en compression. Ces essais permettent de connaître la capacité résiduelle des cornières et ultimement de tracer les courbes d'usure. La présente section décrit les différentes parties du montage, montrées aux figures 5-6 à 5-9, utilisées pour ces essais.

5.2.1 Montage

Les essais de traction et de compression sont réalisés à l'aide du montage montré à la figure 5-3. Celui-ci est constitué d'un vérin vertical de 1000 kN qui se déplace de haut en bas. Ce dernier est retenu au sommet par une structure d'acier rigide ancrée au mur de réaction du laboratoire.

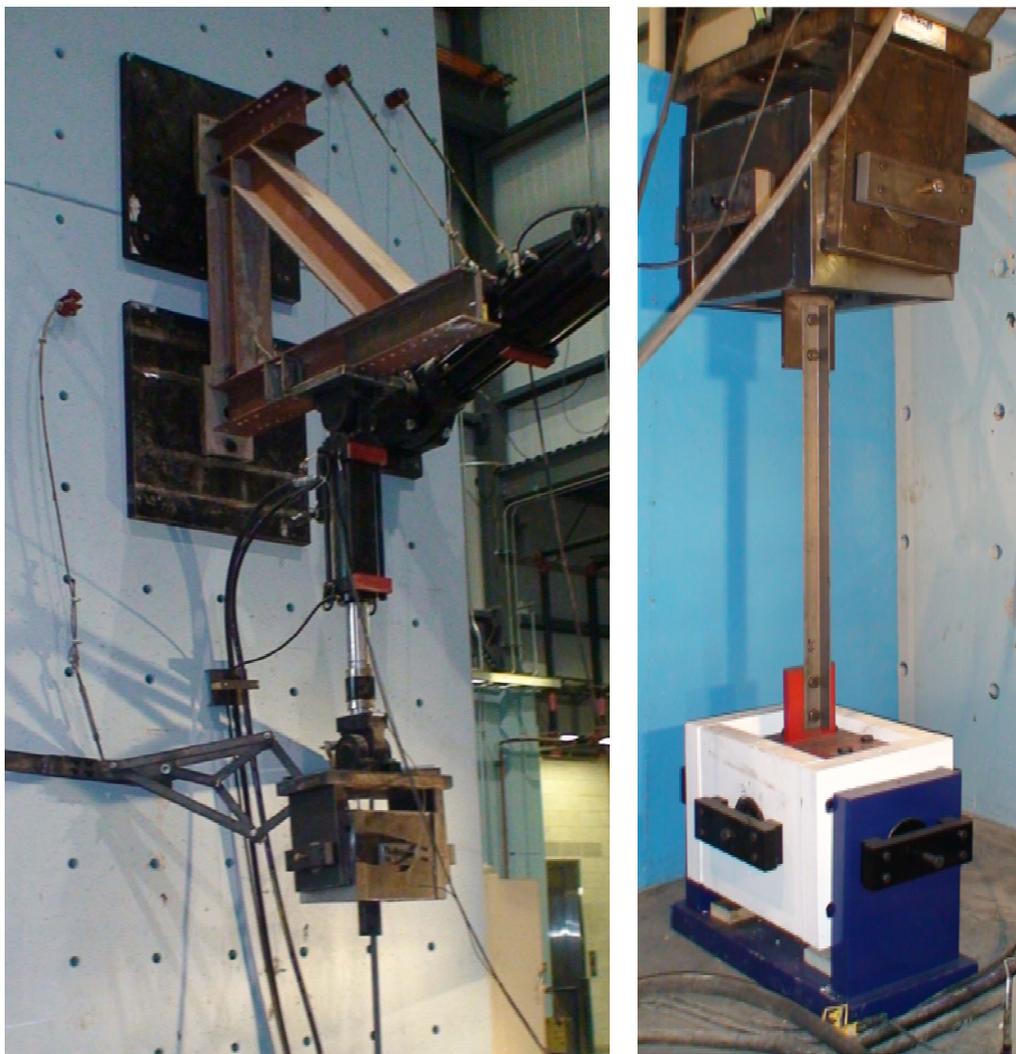


Figure 5-6 : Montage utilisé pour effectuer les essais de traction/compression

Pour éviter d'induire des efforts hors plans qui risqueraient d'endommager le vérin, des rotules (section 5.2.2) sont installées aux deux extrémités de la cornière. De cette manière, aucun moment n'est transféré aux extrémités. De plus, pour s'assurer qu'il n'y est pas d'effort causé par un effet de second ordre lors du flambement des cornières, la rotule du bas est ancrée dans la dalle. Pour la même raison, la rotule du haut est retenue dans le plan par deux dispositifs de peaucelliers (section 5.2.3) installés à 90 degrés l'un de l'autre.

5.2.2 Rotule

Tel que mentionné plus haut, des rotules ont été installées à chaque extrémité du montage. Ces rotules servent entre autres à ne pas induire d'effort hors plan dans le montage. Leur deuxième utilité est de contrôler les conditions limites aux appuis, soit rotulée-rotulée et ainsi de pouvoir utiliser un facteur de modification d'élanement K égal à l'unité. En utilisant un facteur $K=1$, la longueur de flambement considérée des cornières à l'essai doit être la longueur centre à centre des deux rotules et non la longueur centre à centre des connexions boulonnées. Pour que la longueur de flambement soit la même pour les deux axes principaux, les roulements à billes des rotules ont été installés à la même hauteur dans les deux plans.

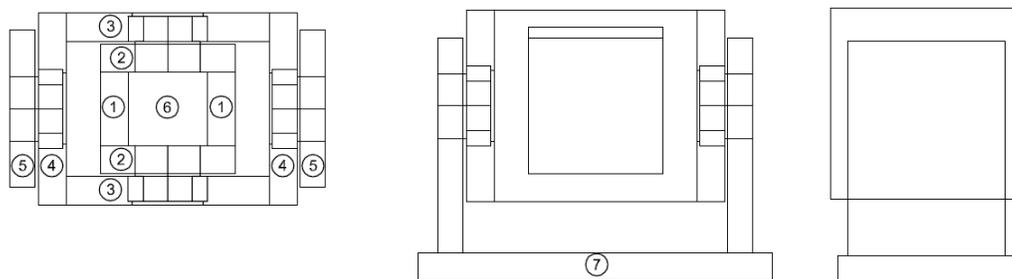


Figure 5-7 : Schéma des rotules

Bien que l'effort nécessaire pour briser les spécimens ne devait pas dépasser les 150 kN dans le présent projet, les rotules ont été dimensionnées de manière à pouvoir tester des membrures en traction ou en compression avec des capacités allant jusqu'à 1000 kN. La plaque de base de ces rotules est percée de façon à pouvoir ancrer la rotule dans la dalle du laboratoire ou l'installer après le vérin. Le schéma de ces rotules est disponible aux figures 5-7 et 5-8 et les plans à l'annexe C



Figure 5-8 : Rotules utilisées aux extrémités du montage de traction/compression

5.2.3 Système de peaucellier

Comme mentionné à la section 5.2.1, il faut s'assurer que le vérin ne reprendra aucun effort dans le plan perpendiculaire à son axe de déplacement. Pour retenir le vérin dans ce plan, un système permettant le déplacement vertical sans aucune restriction, mais bloquant le déplacement horizontal, doit être utilisé. Le dispositif de peaucellier a été retenu (figure 5-9). Étant donné que ce dispositif est un assemblage élancé qui est susceptible au déversement hors plan, deux systèmes sont installés perpendiculairement. Ceci permet donc le mouvement dans le sens de l'axe du vérin tout en limitant celui des deux autres axes (1 axe par dispositif).



Figure 5-9 : Dispositif de Peaucellier

5.2.4 Calibration du montage

Tout d'abord, la vitesse de chargement à utiliser pour les essais devait être déterminée. Pour ce faire, des cornières ont été testées à l'aide de différentes vitesses de chargement, soit: 1 mm/s, 0,5 mm/s, 0,25 mm/s et 0,125 mm/s. Il a été trouvé que l'utilisation d'une vitesse de chargement trop élevée influençait la résistance. Une vitesse de 0,125 mm/s a finalement été retenue, car une faible variabilité des résultats a été observée après plusieurs essais.

La deuxième étape consistait à évaluer l'influence du flambement d'une cornière sur sa capacité en traction. Le but de cet exercice est de prouver que les spécimens peuvent être utilisés en traction et en compression pour augmenter le nombre de résultats. Une série d'essais a été réalisée sur des cornières qui n'avaient subi aucun endommagement en fatigue. La moitié des cornières ont été testée en traction seulement, et l'autre moitié en compression puis en traction. Il a été conclu que la résistance en traction de la cornière reste la même, peu importe si elle a préalablement été testée en compression et qu'il n'y a donc pas d'influence entre les deux modes de rupture. En effet, lorsque les cornières flambent en compression, elles n'endommagent que le centre de la portée tandis qu'en la rupture traction a lieu en aire nette au niveau des boulons. Par conséquent, toutes les autres cornières ont pu être testées en compression et en traction, permettant ainsi d'obtenir deux fois plus de résultats pour tous les niveaux d'endommagement en fatigue.

5.2.5 Déroulement des essais

Pour la suite des essais, toutes les cornières ont été testées en compression puis en traction. Une vitesse constante de 0,125 mm par seconde a été utilisée pour la totalité de l'expérience.

Les cornières sont d'abord testées en compression jusqu'à ce qu'elles flambent à une vitesse de 0,125 mm/s. L'essai se termine lorsque l'effort repris par la cornière a diminué de plus de 1 kN après avoir atteint son maximum. La cornière est ensuite déchargée à un taux de 0,25 mm/s. Une fois revenue à son état initial, elle est testée en traction à une vitesse de 0,125 mm/s jusqu'à sa rupture.

Chapitre 6

RESULTATS ET DISCUSSION

On retrouve dans ce chapitre les résultats des essais réalisés dans le cadre de la partie expérimentale du projet. Premièrement, le déroulement des essais de chargement en fatigue est décrit. Cette première section montre l'endommagement atteint sur chacun des spécimens pour tous les protocoles ainsi que l'emplacement des différents spécimens dans le montage. Deuxièmement, les résultats obtenus lors des essais de traction et de compression sont disponibles. Finalement, des courbes d'usure représentant la résistance résiduelle en traction et en compression des cornières en fonction de leur endommagement en fatigue sont tracées.

6.1 Essais de fatigue

Dans cette section, un résumé des essais de chargement en fatigue réalisés à l'aide du montage présenté à la section 5.1.1 est disponible. En premier lieu, un schéma montre les différents emplacements dans le montage des spécimens. Ensuite, le déroulement des trois protocoles expérimentaux de la section 5.1.3 est décrit.

Pour des raisons pratiques expliquées un peu plus loin, les résultats sont divisés en deux parties, soit les protocoles 1 et 2 et finalement, le protocole 3. Deux tableaux décrivent respectivement les résultats de ces deux parties. Divers imprévus sont survenus lors de la réalisation des essais qui ne se sont pas déroulés exactement tel que décrits au chapitre 5. Des modifications ont été apportées aux protocoles originaux pour s'ajuster et continuer de façon la plus optimale possible.

6.1.1 Emplacement sur le pylône

En théorie, la contrainte dans chacune des cornières ne change pas en fonction de son emplacement dans le pylône. Cependant, dans le but de pouvoir bien identifier les spécimens lors de l'analyse des résultats, les emplacements sur le pylône ont été numérotés (figure 6-1). Les chiffres 1-8 représentent en ordre l'emplacement des cornières allant du bas vers le haut du pylône. Les lettres O et E ont respectivement été attribuées au côté Ouest et Est du pylône. Cette numérotation est utilisée dans les tableaux des résultats présentés à la section suivante.

6.1.2 Déroulement réel des essais de fatigue

Comme mentionné auparavant, le phénomène de la fatigue est difficile à prévoir. En effet, plusieurs bris non attendus sont survenus lors des essais de fatigue. Par conséquent, les trois protocoles de chargement (définis aux sections 5.1.2 et 5.1.3) ont dû être modifiés avec l'avancement des essais pour optimiser le nombre d'échantillons utilisable pour la suite du projet. Dans les tableaux 6-1 et 6-2, il est possible de voir le pourcentage d'endommagement atteint pour chacune des cornières ainsi que l'emplacement sur le pylône où celles-ci ont été testées.

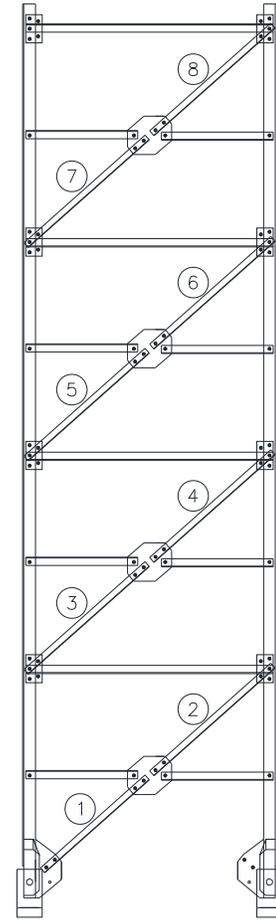


Figure 6-1 : Emplacement des cornières dans le montage

Protocole 1 et 2 :

Pour optimiser l'utilisation du montage, les deux premiers protocoles ont été réalisés conjointement de façon ininterrompue. En effet, à l'exception du premier 5% d'endommagement en fatigue, une variation de contrainte constante de 160 MPa était utilisée comme chargement. Le tableau 6-1 résume le déroulement des essais pour ces deux premiers protocoles. Dans ce tableau, les valeurs en gras représentent le niveau d'endommagement réel atteint pour chacune des cornières avant qu'elles ne soient retirées du montage pour être testées en compression et en traction. La ligne plus foncée délimite quant à elle les deux protocoles; à gauche de la ligne se trouvent les résultats du protocole 1 tandis qu'à droite sont les résultats du protocole 2. Finalement, l'endommagement dans l'entête du tableau représente le niveau d'endommagement total à partir du début du premier protocole.

Pendant ces essais, plusieurs bris de cornière sont survenus de façon inattendue (valeurs en surbrillance dans le tableau). Une des raisons qui pourrait expliquer ces bris prématurés en fatigue serait le fait d'avoir négligé la contrainte en flexion causée par l'excentricité des connexions lors de l'évaluation des cas de chargement. Ces ruptures semblent montrer que la pratique courante de négliger la flexion lorsque la cornière est boulonnée sur une seule aile n'est pas sécuritaire et que l'excentricité de connexion devrait être considérée. L'augmentation de la contrainte appliquée sur les cornières à l'essai aurait donc suffi pour que l'acier atteigne la plastification causant ainsi une diminution importante de leur durée de vie en fatigue.

On voit aussi qu'à l'emplacement E5, il y a eu trois bris consécutifs à de faibles niveaux d'endommagement en fatigue. Étant donné que des jauges de déformations n'avaient pas été installées à tous les niveaux, il fut impossible de connaître exactement le niveau de contrainte dans cette membrure. Un défaut dans le montage pourrait être à la cause de ces bris répétitifs, cependant, aucune preuve n'a permis de justifier cette hypothèse. Pour régler le problème et continuer les essais, une cornière avec une aire d'acier plus grande a été installée à cet endroit. En théorie, cette modification ne change rien dans la distribution des efforts dans le pylône.

Tableau 6-1 : Déroulement des essais de chargement en fatigue (Protocoles 1 et 2)

Chargement		1	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	
Endommagement		0,0%	5,0%	10,0%	12,8%	15,9%	19,4%	20,1%	25,6%	29,8%	30,5%	34,4%	35,2%
Emplacement	O1	0	5	5	2,8	5,9	9,4	10,1	15,6	19,8	20,5	3,8	4,6
	O2	0	5	5	2,8	5,9	9,4	10,1	15,6	19,8	20,5	3,8	0,8
	O3	0	5	10	12,8	15,9	3,5	4,2	9,7	13,9	14,6	19,5	20,3
	O4	0	5	10	12,8	15,9	3,5	4,2	9,7	13,9	14,6	19,5	20,3
	O5	0	5	5	7,8	10,9	14,4	15,1	20,6	24,8	0,7	4,6	5,4
	O6	0	5	5	7,8	10,9	14,4	15,1	20,6	24,8	0,7	4,6	5,4
	O7	0	5	10	12,8	15,9	19,4	20,1	25,6	29,8	30,5	34,4	35,2
	O8	0	5	10	12,8	15,9	19,4	20,1	25,6	29,8	30,5	34,4	35,2
Emplacement	E1	0	5	5	2,8	5,9	9,4	10,1	15,6	19,8	20,5	3,8	4,6
	E2	0	5	5	2,8	5,9	9,4	10,1	5,6	9,8	10,5	3,8	4,6
	E3	0	5	10	12,8	15,9	3,5	4,2	9,7	13,9	14,6	19,5	20,3
	E4	0	5	10	12,8	15,9	3,5	4,2	9,7	13,9	14,6	19,5	20,3
	E5	0	5	5	7,8	3,1	6,6						
	E6	0	5	5	7,8	10,9	14,4	15,1	20,6	4,2	4,9	8,8	9,6
	E7	0	5	10	12,8	15,9	19,4	20,1	25,6	29,8	30,5	34,4	35,2
	E8	0	5	10	12,8	15,9	19,4	20,1	25,6	29,8	30,5	34,4	35,2

* Les chiffres en gras représente les cornières qui ont été retirées pour être testées en traction/compression

** Les chiffres en surbrillance représentent les cornières qui ont connues un bris en fatigue

Protocole 3 :

Dans le tableau 6-2, on retrouve les résultats des essais de chargement en fatigue du troisième protocole. Ce tableau peut être interprété de la même manière que le tableau 6-1. On y voit le niveau d'endommagement réel atteint pour chacune des cornières avant qu'elles ne soient retirées ainsi que leur emplacement dans le montage. Dans ce protocole, tous les cycles de fatigue ont un différentiel de contrainte de 120 MPa (chargement 3 de la section 5.1.2). Parce que la variation de contrainte utilisée dans ce protocole est plus faible que celle utilisée aux deux premiers protocoles, moins de bris en fatigue ont été observés parmi les spécimens à l'essai.

Tableau 6-2 : Déroulement des essais du protocole 3

Chargement			3	3	3	3	3	3
Endommagement		0%	5%	10%	13%	20%	45%	50%
Emplacement	O1	0	5	10	13	5	32	5
	O2	0	5	10	13	5	32	5
	O3	0	5	10	13	20	25	5
	O4	0	5	10	13	20	25	5
	O5	0	5	10	3	10	35	40
	O6	0	5	10	3	10	35	40
	O7	0	5	10	13	20	45	50
	O8	0	5	10	13	20	45	50
	E1	0	5	10	13	5	32	5
	E2	0	5	10	13	5	32	5
	E3	0	5	10	13	20	25	5
	E4	0	5	10	13	20	25	5
	E5	0	5	10	3	10	35	40
	E6	0	5	10	3	10	35	40
	E7	0	5	10	13	20	45	50
	E8	0	5	10	13	20	45	50

* Les chiffres en gras représente les cornières qui ont été retirées pour être testées en traction/compression

** Les chiffres en surbrillance représentent les cornières qui ont connues un bris en fatigue

Un seul bris est survenu à 13% d'endommagement à l'emplacement O2. Il en a été conclu que ce spécimen avait initialement un défaut étant donné que la cornière suivante a atteint un endommagement en fatigue de 32% sans rupture. Mis à part ce bris, le reste du protocole s'est déroulé comme prévu et toutes les cornières ont été retirées pour être utilisées lors des essais de traction et de compression.

6.2 Essais de traction et de compression

Cette section résume les résultats des essais réalisés en traction et en compression à l'aide du montage décrit à la section 5.2. Les spécimens utilisés pour ces essais sont les cornières qui ont préalablement été endommagées en fatigue (voir les cornières en gras des tableaux 6-1 et 6-2). Pour tous les tableaux disponibles dans cette section, les lignes en surbrillances représentent des valeurs qui n'ont pas été utilisées lors de l'analyse des résultats. Trois raisons sont responsables pour le refus de ces cornières :

- elles ont subi un bris en fatigue et ne peuvent donc pas être testées en traction ou en compression;
- les deux coupons provenant de cette cornière n'ont pas permis de caractériser l'acier et la capacité théorique n'a pas pu être évaluée;
- elles ont été utilisées pour calibrer le montage et leur capacité expérimentale est faussée ou inexistante.

6.2.1 Contrainte élastique de l'acier

Comme expliqués à la section 5.1.4, deux coupons ont été prélevés sur chacune des cornières à l'essai pour pouvoir caractériser l'acier; chaque cornière était initialement 250 mm plus longue que la longueur nécessaire aux essais afin d'y découper les deux éprouvettes. Les contraintes élastiques et ultimes de l'acier pour tous les coupons sont montrées au tableau 6-3. La raison pour laquelle certains essais n'ont pas de valeur, est que plusieurs cornières avaient été gravées par le fournisseur et possédaient donc une aire effective réduite, diminuant ainsi leur capacité en traction.

Pour les cornières dont les deux coupons ont pu être testés, la moyenne des deux essais est utilisée pour l'évaluation des capacités théoriques en traction et en compression des cornières. À l'inverse, 9 cornières n'ont pas offert de coupons permettant la caractérisation de l'acier et leur résultat est écarté. Finalement, il y a un total de 58 cornières pour lesquelles la contrainte élastique de l'acier provient du résultat d'un seul coupon, car le deuxième était inutilisable.

Tableau 6-3 : Contrainte élastique de l'acier (essais en traction des coupons)

	Limite élastique de l'acier						Limite ultime de l'acier							
	Nom	F _Y (essai 1) (Mpa)	F _Y (essai 2) (Mpa)	F _Y moy (Mpa)	F _U (essai 1) (Mpa)	F _U (essai 2) (Mpa)	F _U moy (Mpa)	Nom	F _Y (essai 1) (Mpa)	F _Y (essai 2) (Mpa)	F _Y moy (Mpa)	F _U (essai 1) (Mpa)	F _U (essai 2) (Mpa)	F _U moy (Mpa)
Protocole 1	5A1	427,3	-	427,3	639,9	-	639,9	Bris A2	426,1	-	426,1	643,3	-	643,3
	5A2	-	-	-	-	-	-	15A1	433,4	435,2	434,3	618,0	643,8	630,9
	Bris A1	427,1	-	427,1	638,9	-	638,9	15A2	429,7	436,3	433,0	627,4	645,7	636,6
	5A3	430,1	-	430,1	642,4	-	642,4	15A3	429,1	-	429,1	645,0	-	645,0
	5A4	421,1	431,3	426,2	627,7	641,5	634,6	35A1	431,4	-	431,4	653,9	-	653,9
	5A5	447,0	428,2	437,6	615,3	640,3	627,8	35A2	426,8	432,6	429,7	639,0	632,8	635,9
	5A6	432,4	-	432,4	642,8	-	642,8	35A3	428,0	-	428,0	637,9	-	637,9
5A7	437,1	430,8	434,0	647,0	637,3	642,2	35A4	426,5	-	426,5	640,2	-	640,2	
Protocole 2	Bris B1	435,0	-	435,0	641,3	-	641,3	Bris B5	429,3	-	429,3	643,1	-	643,1
	5B1	438,8	432,2	435,5	648,6	642,0	645,3	10B2	428,6	-	428,6	642,3	-	642,3
	5B2	384,1	370,0	377,1	536,2	524,4	530,3	20B1	389,5	-	389,5	536,2	-	536,2
	Bris B2	422,9	-	422,9	625,8	649,5	637,7	20B2	437,2	433,6	435,4	610,0	640,5	625,3
	5B3	439,9	-	439,9	650,1	-	650,1	20B3	-	-	-	-	-	-
	5B4	383,3	360,1	371,7	534,1	506,0	520,1	20B4	428,0	430,0	429,0	595,6	638,7	617,2
	5B5	-	-	-	-	-	-	Bris B6	381,4	-	381,4	534,3	-	534,3
	5B6	444,6	-	444,6	639,1	-	639,1	20B5	378,8	-	378,8	527,1	-	527,1
	5B7	431,6	-	431,6	647,5	-	647,5	20B6	432,5	425,7	429,1	634,4	637,9	636,2
	5B8	432,3	-	432,3	643,6	-	643,6	Bris B7	431,6	-	431,6	640,8	-	640,8
Bris B3	-	-	-	-	-	-	Bris B8	366,0	-	366,0	507,5	515,2	511,4	
Bris B4	433,4	-	433,4	644,9	-	644,9	25B1	433,6	433,6	433,6	644,4	648,0	646,2	
10B1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
Protocole 3	5C1	369,1	-	369,1	520,6	-	520,6	20C3	365,2	-	365,2	514,5	-	514,5
	5C2	366,0	-	366,0	512,3	-	512,3	20C4	436,6	-	436,6	644,8	-	644,8
	5C3	-	-	-	-	-	-	25C1	427,4	-	427,4	638,9	-	638,9
	5C4	375,6	-	375,6	525,6	-	525,6	25C2	425,5	-	425,5	637,0	-	637,0
	5C5	376,1	-	376,1	521,5	-	521,5	25C3	425,6	428,0	426,8	618,2	642,6	630,4
	5C6	-	-	-	-	-	-	25C4	426,7	-	426,7	640,9	-	640,9
	5C7	427,4	431,4	429,4	627,1	641,7	634,4	30C1	369,0	375,4	372,2	533,6	527,4	530,5
	5C8	434,6	-	434,6	646,4	-	646,4	30C2	431,3	434,7	433,0	639,6	641,9	640,8
	10C1	-	-	-	-	-	-	30C3	434,5	383,1	408,8	644,4	528,6	586,5
	10C2	439,1	-	439,1	654,6	-	654,6	30C4	-	-	-	-	-	-
	10C3	373,6	-	373,6	520,6	-	520,6	40C1	417,2	430,7	424,0	628,4	646,3	637,4
	10C4	427,8	-	427,8	642,5	-	642,5	40C2	427,7	-	427,7	643,0	-	643,0
	15C1	436,3	-	436,3	642,2	-	642,2	40C3	441,1	-	441,1	650,0	-	650,0
15C2	376,8	373,3	375,1	526,1	528,5	527,3	40C4	448,1	440,9	444,5	646,7	655,9	651,3	
15C3	365,0	-	365,0	518,1	-	518,1	50C1	-	-	-	-	-	-	
Bris C1	379,7	-	379,7	530,7	-	530,7	50C2	435,0	426,0	430,5	647,2	637,1	642,2	
20C1	361,5	354,0	357,8	522,7	501,5	512,1	50C3	377,0	-	377,0	523,6	-	523,6	
20C2	381,2	380,0	380,6	541,4	527,9	534,7	50C4	433,6	-	433,6	640,1	-	640,1	
Référence	OR1	370,4	-	370,4	521,5	-	521,5	OR10	431,7	370,2	401,0	644,2	524,4	584,3
	OR2	440,0	436,8	438,4	654,0	649,3	651,7	OR11	364,9	-	364,9	511,9	-	511,9
	OR3	433,1	-	433,1	642,2	-	642,2	OR12	361,8	-	361,8	502,5	-	502,5
	OR4	437,2	-	437,2	646,6	-	646,6	OR13	381,0	-	381,0	530,6	-	530,6
	OR5	435,7	-	435,7	644,6	-	644,6	OR14	361,1	-	361,1	505,8	-	505,8
	OR6	368,9	-	368,9	513,9	-	513,9	OR15	366,2	-	366,2	509,3	-	509,3
	OR7	433,7	-	433,7	649,1	-	649,1	OR16	431,9	-	431,9	641,4	-	641,4
	OR8	423,4	-	423,4	639,3	-	639,3	OR17	442,7	-	442,7	657,0	-	657,0
	OR9	428,6	433,8	431,2	638,9	642,5	640,7	OR18	435,0	435,8	435,4	631,7	647,5	639,6

Légende:
 Bris en fatigue
 Pas de valeur de F_Y et de F_U
 Pas de résultat expérimental

6.2.2 Résistance en traction et en compression

Les tableaux 6-4 et 6-5 illustrent les résultats des essais en traction et en compression des cornières d'acier. Dans ces tableaux, on y voit le nom des cornières, leur pourcentage d'endommagement en fatigue, le protocole avec lequel elles ont été testées, leur limite élastique ainsi que leur capacité expérimentale et théorique.

La résistance théorique en traction utilisée dans ces tableaux est la résistance en aire nette (Éq. 2.6) calculée avec la norme S16-09 :

$$T_n = A_{ne}F_u = 0.6(A - 2d)F_u$$

Où $A = 313 \text{ mm}^2$ est l'aire de la cornière, $d = 21,05 \text{ mm}$ est le diamètre du trou et F_u est la contrainte ultime de l'acier provenant du tableau 6-3.

La capacité théorique en compression est calculée avec la méthode proposée au chapitre 3 (Éq. 3.3a).

$$C_r = AF_{ye} \left(1 + \lambda_{ye}^{2n}\right)^{-1/n} \quad (3.3a)$$

Les longueurs considérées pour l'évaluation des cornières longues (L) et courtes (C) sont respectivement 1710 mm et 1535 mm. Ces valeurs représentent la distance centre à centre des rotules installées à chaque extrémité du montage. Étant donné que les longueurs utilisées sont celles entre les rotules et non les longueurs réelles des cornières, un facteur de modification d'élanement de $K=1$ est utilisé. Pour les autres paramètres, les valeurs proposées à la section 3.2 sont utilisées, soit $n=1.34$ et $p=3$. La contrainte élastique F_y utilisée pour chacune des cornières est celle trouvée à la section précédente.

Étant donné que la valeur de F_y diffère d'un spécimen à l'autre, la capacité expérimentale de chacune des cornières a été comparée avec sa propre capacité théorique et non avec celles des cornières de référence. Les cornières de référence ont seulement été utilisées pour valider l'exactitude des méthodes utilisées pour l'évaluation théorique. On remarque à l'aide des tableaux 6-4 et 6-5 que l'évaluation de la capacité en traction des cornières est trop conservatrice d'environ 30%. Seuls les essais OR7 à OR10 ont des valeurs plus faibles, mais celles-ci sont du à une erreur lors de l'installation des cornières sur le montage réduisant ainsi leur capacité. Ces quatre valeurs ne sont pas utilisées à la section 6.3. L'évaluation de la capacité en compression semble adéquate.

Tableau 6-4 : Résultats des essais en traction/compression (Protocoles 1 et 2)

	Section du pylone	L/C	Endomm.		Acier		Capacité en compression			Capacité en traction			
			Réel (%)	Brut (%)	F _{y moy} (Mpa)	F _{u moy} (Mpa)	C _{r exp.} (kN)	C _{r théo.} (Mpa)	ratio exp/théo	T _{r exp.} (kN)	T _{r théo.} (kN)	ratio exp/théo	
Protocole 1	5A1	E1	C	5	5	427,3	639,9	24,69	23,23	1,06	-	94,47	-
	5A2	O1	C	5	5	-	-	22,30	-	-	99,11	-	-
	Bris A1	E5	L	5	5	427,1	638,9	-	19,36	-	-	94,33	-
	5A3	O6	L	5	5	430,1	642,4	22,20	19,36	1,15	134,80	94,84	1,42
	5A4	E2	L	5	5	426,2	634,6	24,09	19,36	1,24	140,84	93,69	1,50
	5A5	E6	L	5	5	437,6	627,8	21,02	19,37	1,08	135,71	92,69	1,46
	5A6	O2	L	5	5	432,4	642,8	23,77	19,37	1,23	104,74	94,90	1,10
	5A7	O5	L	5	5	434,0	642,2	20,93	19,37	1,08	133,58	94,80	1,41
	Bris A2	O4	L	15,9	15	426,1	643,3	-	19,36	-	-	94,97	-
	15A1	E3	L	15,9	15	434,3	630,9	18,02	19,37	0,93	132,17	93,14	1,42
	15A2	E4	L	15,9	15	433,0	636,6	-	19,37	-	-	93,98	-
	15A3	O3	L	15,9	15	429,1	645,0	19,71	19,36	1,02	133,47	95,23	1,40
	35A1	O7	L	35,2	35	431,4	653,9	24,10	19,36	1,24	138,52	96,54	1,43
	35A2	O8	L	35,2	35	429,7	635,9	21,55	19,36	1,11	132,58	93,88	1,41
	35A3	E7	L	35,2	35	428,0	637,9	18,29	19,36	0,94	129,88	94,18	1,38
	35A4	E8	L	35,2	35	426,5	640,2	20,90	19,36	1,08	118,00	94,52	1,25
	Bris B1	O2	L	3,8	5	435,0	641,3	-	19,37	-	-	94,68	-
	5B1	O1	C	4,6	5	435,5	645,3	-	23,25	-	-	95,27	-
	5B2	E1	C	4,6	5	377,1	530,3	25,27	23,08	1,09	106,78	78,29	1,36
	Bris B2	E2	L	4,6	5	422,9	637,7	-	19,35	-	-	94,14	-
5B3	O1	C	5	5	439,9	650,1	24,52	23,26	1,05	135,81	95,98	1,42	
5B4	E1	C	5	5	371,7	520,1	21,75	23,06	0,94	99,44	76,78	1,30	
5B5	E2	L	5	5	-	-	19,18	-	-	128,36	-	-	
5B6	O1	L	5	5	444,6	639,1	20,59	19,38	1,06	137,24	94,35	1,45	
5B7	O5	L	5,4	5	431,6	647,5	21,79	19,36	1,13	139,82	95,59	1,46	
5B8	O6	L	5,4	5	432,3	643,6	20,66	19,36	1,07	131,82	95,02	1,39	
Bris B3	E5	L	6,6	10	-	-	-	-	-	-	-	-	
Bris B4	E5	L	7,8	10	433,4	644,9	-	19,37	-	-	95,21	-	
10B1	E6	L	9,6	10	-	-	18,49	-	-	132,12	-	-	
Bris B5	E2	L	10,1	10	429,3	643,1	-	19,36	-	-	94,95	-	
10B2	E2	L	10,5	10	428,6	642,3	18,17	19,36	0,94	106,93	94,83	1,13	
20B1	O3	L	20,3	20	389,5	536,2	17,18	19,29	0,89	93,88	79,16	1,19	
20B2	O4	L	20,3	20	435,4	625,3	22,68	19,37	1,17	136,72	92,31	1,48	
20B3	E3	L	20,3	20	-	-	18,49	-	-	100,19	-	-	
20B4	E4	L	20,3	20	429,0	617,2	20,65	19,36	1,07	132,43	91,11	1,45	
Bris B6	E1	C	20,5	20	381,4	534,3	-	23,10	-	-	78,88	-	
20B5	O1	C	20,5	20	378,8	527,1	24,54	23,09	1,06	107,46	77,82	1,38	
20B6	O2	L	20,5	20	429,1	636,2	18,65	19,36	0,96	118,40	93,92	1,26	
Bris B7	E6	L	20,6	20	431,6	640,8	-	19,36	-	-	94,61	-	
Bris B8	O5	L	24,8	25	366,0	511,4	-	19,23	-	-	75,49	-	
25B1	O6	L	24,8	25	433,6	646,2	19,17	19,37	0,99	123,20	95,40	1,29	
Légende:													
Bris en fatigue													
Pas de valeur de F _y et de F _u													
Pas de résultat expérimental													

Tableau 6-5 : Résultats des essais en traction/compression (Protocole 3 et réf.)

Nom	Section du pylone	L/C	Endomm.		Acier		Capacité en compression			Capacité en traction		
			Réel (%)	Brut (%)	F _{y moy} (Mpa)	F _{u moy} (Mpa)	C _{r exp.} (kN)	C _{r théo.} (Mpa)	ratio exp/théo	T _{r exp.} (kN)	T _{r théo.} (kN)	ratio exp/théo
5C1	O1	C	5	5	369,1	520,6	-	23,05	-	-	76,86	-
5C2	E1	C	5	5	366,0	512,3	22,25	23,04	0,97	101,74	75,63	1,35
5C3	O3	L	5	5	-	-	-	-	-	103,88	-	-
5C4	E2	L	5	5	375,6	525,6	18,63	19,25	0,97	105,16	77,60	1,36
5C5	E3	L	5	5	376,1	521,5	22,89	19,25	1,19	107,90	76,99	1,40
5C6	E4	L	5	5	-	-	22,86	-	-	108,51	-	-
5C7	O4	L	5	5	429,4	634,4	19,28	19,36	1,00	135,50	93,66	1,45
5C8	O2	L	5	5	434,6	646,4	-	19,37	-	131,18	95,43	1,37
10C1	O5	L	10	10	-	-	18,71	-	-	133,96	-	-
10C2	O6	L	10	10	439,1	654,6	18,53	19,38	0,96	139,35	96,64	1,44
10C3	E5	L	10	10	373,6	520,6	20,48	19,25	1,06	107,48	76,86	1,40
10C4	E6	L	10	10	427,8	642,5	20,12	19,36	1,04	137,85	94,86	1,45
15C1	E1	C	13	15	436,3	642,2	-	23,26	-	-	94,81	-
15C2	O1	C	13	15	375,1	527,3	22,65	23,07	0,98	104,60	77,85	1,34
15C3	E2	L	13	15	365,0	518,1	17,62	19,23	0,92	107,64	76,49	1,41
Bris C1	O2	L	13	15	379,7	530,7	-	19,26	-	-	78,35	-
20C1	O4	L	20	20	357,8	512,1	18,88	19,20	0,98	104,02	75,60	1,38
20C2	E3	L	20	20	380,6	534,7	18,98	19,27	0,99	102,22	78,93	1,30
20C3	E4	L	20	20	365,2	514,5	17,83	19,23	0,93	95,95	75,96	1,26
20C4	O3	L	20	20	436,6	644,8	22,30	19,37	1,15	126,18	95,20	1,33
25C1	O3	L	25	25	427,4	638,9	18,40	19,36	0,95	131,65	94,33	1,40
25C2	O4	L	25	25	425,5	637,0	19,23	19,35	0,99	131,94	94,04	1,40
25C3	E4	L	25	25	426,8	630,4	20,18	19,36	1,04	131,68	93,07	1,41
25C4	E3	L	25	25	426,7	640,9	18,58	19,36	0,96	135,67	94,62	1,43
30C1	E1	C	32	30	372,2	530,5	-	23,06	-	-	78,32	-
30C2	O1	C	32	30	433,0	640,8	22,64	23,25	0,97	129,81	94,60	1,37
30C3	E2	L	32	30	408,8	586,5	18,09	19,32	0,94	144,03	86,59	1,66
30C4	O2	L	32	30	-	-	20,72	-	-	133,80	-	-
40C1	O6	L	40	40	424,0	637,4	18,46	19,35	0,95	126,71	94,10	1,35
40C2	O5	L	40	40	427,7	643,0	18,35	19,36	0,95	141,65	94,93	1,49
40C3	E5	L	40	40	441,1	650,0	18,29	19,38	0,94	127,75	95,96	1,33
40C4	E6	L	40	40	444,5	651,3	19,61	19,38	1,01	124,74	96,16	1,30
50C1	O7	L	50	50	-	-	17,63	-	-	106,94	-	-
50C2	O8	L	50	50	430,5	642,2	19,31	19,36	1,00	136,31	94,80	1,44
50C3	E8	L	50	50	377,0	523,6	18,47	19,26	0,96	106,14	77,30	1,37
50C4	E7	L	50	50	433,6	640,1	20,10	19,37	1,04	130,14	94,50	1,38
OR1	-	C	0	0	370,4	521,5	-	23,06	-	96,12	76,99	1,25
OR2	-	C	0	0	438,4	651,7	-	23,26	-	129,12	96,21	1,34
OR3	-	C	0	0	433,1	642,2	-	23,25	-	129,48	94,81	1,37
OR4	-	C	0	0	437,2	646,6	22,97	23,26	0,99	125,18	95,46	1,31
OR5	-	C	0	0	435,7	644,6	25,52	23,25	1,10	126,98	95,17	1,33
OR6	-	C	0	0	368,9	513,9	25,83	23,05	1,12	100,97	75,87	1,33
OR7	-	L	0	0	433,7	649,1	-	19,37	-	100,82	95,83	1,05
OR8	-	L	0	0	423,4	639,3	-	19,35	-	104,63	94,38	1,11
OR9	-	L	0	0	431,2	640,7	-	19,36	-	106,31	94,59	1,12
OR10	-	L	0	0	401,0	584,3	-	19,31	-	92,52	86,26	1,07
OR11	-	L	0	0	364,9	511,9	-	19,22	-	-	75,58	-
OR12	-	L	0	0	361,8	502,5	-	19,22	-	101,03	74,19	1,36
OR13	-	L	0	0	381,0	530,6	-	19,27	-	-	78,34	-
OR14	-	L	0	0	361,1	505,8	-	19,21	-	-	74,67	-
OR15	-	L	0	0	366,2	509,3	-	19,23	-	-	75,19	-
OR16	-	L	0	0	431,9	641,4	-	19,36	-	-	94,69	-
OR17	-	L	0	0	442,7	657,0	-	19,38	-	-	97,00	-
OR18	-	L	0	0	435,4	639,6	-	19,37	-	-	94,43	-

6.3 Courbe d'usure

Les résultats expérimentaux énumérés aux deux sections précédentes ont permis de tracer des courbes d'usure montrant la capacité résiduelle des cornières en fonction de leur endommagement en fatigue. Les figures suivantes présentent ces courbes pour les essais de tractions et les essais de compression. Les trois protocoles ne sont pas traités séparément, car aucune différence notable n'a été remarquée sur la capacité des spécimens en fonction du protocole utilisé.

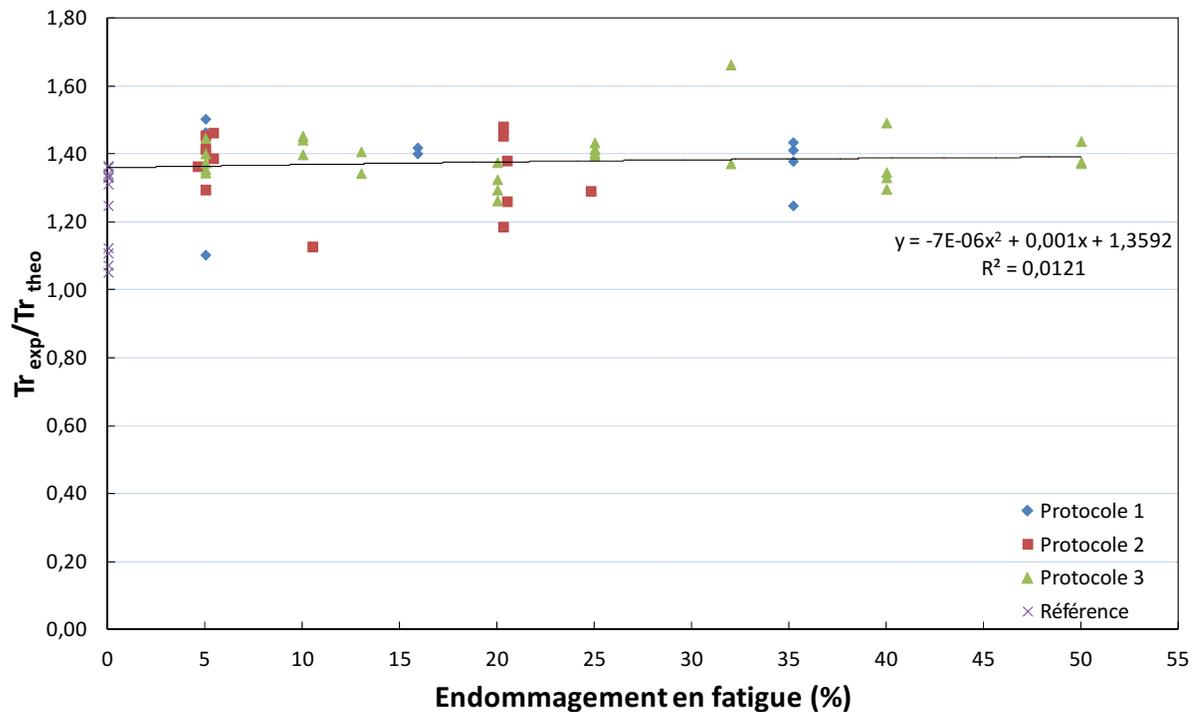


Figure 6-2 : Courbe d'usure pour les essais de traction

La figure 6-2 présente la capacité expérimentale résiduelle des spécimens testés en traction en fonction de leur niveau d'endommagement en fatigue. L'échelle utilisée pour l'axe des ordonnées est la valeur expérimentale de la résistance en traction divisée par la valeur théorique trouvée à l'aide de la norme S16-09. Les essais OR7 à OR10 (quatre essais à 0% d'endommagement qui ont un ratio entre 1,0 et 1,2) n'ont pas été utilisés pour tracer la courbe de tendance. En effet, dû à une erreur d'installation dans le montage, les résultats de ces essais ne sont pas représentatifs. La courbe de tendance sur le graphique représente donc seulement les essais représentatifs qui n'ont pas subi de bris en fatigue. On remarque aussi sur le graphique que les valeurs ne sont pas près de l'unité du à l'aspect trop conservateur de la norme.

La figure 6-3 montre les mêmes résultats que la figure 6-2, mais ceux-ci ont été normalisés en fonction de la moyenne des résultats des cornières de références. Le ratio de la résistance expérimentale sur théorique des essais dans la figure est donc divisé par une valeur de 1,328.

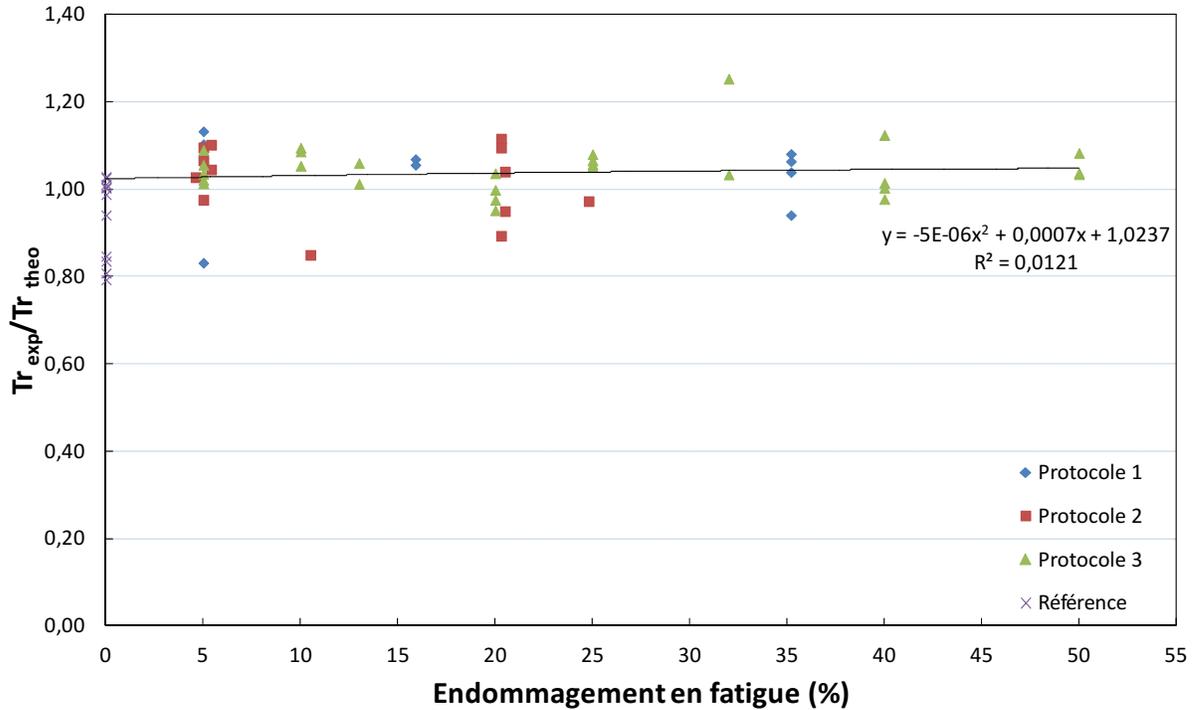


Figure 6-3 : Courbe d'usure normalisée pour les essais de traction

Contrairement aux prédictions initiales, la capacité en traction semble rester stable lorsque l'endommagement en fatigue augmente. Ceci s'explique sans doute par le fait que le niveau d'endommagement atteint n'est pas suffisant pour qu'une diminution notable de la résistance soit observée. En effet, le programme expérimental ne couvrait qu'un niveau d'endommagement en fatigue allant de 0 à 50% selon la règle de Miner. Il est probable qu'avec un endommagement plus élevé, la tendance diminuerait, et ce jusqu'à la rupture de l'acier à de faibles contraintes. Il se peut aussi qu'il y ait une faible diminution de l'aire effective causée par l'apparition de fissure au niveau des boulons, mais que l'effet de celle-ci soit annulée par l'écroutissage de l'acier lors de l'endommagement en fatigue. Cette plastification de l'acier aurait comme effet d'augmenter localement la contrainte admissible et d'offrir une plus grande résistance à la traction.

Les cornières qui ont subi une rupture prématurée en fatigue lors de la première partie du programme expérimental n'ont pas été utilisées pour créer ces courbes. Comme mentionnée au

début de ce chapitre, la raison la plus probable expliquant ces bris serait le fait d'avoir négligé la contrainte en flexion causée par l'excentricité de connexion des membrures lors du chargement. Avec cette contrainte supplémentaire, l'acier atteint sa limite élastique et l'espérance de vie des spécimens diminue ainsi considérablement. Les bris observés représentent le comportement d'une membrure subissant une série de variation de contrainte élevée pouvant par exemple simuler ce qui se passe lors d'une tempête agissant sur un pylône hydro-électrique. La raison pour laquelle ces spécimens se sont brisés en fatigue alors que d'autres ont atteint des niveaux d'endommagement plus élevés sans rupture est probablement que certains spécimens avaient des défauts initiaux ou des contraintes résiduelles initiales plus élevées.

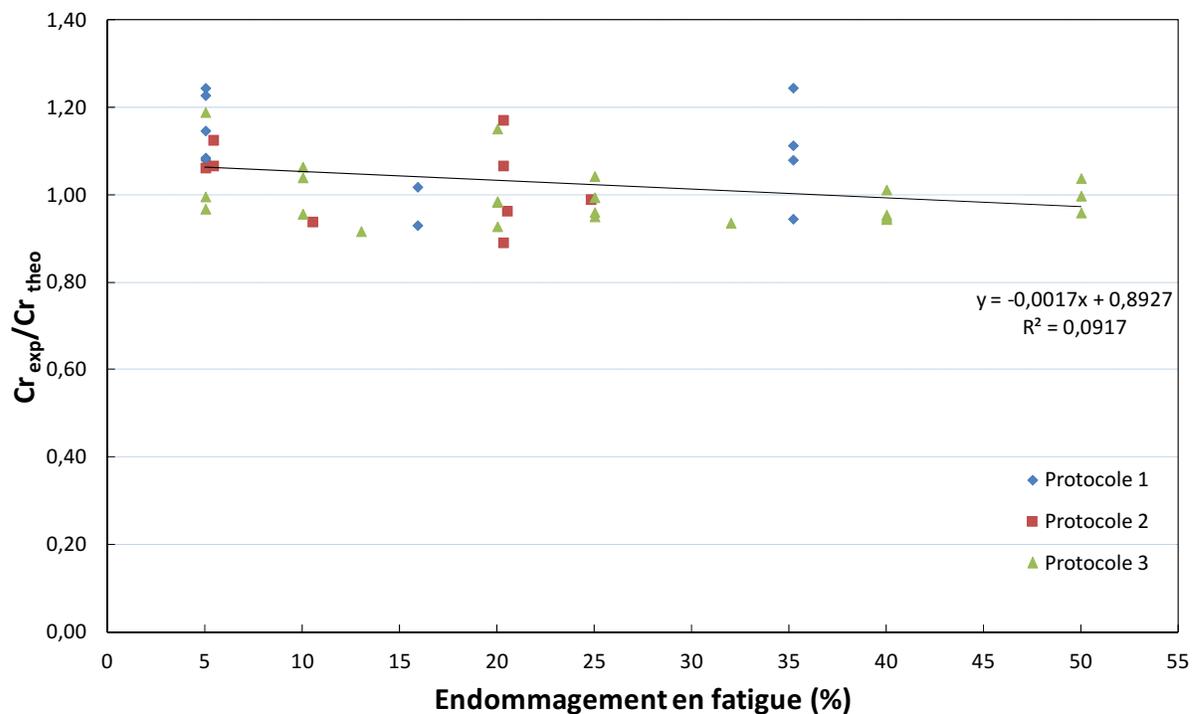


Figure 6-4 : Courbe d'usure pour les essais de compression

La figure 6-4 présente la capacité résiduelle des essais en compression en fonction de leur niveau d'endommagement en fatigue. On remarque une diminution de la capacité au fur et à mesure que le niveau d'endommagement augmente. Cette diminution pourrait être causée par le fait qu'une fluctuation de contrainte élevée cause la plastification de l'acier de la cornière. Étant donné que le niveau de contrainte résiduelle dans l'acier est un facteur important dans l'évaluation de la capacité en compression des cornières, le dépassement de la contrainte élastique par plusieurs cycles affecte négativement la capacité.

Chapitre 7

CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

7.1 Conclusion

Cette étude avait pour but de développer des courbes d'usure pour évaluer la capacité à long terme des pylônes de lignes de transport d'énergie électrique en fonction de leur endommagement mécanique. Pour ce faire, le projet de recherche comporte trois grandes parties. Premièrement, évaluer l'efficacité des différentes normes utilisées en Amérique du Nord et en Europe en comparant les essais trouvés dans la littérature aux valeurs trouvées avec les normes. Ensuite, développer une méthode permettant de connaître de façon théorique l'endommagement d'une cornière dans le temps. Finalement, exécuter une étude expérimentale pour observer l'effet de l'endommagement en fatigue sur la capacité résiduelle en traction et en compression des cornières d'acier.

Au total, cinq normes offrant une méthode pour calculer la capacité en compression de cornières d'acier ont été comparées soit : la norme CAN/CSA S16-09 (2009), l'ANSI/AISC 360-05 (2005), l'ASCE 10-97 (1997), l'Eurocode 3 (2003), et la norme CAN/CSA S136-07 (2010). La comparaison a permis d'établir que la norme canadienne (CAN/CSA S16-09) est trop conservatrice lors de l'évaluation de la capacité de cornière en compression de classe 4. Une nouvelle méthode basée sur cette norme offrant de meilleurs résultats a donc été proposée dans le présent document. Ensuite, une méthode théorique pour évaluer le niveau d'endommagement en fatigue dans chacune des membrures du pylône en fonction de leur âge et de leur emplacement géographique a aussi été établie. Les tableaux dessinés à l'aide de cette méthode permettent de trouver l'endommagement réel annuel des membrures désirées. Des courbes d'usure ont finalement été tracées à l'aide des résultats expérimentaux provenant des essais réalisés dans ce projet. Ces courbes ont été réalisées pour un nombre d'échantillons limité avec une plage d'endommagement en fatigue restreinte. Plus d'essais devraient être réalisés pour couvrir la majorité des cas retrouvés dans la pratique.

Le travail résumé dans ce document ouvre la porte à un concept de courbes d'usure qui permettrait l'évaluation de la capacité à long terme de membrure d'acier constituant un pylône. Bien que les courbes d'usure tracées dans ce document ne peuvent pas, à l'état actuel, être utilisées par des ingénieurs praticiens, elles donnent une idée du potentiel et de l'utilité de telles courbes. Aussi, cette recherche a été réalisée plus spécifiquement sur l'endommagement physique des membrures. Pour connaître l'effet de l'endommagement environnemental, une autre recherche avait déjà été réalisée dans le cadre d'une maîtrise. Des courbes d'usure comprenant les deux types d'endommagement et fonctionnant pour la majorité des cas rencontrés au Québec seraient un outil efficace pour les concepteurs de pylônes. Elles permettraient de faciliter l'évaluation de la capacité de ces infrastructures dans le temps et donc une meilleure planification à long terme de l'entretien du réseau de transport d'énergie électrique.

7.2 Recommandations

Pour compléter ce projet et créer des courbes d'usure utilisable en pratique, quelques aspects de la méthode développée sont à revoir et à améliorer.

- Premièrement, comme mentionné à plusieurs endroits dans le document, il faudrait incorporer l'endommagement environnemental (corrosion) à ces courbes d'usure. Un projet de maîtrise a déjà été réalisé à l'Université de Sherbrooke sur l'effet de la corrosion sur la capacité de cornières d'acier.
- Il y aurait aussi place à l'amélioration de la méthode développée au chapitre 4 pour évaluer le niveau d'endommagement théorique en fatigue des cornières. Cette méthode utilise une simple règle de trois entre la vitesse de vent et la contrainte appliquée dans la membrure à l'étude. Il serait important de se pencher plus en profondeur sur cette partie pour mieux définir l'interaction réelle entre la vitesse de vent et la contrainte.
- Une étude pourrait être réalisée pour confirmer si la température a une influence ou non sur les présentes courbes d'usure. Si oui, des facteurs de correction sur le niveau d'endommagement pourraient être attribués pour les différentes températures.
- Le programme expérimental réalisé dans ce projet l'a été pour une seule dimension de cornière et pour un niveau d'endommagement en fatigue maximum de 50%. Pour avoir une courbe d'usure complète, il faudrait se rendre à un niveau d'endommagement plus élevé et refaire une série d'essais sur différentes sections de cornières.

Annexe A
Capacité en compression de cornières
d'acier

A.1 - CAN/CSA S16-09 (2009)

La **CAN/CSA S16-09** [Canadian Standard Association, 2009], *règle de calcul des charpentes en acier*, est la norme de construction utilisée au Canada pour des structures (principalement en bâtiment) en acier. Un des ajouts dans la version 2009 de la norme CAN/CSA S16-09 est une section dédiée au calcul des cornières en compression. La formule générale pour calculer la résistance pondérée en compression de la membrure est la suivante :

$$C_r = \phi A F_y (1 + \lambda^{2n})^{-1/n} \quad (\text{A.1a})$$

Où

$$n = 1.34 \quad (\text{A.1b})$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{F_y}{F_e}} \quad (\text{A.1c})$$

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r}\right)^2} \quad (\text{A.1d})$$

Cette équation ne tient seulement compte que du flambement global. Pour tenir compte du flambement local, la norme S16-09 offre deux méthodes basées sur une limite de classe (Éq. A.2). Pour la première méthode, il faut calculer une largeur effective de l'aile b_{el} pour que la limite soit respectée (Éq. A.2). À partir de cette largeur, il faut ensuite calculer une aire effective A_e qui sera utilisée au lieu de l'aire A dans la formule générale (Éq. A.1a). De façon similaire, dans la deuxième méthode il faut calculer une contrainte effective F_{ye} qui respectera la limite (Éq. A.2) pour remplacer la valeur de la contrainte F_y dans la formule générale (Éqs. A.1a et A.1c).

$$\text{Limitation de la classe 3 : } \frac{b_{el}}{t} \leq \frac{200}{\sqrt{F_y}} \quad (\text{A.2})$$

Dans la version 2001 de la norme, il n'y avait aucune équation pour tenir compte des différentes conditions aux appuis des membrures. Un autre changement de la version 2009 est l'ajout d'équations pour calculer un facteur de modification d'élançement K qui dépend de l'élançement L/r_x . Des équations similaires étaient déjà utilisées par l'AISC 360-05 et l'ASCE 10-97.

Pour les cornières dont les ailes sont bien retenues contre la torsion, les facteurs de modification sont :

$$0 \leq \frac{L}{r_x} \leq 75 : \frac{KL}{r} = 60 + 0.8 \frac{L}{r_x} \quad (\text{A.3a})$$

$$\frac{L}{r_x} > 75 : \frac{KL}{r} = 45 + \frac{L}{r_x} \leq 200 \quad (\text{A.3b})$$

La valeur ne doit pas être prise inférieure à $0.82L/r_y$. Pour des cornières simples ou utilisées dans un treillis plat qui sont moins retenues contre la torsion, les facteurs de modification sont :

$$0 \leq \frac{L}{r_x} \leq 80 : \frac{KL}{r} = 72 + 0.75 \frac{L}{r_x} \quad (\text{A.4a})$$

$$\frac{L}{r_x} > 80 : \frac{KL}{r} = 32 + 1.25 \frac{L}{r_x} \quad (\text{A.4b})$$

La valeur ne doit pas être prise inférieure à $0.95L/r_y$. En prenant un ratio de r_y/r_x de 0.63, on peut voir que les facteurs proposés sont les mêmes que ceux proposés dans la norme ASCE 10-97. La valeur de 0.63 est une moyenne du ratio r_y/r_x des cornières d'acier [Mengelkoch *et coll.*, 2001].

A.2 - ANSI/AISC 360-05 (2005)

La norme **ANSI/AISC 360-05** [American Institute of Steel Construction, Inc., 2005], *Specification for Structural Steel Building*, est la norme de construction générale en acier aux États-Unis. La version la plus récente de cette norme a été restructurée en 2005. La présentation de la norme a changé, mais les équations restent fondamentalement les mêmes. La formule générale pour calculer la résistance en compression de la section prend en compte et le flambement global et le flambement local :

$$\text{Quand } \frac{KL}{r} \leq 4.71 \sqrt{\frac{E}{QF_y}} \rightarrow F_{cr} = Q \left[0.658 \frac{QF_y}{F_e} \right] F_y \quad (\text{A.5a})$$

$$\text{Quand } \frac{KL}{r} > 4.71 \sqrt{\frac{E}{QF_y}} \rightarrow F_{cr} = 0.877 F_e \quad (\text{A.5b})$$

Dans cette équation, le flambement local est pris en compte par le facteur Q qui dépend du ratio largeur-épaisseur b/t :

$$\text{Quand } \frac{b}{t} \leq 0.45 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \rightarrow Q = 1 \quad (\text{A.6a})$$

$$\text{Quand } 0.45 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \leq \frac{b}{t} \leq 0.91 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \rightarrow Q = 1.34 - 0.76 \left(\frac{b}{t}\right) \sqrt{\frac{F_y}{E}} \quad (\text{A.6b})$$

$$\text{Quand } \frac{b}{t} > 0.91 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \rightarrow Q = \frac{0.53E}{F_y \left(\frac{b}{t}\right)^2} \quad (\text{A.6c})$$

Les facteurs de modification d'élanement utilisés pour tenir compte des conditions aux appuis sont les mêmes que ceux proposés dans la CAN/CSA S16-09 soit les équations A.3 et A.4.

A.3 - ASCE 10-97 (1997)

L'**ASCE 10-97** [American Society of Civil Engineers, 1997], *Design of Latticed steel transmission structures*, est la norme américaine spécifiquement utilisée pour le dimensionnement et la construction de pylône en acier de ligne électrique. Étant donné que les conséquences encourues par l'effondrement d'un pylône sont beaucoup moins importantes que celles engendrées par l'effondrement d'un bâtiment, les facteurs de sécurité utilisés dans cette norme sont moins conservateurs que ceux des normes de bâtiments décrites aux sections A.1 et A.2.

La formule générale de l'ASCE 10-97 tient seulement compte du flambement global lorsque la valeur de la contrainte élastique F_y est utilisée. Contrairement à la norme S16-09 et à l'AISC 360-05, cette norme utilise le ratio w/t pour tenir compte du flambement local, dans lequel $w=b-k$ et k est la distance entre l'extrémité de l'aile et le début de la section plane. Ces propriétés sont disponibles dans le Handbook américain. Les formules de l'ASCE 10-97 sont:

$$\text{Quand } \frac{KL}{r} \leq C_c \rightarrow F_a = \left[1 - \frac{1}{2} \left(\frac{KL/r}{C_c} \right)^2 \right] F_y \quad (\text{A.7a})$$

$$\text{Quand } \frac{KL}{r} > C_c \rightarrow F_a = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r} \right)^2} \quad (\text{A.7b})$$

Où

$$C_c = \pi \sqrt{\frac{2E}{F_y}} \quad (\text{A.7c})$$

Pour tenir compte du flambement local, la contrainte F_y de l'équation A.7 doit être remplacée par la valeur de F_{cr} trouvée dans les équations suivantes :

$$\text{Quand } \left(\frac{w}{t}\right) \lim \leq \frac{80\psi}{\sqrt{F_y}} \rightarrow F_{cr} = F_a \quad (\text{A.8a})$$

$$\text{Quand } \left(\frac{w}{t}\right)_{lim} \leq \left(\frac{w}{t}\right) \leq \frac{144\psi}{\sqrt{F_y}} \rightarrow F_{cr} = \left[1.677 - 0.677 \frac{w/t}{(w/t)_{lim}}\right] F_y \quad (\text{A.8b})$$

$$\text{Quand } \left(\frac{w}{t}\right) > \frac{144\psi}{\sqrt{F_y}} \rightarrow F_{cr} = \frac{0.0332\pi^2 E}{(w/t)^2} \quad (\text{A.8c})$$

Dans lesquelles $\psi=2.62$ lorsque F_y est en MPa.

L'ASCE 10-97 a été la première norme à offrir des facteurs de modification d'élançement en fonction des conditions limites aux appuis. Ce concept a été introduit pour la première fois dans le manuel 52 de l'ASCE [American Society of Civil Engineers, 1971]. **Gaylord et Wilhoite** ont écrit un article expliquant en détail comment ces facteurs ont été trouvés [Gaylord *et coll.*, 1985].

Dépendamment des conditions aux appuis, une des formules suivantes doit être utilisée.

Pour les membrures retenues par les deux ailes:

$$\frac{KL}{r} = \frac{L}{r_{min}} \text{ Pour } 0 \leq \frac{L}{r_{min}} \leq 150 \quad (\text{A.9a})$$

Pour les membrures avec une charge concentrique à chaque extrémité non supportée latéralement :

$$\frac{KL}{r} = \frac{L}{r_{min}} \text{ Pour } 0 \leq \frac{L}{r_{min}} \leq 120 \quad (\text{A.9b})$$

Pour les membrures avec une excentricité normale de chargement à chaque extrémité non supportée latéralement :

$$\frac{KL}{r} = 60 + 0.5 \frac{L}{r_{min}} \text{ Pour } 0 \leq \frac{L}{r_{min}} \leq 120 \quad (\text{A.9c})$$

Pour les membrures non retenues contre la rotation aux deux extrémités non supportées latéralement:

$$\frac{KL}{r} = \frac{L}{r_{min}} \text{ Pour } 120 \leq \frac{L}{r_{min}} \leq 200 \quad (\text{A.9d})$$

Pour les membrures partiellement retenues contre la rotation aux deux extrémités non supportées latéralement:

$$\frac{KL}{r} = 46.2 + 0.615 \frac{L}{r_{min}} \text{ Pour } 120 \leq \frac{L}{r_{min}} \leq 200 \quad (\text{A.9e})$$

A.4 - Eurocode 3 (2003)

L'**Eurocode 3 2003** [European Committee for Standardisation, 2003], *Calcul des structures en acier*, est la norme utilisée dans plusieurs pays européens. Cette norme est subdivisée en plusieurs sous-parties traitant chacune de différents aspects du dimensionnement de structure d'acier. Les parties utiles au calcul de la capacité en compression d'une cornière sont : 1993-1-1 *Calcul des structures en acier: règles générales et règles pour les bâtiments*, 1993-1-3 *Règles supplémentaires pour les profilés et plaques à parois minces pliés à froid*, 1993-1-5 *Règles supplémentaires pour les plaques planes, raidies ou non, chargées dans leur plan*, 1993-3-1 *Tours, mâts et cheminées: pylônes et mâts haubanés*.

La formule générale (Éq. A.10) tiens compte du flambement global à l'aide du facteur χ et du flambement local à l'aide d'une aire effective A_{eff} . Cette formule est disponible dans la section 1993-1-1 du code.

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} \quad (\text{A.10})$$

L'équation pour calculer l'aire effective (Éq. A.11a) se trouve dans la section 1993-1-5 du code.

$$A_{eff} = \rho A_c \quad (\text{A.11a})$$

Pour les éléments en compression:

$$\rho = 1.0 \text{ Pour } \bar{\lambda}_p \leq 0.748 \quad (\text{2.11b})$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p^{-0.188}}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1.0 \text{ Pour } \bar{\lambda}_p > 0.748 \quad (\text{A.11c})$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28.4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} \quad (\text{A.11d})$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (\text{A.11e})$$

Dans l'équation A.11d, la valeur de \bar{b} pour une cornière symétrique est la valeur h . Pour une contrainte égale à chaque extrémité de la membrure, la valeur de k_σ est prise à 0.43. Finalement, le facteur χ est trouvé à l'aide de l'équation A.12, qui se trouve dans la section 1993-1-1 du code.

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1.0 \quad (\text{A.12a})$$

Où

$$\phi = 0.5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2] \quad (\text{A.12b})$$

$$\bar{\lambda}_{eff} = k\bar{\lambda} \quad (\text{A.12c})$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr}}} \quad (\text{A.12d})$$

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EA}{\left(\frac{L}{r}\right)^2} \quad (\text{A.12e})$$

Dans cette équation, la valeur de α est de 0.34 pour des cornières. La valeur de k peut être trouvée dans l'annexe G de la section 1993-3-1 du code. Pour une cornière simple en compression connectée par une aile, le facteur de modification d'élançement est trouvé avec l'équation A.13.

$$k = 0.7 + \frac{0.35}{\bar{\lambda}_v} \quad (\text{A.13a})$$

$$\bar{\lambda}_v = \frac{L}{r_{min}} \quad (\text{A.13b})$$

A.5 - CAN/CSA S136-07 (2010)

La **CAN/CSA S136-07** [Canadian Standard Association, 2010], *North American specification for the design of cold-formed steel structural members*, est la norme nord-américaine utilisée pour le calcul de la capacité de section d'acier pliée à froid. La formule générale pour les membrures avec un faible ratio largeur-épaisseur est la même que celle utilisée par l'AISC 360-05, mais la présentation est différente. La formule générale est basée sur les recherches de Winter [Winter, 1947; 1950; 1983].

$$\text{Quand } \lambda_c \leq 1.5 \rightarrow F_n = Q[0.658^{\lambda_c^2}]F_y \quad (\text{A.14a})$$

$$\text{Quand } \lambda_c > 1.5 \rightarrow F_n = \frac{0.877}{\lambda_c^2} F_y \quad (\text{A.14b})$$

Où

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{F_y}{F_e}} \quad (\text{A.14c})$$

Étant donné que le flambement en torsion et en flexion-torsion ne contrôle pas pour des cornières symétriques en compression, la valeur de F_e est trouvée selon l'équation A.15.

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{(KL/r)^2} \quad (\text{A.15})$$

La norme S136-07 possède sa propre façon pour évaluer les spécimens qui possèdent un ratio largeur-épaisseur élevé. La méthode consiste à calculer une largeur effective (Éq. A.16) pour tenir compte du flambement local. Finalement, pour calculer une aire effective il faut utiliser cette largeur dans l'équation A.18.

$$\text{Quand } \lambda \leq 0.673 \rightarrow b = w \quad (\text{A.16a})$$

$$\text{Quand } \lambda > 0.673 \rightarrow b = \rho w \quad (\text{A.16b})$$

Où

$$\rho = (1 - 0.22/\lambda)/\lambda \quad (\text{A.16c})$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{F_n}{F_{cr}}} \quad (\text{A.16d})$$

$$F_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)} \left(\frac{t}{w}\right)^2 \quad (\text{A.16e})$$

Finalement, la résistance en kN de la section est :

$$P_n = A_e F_n \quad (\text{A.17})$$

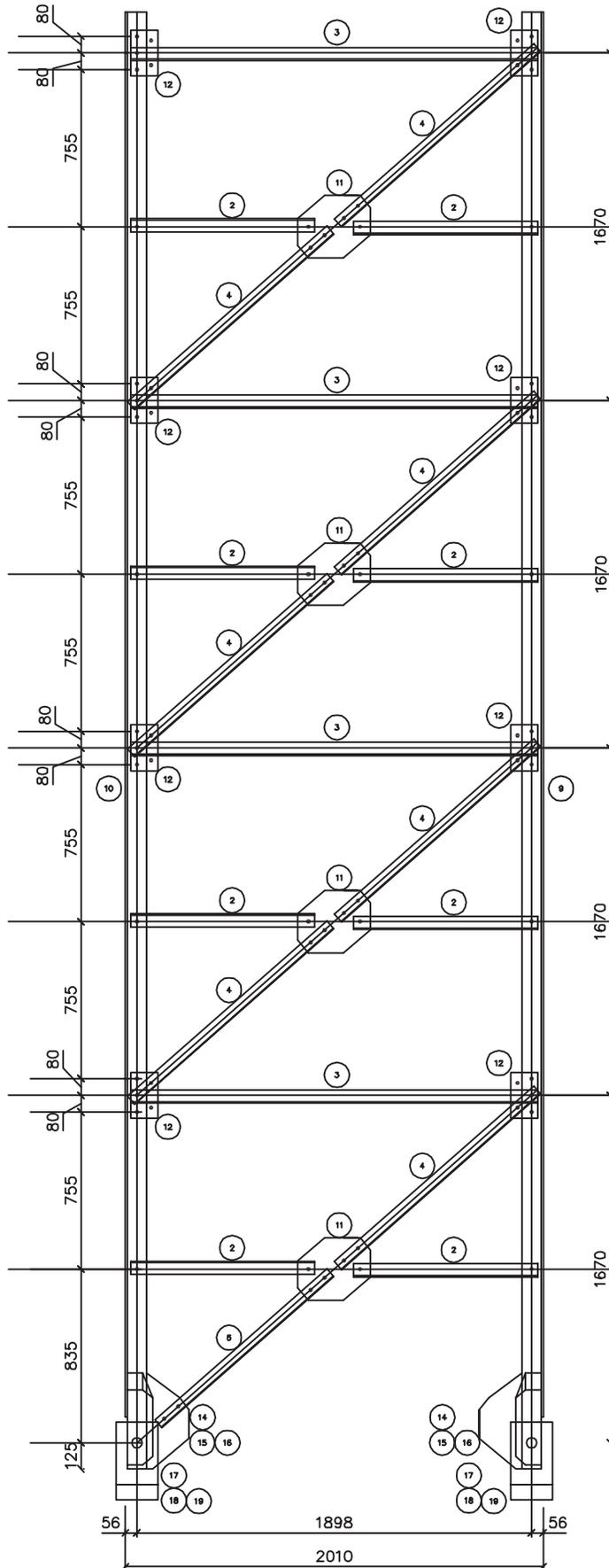
Dans laquelle la valeur de l'aire effective A_e pour une cornière symétrique est prise comme:

$$A_e = A_c - 2(b - b_{eff})t \quad (\text{A.18})$$

Dans la norme S136-07, aucune formule de modification d'élançement n'est disponible pour tenir compte des conditions limites; il est dit que la méthode à utiliser est à la discrétion de l'utilisateur. Lors de l'évaluation de la norme S136-07 au chapitre 3, les équations utilisées pour modifier l'élançement sont les mêmes que celles proposées avec la nouvelle méthode.

Annexe B

Plans du pylône - Montage pour les essais
de fatigue



FACE LONGITUDINALE



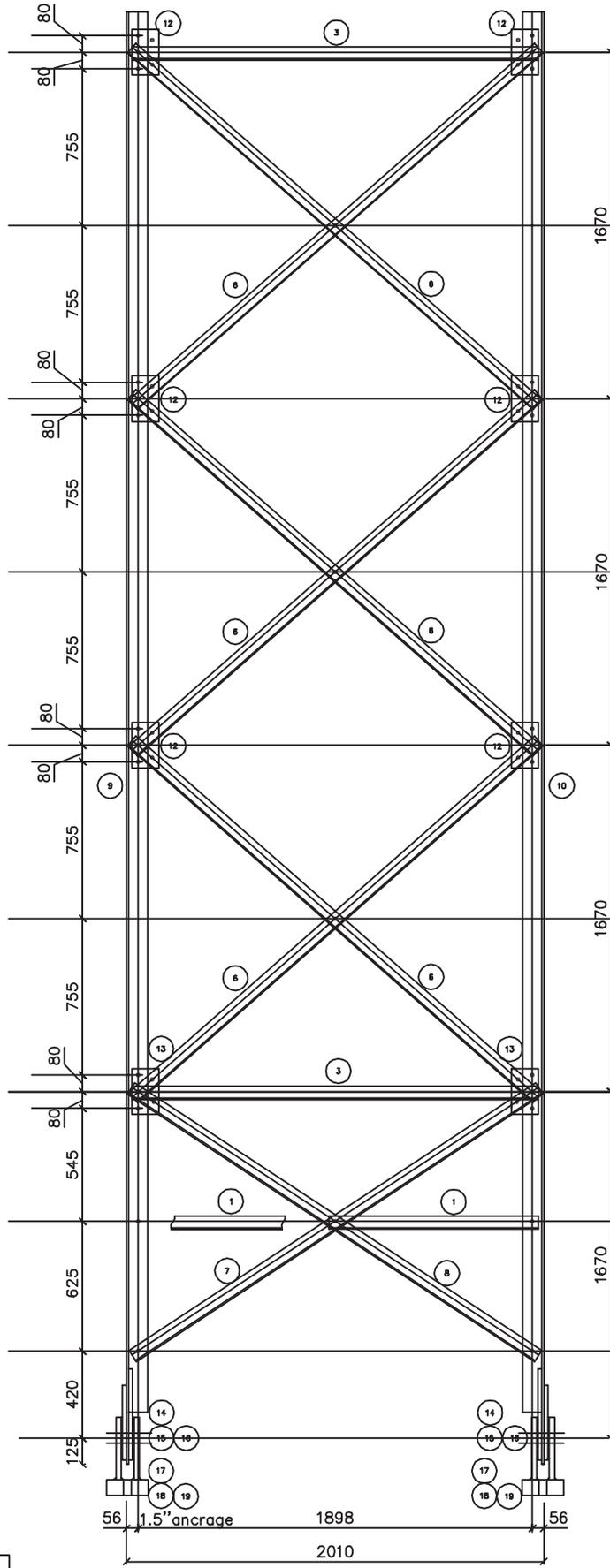
UNIVERSITÉ DE
SHERBROOKE

DESSINE	J. Dubuc	2011/06/22
VERIFIE		
REVISION	J. Dubuc	2011/09/08

Pylône pour essais de fatigue
Face Longitudinale (plan chargé)

ECHELLE : 1:32

No. DESSIN	1	REV.	
			TQC

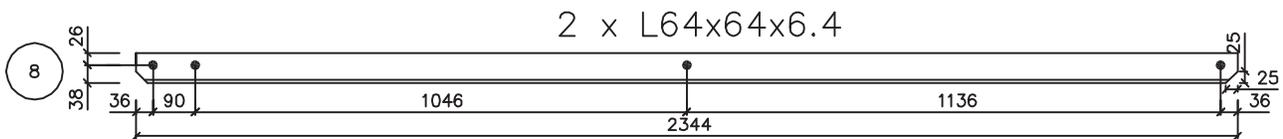
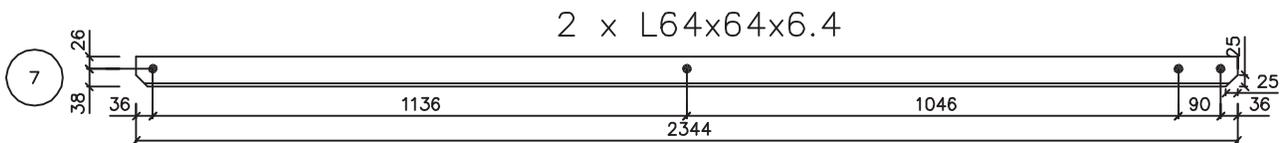
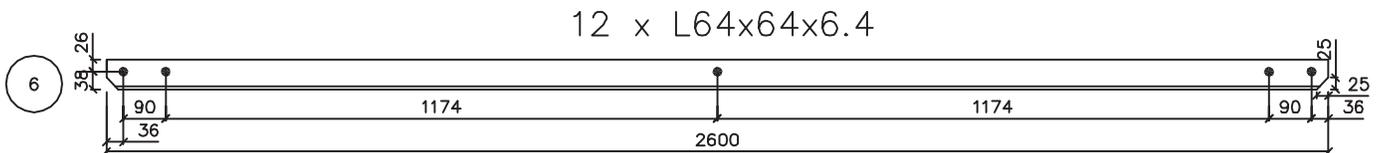
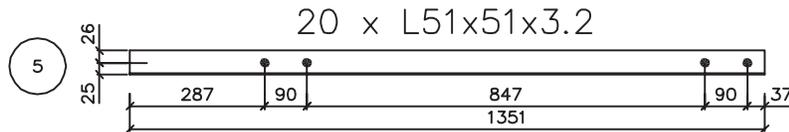
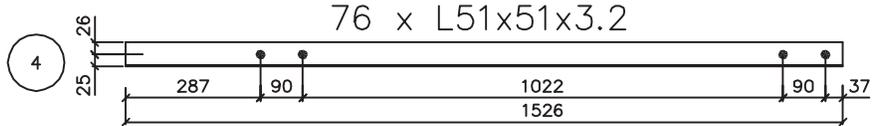
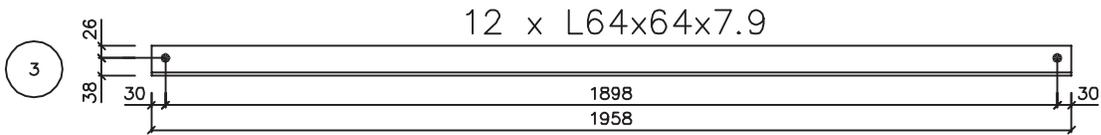
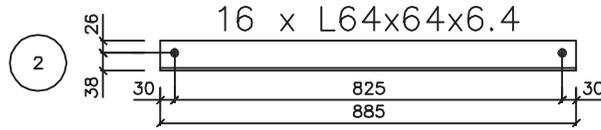
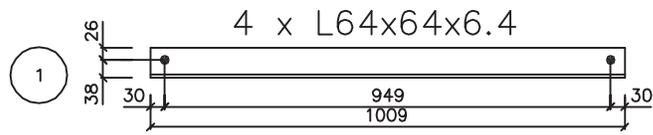


FACE TRANSVERSALE

 UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE		
DESSINE	J. Dubuc	2011/06/22
VERIFIE		
REVISION	J. Dubuc	2011/09/08

Pylône pour essais de fatigue
 Face transversale (plan non chargé)

ECHELLE : 1:32	
No. DESSIN	REV.
2	TQC



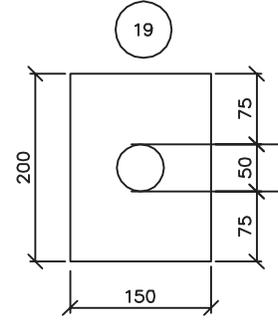
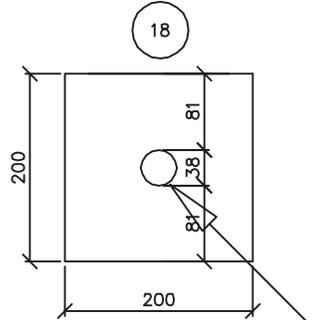
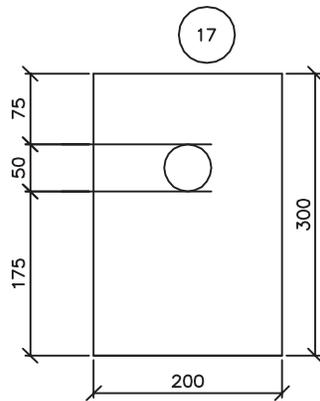
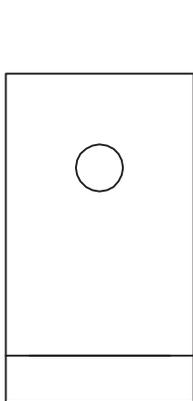
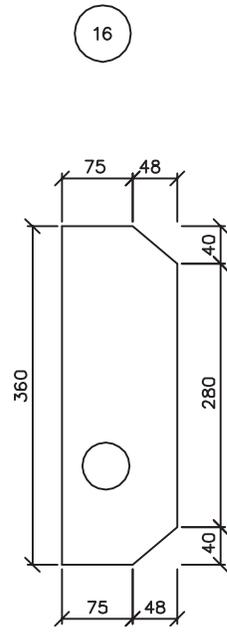
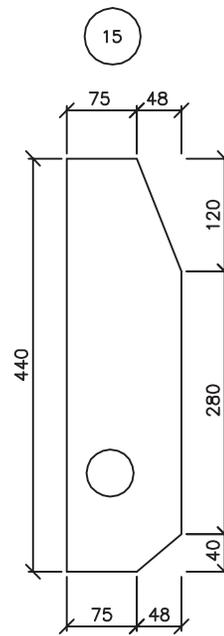
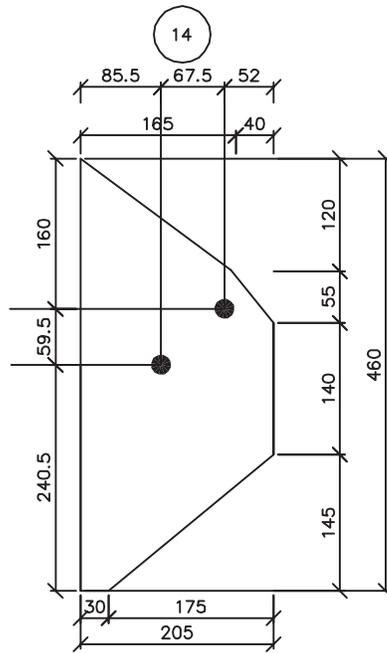
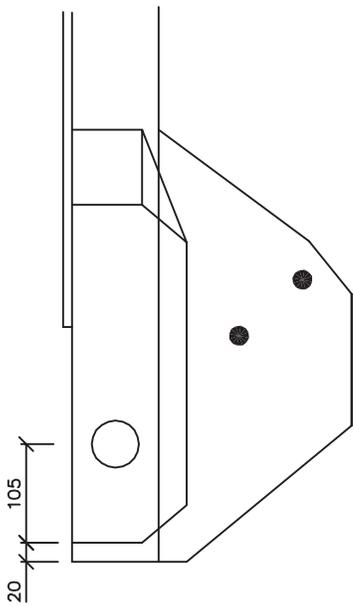
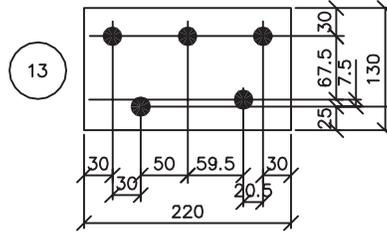
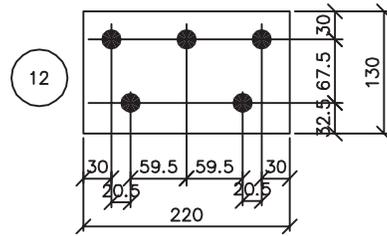
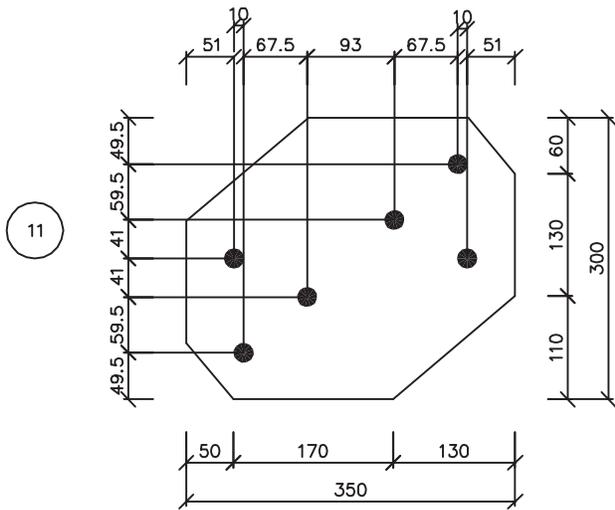
UNIVERSITÉ DE
SHERBROOKE

*Tous les boulons ont un diamètre de 20mm

DESSINE	J. Dubuc	2011/06/22
VERIFIE		
REVISION	J. Dubuc	2011/09/08

Pylône pour essais de fatigue
Membrane 2

ECHELLE : 1:16	
No. DESSIN	REV.
4	TQC



Trou fileté 1,5" (38mm) de diamètre
Pas de filet = 8/pouce

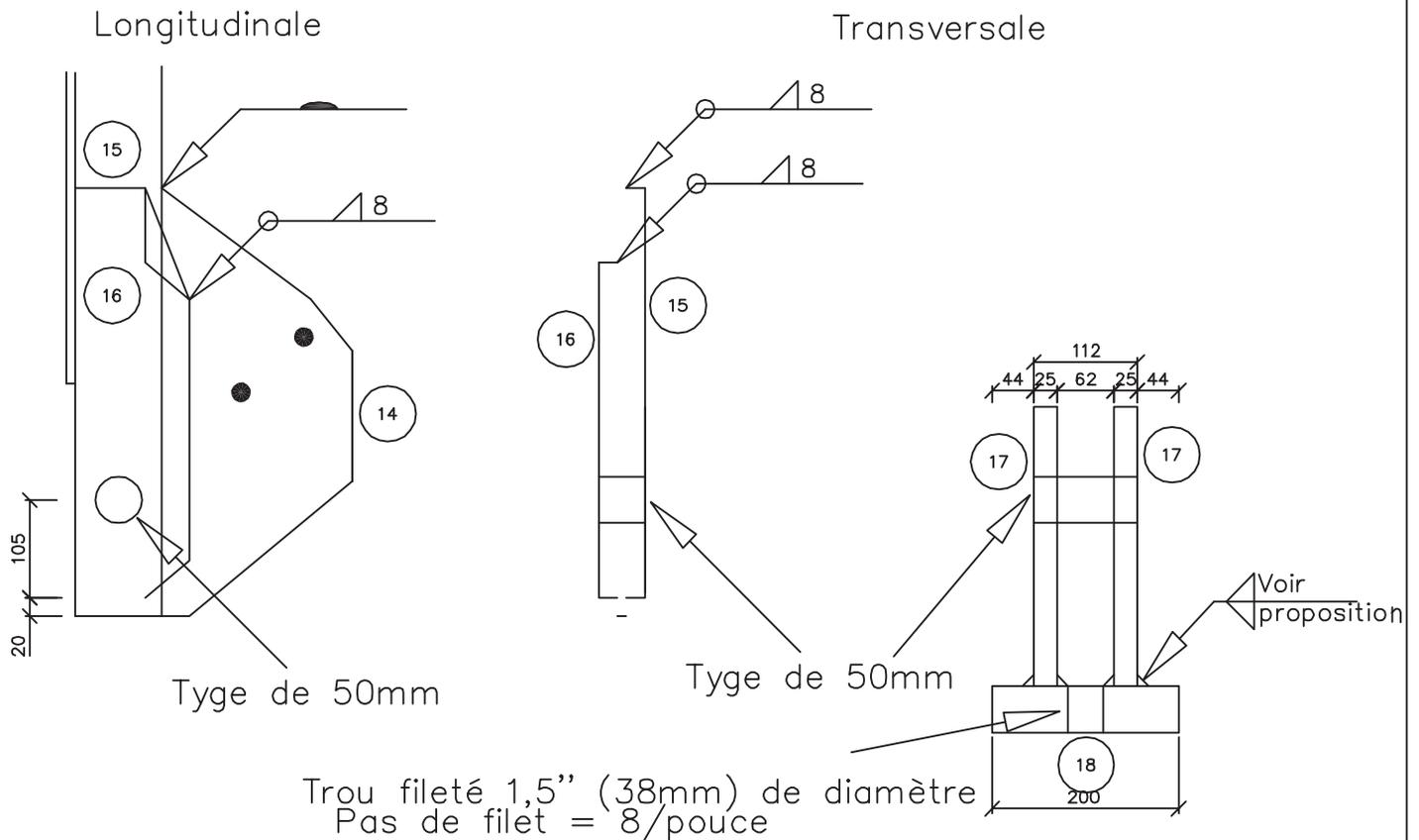
*Tous les boulons ont un diamètre de 20mm

UNIVERSITÉ DE
SHERBROOKE

DESSINE	J. Dubuc	2011/06/22
VERIFIE		
REVISION	J. Dubuc	2011/09/08

Pylône pour essais de fatigue
Gousset

ECHELLE :	1:8
No. DESSIN	5
REV.	TQC



Notes explicatives:

- 1) Assemblage des plaques 14, 15 et 16
 - a) Souder la plaque 14 sur la cornière à l'aide d'une soudure à pénétration complète
 - b) Souder les plaques 15 et 16 de chaque côté de la cornière à l'aide de filet de soudure du 8mm

- 2) Assemblage des plaques 17 et 18
 - a) La plaque 18 doit être filletée en son centre (même fillet que la barre d'ancrage) d'un diamètre de 1,5 pouces
 - b) Souder les plaques 17 sur la plaque 18 à l'aide de filet de soudure (voir proposition de soudure)

- 3) Tyge de 50mm

Un total de 4 tyges est nécessaire
 Acier 1000MPa
 300mm de longueur
 Pas de filet ni de nut ne sont nécessaire



UNIVERSITÉ DE
SHERBROOKE

DESSINE	J. Dubuc	2011/08/29
VERIFIE		
REVISION	J. Dubuc	2011/09/08

Pylône pour essais de fatigue

Détails des appuis

ECHELLE : 1:8

No. DESSIN	6	REV.	
			TQC



Notes explicatives:

1) Barres d'ancrage

Un total de 4 barres est nécessaire (4 nuts)

Diamètre de 1,5'' (38mm)

Filet d'un pas de 8/pouce

Grade d'acier d'au moins 800MPa

Longueur totale de 9'

Longueur de filet nécessaire

12'' à une extrémité

36'' à l'autre extrémité



UNIVERSITÉ DE
SHERBROOKE

DESSINE	J. Dubuc	2011/08/29
VERIFIE		
REVISION	J. Dubuc	2011/09/08

Pylône pour essais de fatigue

Barres d'ancrage

ECHELLE : Aucune

No. DESSIN

7

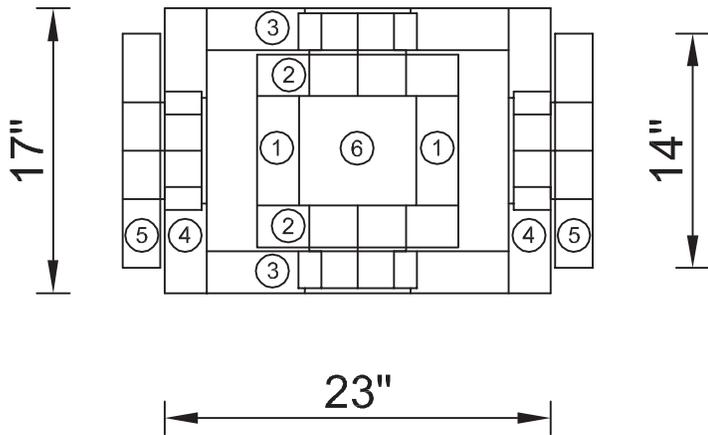
REV.

TQC

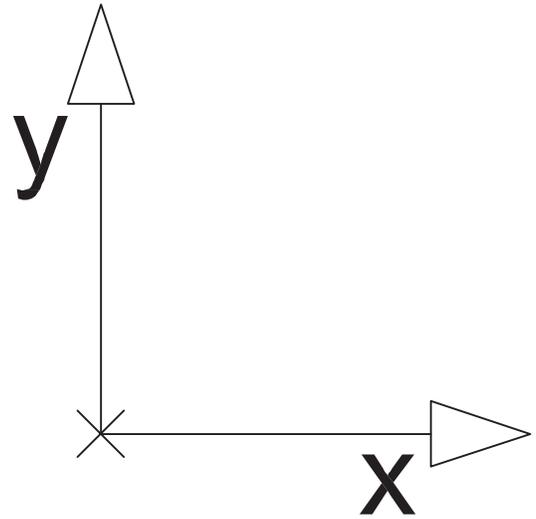
Annexe C

Plans des rotules - Montage pour les essais de traction / compression

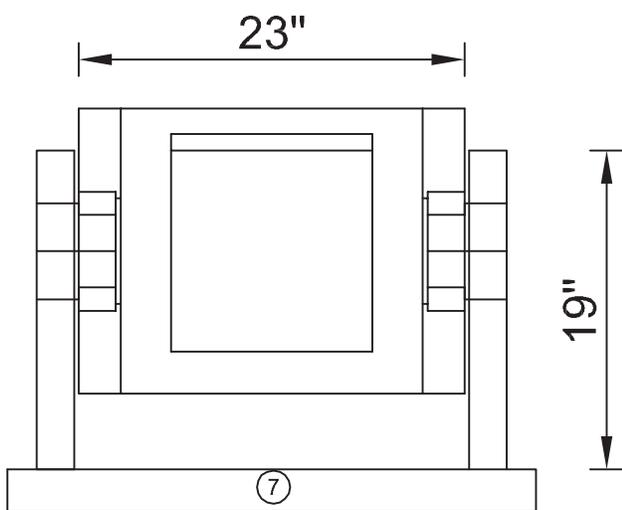
Vue en plan



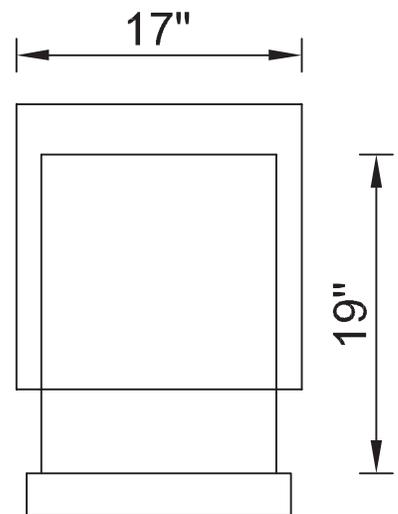
Axes



Vue axe x

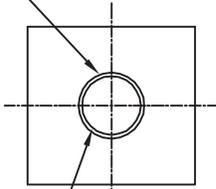


Vue axe y

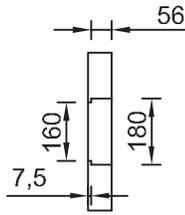


Détail A

Trou de 180mm de diamètre sur une épaisseur de 56mm



Trou de 160mm de diamètre sur toute l'épaisseur de la plaque

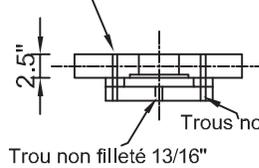


* Voir la vue en plan pour savoir de quel côté laisser l'accotement de 7,5mm pour le bearing

Détail B

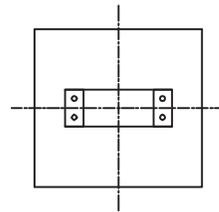
Vue en plan

Trous filletés 1/2" - 16 typ.



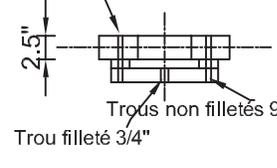
Trou non filleté 13/16"

Pièce #3



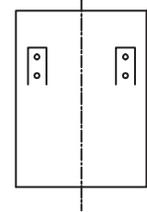
Vue en plan

Trous filletés 1/2" - 16 typ.



Trou filleté 3/4"

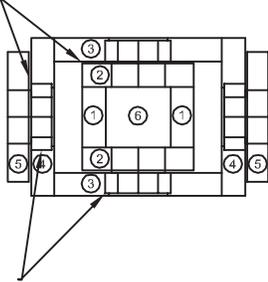
Pièce #5



Détail C

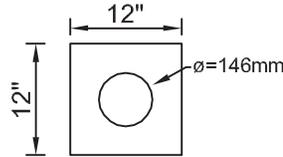
Des plaques de plastique sont insérées entre les cadres extérieurs et intérieurs

Espace 1/4" avec feuille UHMW 3/16"



UHMW 3/16"

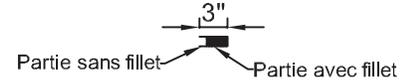
Qté : 8x



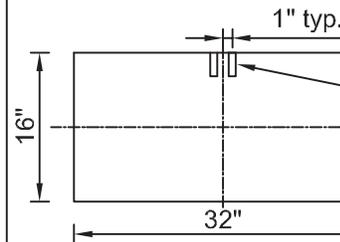
Des bearings sont insérés dans les trous de 180mm

Détail D

Le plan de cisaillement des boulons (entre les pièces 3 et 4 et entre les pièces 1 et 2) dans ces trous n'aura pas de fillet, il faudra donc faire les fillets et revenir percer sur une petite longueur par la suite (à voir avec les boulons).



Détail E



Trous filletés 3/4" - 16 typ.
Longueur de fillet 2 1/2"

Spécifications

Il y a deux assemblages à faire (le nombre de pièce inscrit aux plans 3 et 4 est le nombre nécessaire pour fabriquer les 2 rotules, il ne faut pas multiplier ce nombre par 2)

Les tyges de 110mm doivent être "fit" dans le bearing
Les tyges de 146mm doivent être "slide fit" dans la plaque
Les bearings de 180mm doivent être "slide fit" dans la plaque

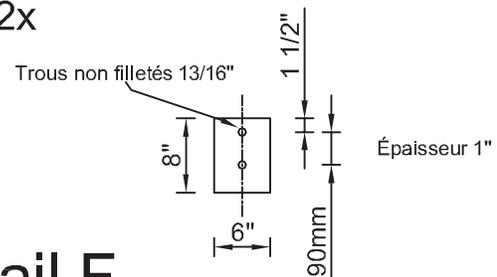
Les tyges filletés au centre vont dans les plaques 2 et 3
Les tyges non filletés au centre vont dans les plaques 4 et 5

S'assurer d'assembler les bearings du bon côté
Le numéro des bearings est le 33122

Pour l'acier, prendre un grade 300W standard
Pour les tyges d'acier, un grade d'acier 4340 ou équivalent

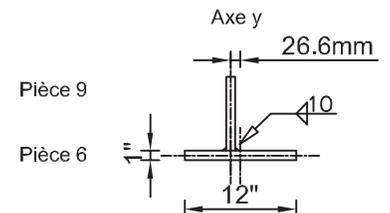
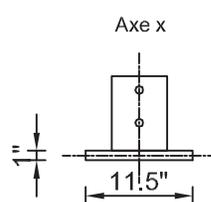
Pièce #9

Qté: 2x

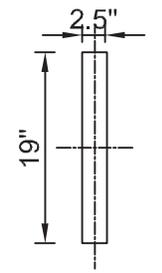
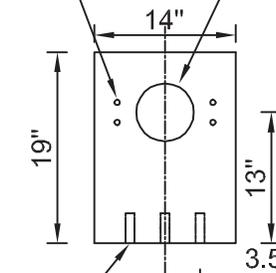
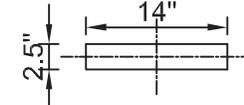
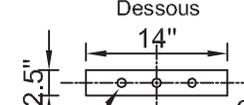
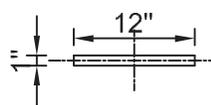
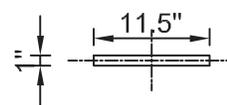
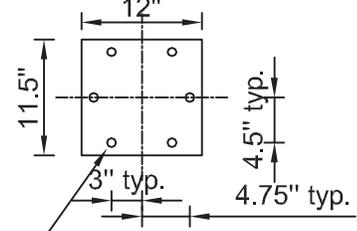
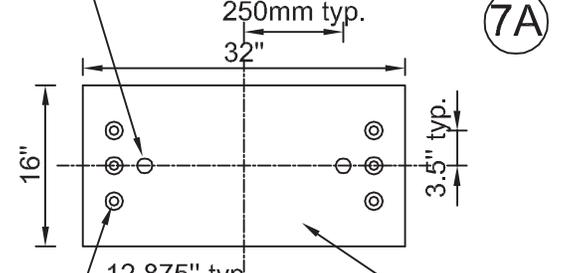
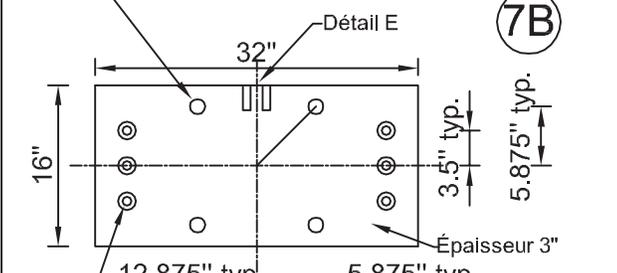
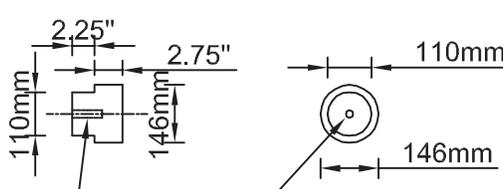
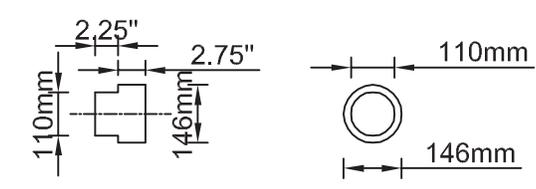
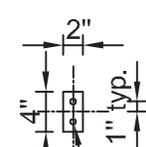
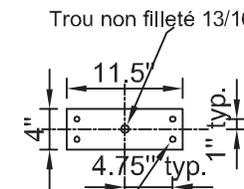
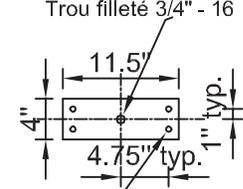


Épaisseur 1"

Détail F



	Axe x	Axe y	Plan
No ① Qté: 4x	<p>Trous filletés 3/4" - 16 typ. Longueur de fillet 2 1/2"</p>	<p>Trou filleté 7/8" - 14 Longueur de fillet 2 1/2"</p> <p>Trous filletés 3/4" - 16 typ. Longueur de fillet 2 1/2"</p>	<p>Trous filletés 7/8" - 14 Longueur de fillet 2 1/2"</p>
No ② Qté: 4x	<p>Trous filletés 7/8" - 14 typ. Longueur fillet 2 1/2"</p> <p>Trous non filletés 25/32" typ. Tête écrou encastrée (cap screw 3/4")</p>	<p>Trous non filletés 25/32" typ. Tête écrou encastrée (cap screw 3/4")</p>	<p>Trous filletés 7/8" - 14 typ. Longueur de fillet 2 1/2"</p>
No ③ Qté: 4x	<p>Trous filletés 1/2" - 13 typ. (Voir détail B)</p> <p>Trous filletés 1" - 14 typ. Longueur de fillet 3 1/2"</p>	<p>Trous filletés 1" - 14 typ. Longueur de fillet 3 1/2"</p>	
No ④ Qté: 4x	<p>Trous non filletés 33/32" typ. Tête d'écrou encastrée (cap screw 1")</p>	<p>Trous non filletés 33/32" typ. Tête d'écrou encastrée (cap screw 1")</p>	

<p>No (5) Qté: 4x</p>		<p>Trous filetés 1/2" - 13 typ. (Voir détail B) $\phi=146\text{mm}$</p>  <p>Trous filetés 7/8" - 14 typ. Longueur de fillet 3"</p>	<p>Dessus</p>  <p>Dessous</p>  <p>Trous filetés 7/8" - 14 typ. Longueur de fillet 3"</p>
<p>No (6) Qté: 2x</p>	<p>Voir détail F</p> 	<p>Voir détail F</p> 	<p>Voir détail F</p>  <p>Trous non filetés 15/16" typ.</p>
<p>No (7A) Qté: 1x</p> <p>No (7B) Qté: 1x</p>	<p>Trous filetés 1.5" - 12 typ.</p>  <p>250mm typ.</p> <p>32"</p> <p>16"</p> <p>3.5" typ.</p> <p>12.875" typ.</p> <p>Épaisseur 2 1/2"</p> <p>Trous non filetés 29/32" typ. Tête écrou encastrée (cap screw 7/8")</p>	<p>Trous filetés 1.5" - 12 typ.</p>  <p>Détail E</p> <p>32"</p> <p>16"</p> <p>3.5" typ.</p> <p>5.875" typ.</p> <p>12.875" typ.</p> <p>5.875" typ.</p> <p>Épaisseur 3"</p> <p>Trous non filetés 29/32" typ. Tête écrou encastrée (cap screw 7/8")</p>	
<p>No (8A) Qté: 4x</p> <p>No (8B) Qté: 4x</p>	<p>Tyge ronde (8A)</p>  <p>2.25"</p> <p>2.75"</p> <p>110mm</p> <p>146mm</p> <p>146mm</p> <p>Trous filetés 3/4" - 16 typ. Longueur de fillet 3"</p>	<p>Tyge ronde (8B)</p>  <p>2.25"</p> <p>2.75"</p> <p>110mm</p> <p>146mm</p> <p>146mm</p>	
<p>Pièces détail B</p>	<p>Qté: 16x</p>  <p>2"</p> <p>4"</p> <p>1" typ.</p> <p>Trous non filetés 9/16" typ.</p> <p>Épaisseur de la plaque de 1"</p>	<p>Qté: 4x</p>  <p>Trou non fileté 13/16"</p> <p>11.5"</p> <p>4"</p> <p>4.75" typ.</p> <p>1" typ.</p> <p>Trous non filetés 9/16" typ.</p> <p>Épaisseur de la plaque de 1.5"</p>	<p>Qté: 4x</p>  <p>Trou fileté 3/4" - 16</p> <p>11.5"</p> <p>4"</p> <p>4.75" typ.</p> <p>1" typ.</p> <p>Trous non filetés 9/16" typ.</p> <p>Épaisseur de la plaque de 1.5"</p>

Annexe D

Article Eurosteel

PREDICTION OF THE COMPRESSIVE CAPACITY OF STEEL ANGLES

Evaluation of Eurocode and other international codes with existing experimental data

Jonathan Dubuc^a, Sébastien Langlois^a and Frédéric Légeron^b

^a University of Sherbrooke, Graduate student

^b University of Sherbrooke, Professor

INTRODUCTION

Because they are easy to connect, many steel trusses and bracings are made of angles. The main objective of the present investigation is to review Eurocode 3 specifications for steel angles as well as other codes or standards used in the USA. For this purpose, the experimental results of 154 hot-rolled and 50 cold-formed compression tests on symmetric steel angles¹⁻¹⁶ are predicted with ANSI/AISC 360-05 (2005)¹⁷, ASCE 10-97 (1997)¹⁸ and Eurocode 3 (part 1-1¹⁹, 1-3²⁰, 1-5²¹ and 3-1²²). In this paper, only tests on symmetric single steel angle with either hinged end connections with a concentric load or normal framing eccentricity were considered. The capacity of the specimens is compared to the predictions. The comparison to Eurocode 3 (EC3) is particularly emphasized. It is observed that Eurocode 3 overestimates the capacity of a number of Class 4 members, and that the calculation of effective slenderness factor K results in some member being overestimated. Some modifications of the EC3 methods are proposed that provide more conservative predictions.

This paper is divided into five parts: (i) prediction of strength with the current codes, with a particular emphasis on Eurocode; (ii) evaluation of buckling curves; (iii) development of an alternative method for the calculation of class 4 members considering only hinged end specimens; (iv) recommendations of modifications to the effective slenderness factor proposed in EC3-3-1; and (v) predictions with the proposed modifications.

1 PREDICTIONS OF EXPERIMENTAL DATA WITH CURRENT CODES

In addition to Eurocode 3^{19, 20, 21, 22}, the following codes are used for hot-rolled angles as well as for cold-formed members: ANSI/AISC 360-05 (2005)¹⁷, ASCE 10-97 (1997)¹⁸. The codes provide a stability strength curve related to the slenderness ratio (KL/r) or the slenderness parameter $\bar{\lambda}$. Because Eurocode 3 is made of several documents, the way the Eurocode was used in the predictions is presented hereafter for clarity. The buckling curve recommended in EC3-1-1 for angle members is the curve b corresponding to $\alpha = 0.34$. This curve depends on the slenderness parameter calculated with:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} \text{ for Class 1-3 members and } \bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff}f_y}{N_{cr}}} \text{ for Class 4 members ;} \quad (1)$$

where f_y is the yield strength; N_{cr} is the elastic critical load; A is the cross-section; and A_{eff} is the effective cross-section for class 4 sections according to EC3-1-5. This last value is based on the plate slenderness parameter $\bar{\lambda}_p$ for an outstand compression element as defined in EC3-1-5:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28.4\epsilon\sqrt{k_\sigma}}; \quad (2)$$

where t is the thickness of the angle leg; ϵ is a coefficient depending on yield strength f_y ; k_σ is the plate buckling factor equals to 0.43 for angles; the width \bar{b} is the total width of the angle h according to EC3-1-1 and is the net width $h-2t$ according to EC3-3-1. In the EC3-1-3 for cold-formed angles, the proposed value for \bar{b} is the value of b_p that represents the distance between the edge of the plate and the middle of the radius of the angle. Because this parameter is not available, \bar{b} was taken as $h-2t$ as proposed in EC3-3-1 for hot-rolled angles.

The effective slenderness factor K is calculated according to EC3-3-1 annex G. It takes into account normal framing eccentricity. For angles connected with one bolt, EC3-3-1 requests also the multiplication of strength by a factor $\eta = 0.8$. The length, the yield strength and the modulus of elasticity used in the calculations correspond to the values provided by the authors.

The ratio between the experimental results and the predictions are presented in *Tables 1, 2 and 3* for hinged members, angles connected on one leg with one bolt and angles connected on one leg with two bolts respectively. In the tables, “EC3 (1)” uses $\bar{b}=h-2t$ as proposed in EC3-3-1, “EC3 (2)” uses $\bar{b}=h$ as proposed in EC3-1-1 and “PM” refers to the proposed method as described in sections 2 to 4 with results discussed in section 5. *Fig. 1* presents the ratio of the prediction by EC3 (1) to the experimental result for all members as a function of the slenderness parameter. On this figure, values are divided into class 3 ($\bar{\lambda}_p \leq 0.748$), class 4 with $0.748 < \bar{\lambda}_p \leq 1.0$ and class 4 with $\bar{\lambda}_p > 1.0$. *Fig. 2* presents the experimental data for tests on hinged members with the buckling curves a_0 , a and b .

It is observed that all codes perform differently and that overall, Eurocode performs satisfactorily for a large number of tests. However, none of the codes is perfect over the whole range of tests, especially for cold-formed members which are generally in class 4. On *Fig. 2*, it is clear that many members with $\bar{\lambda}_p > 1.0$ are not very well predicted by Eurocode 3. The same problem is observed with other codes (see *Table 1*). The test results of members with framing eccentricities show that Eurocode 3 overestimates the strength for hot-rolled members with one bolt or two bolts but performs well for cold-formed members although this conclusion is based on only 9 members.

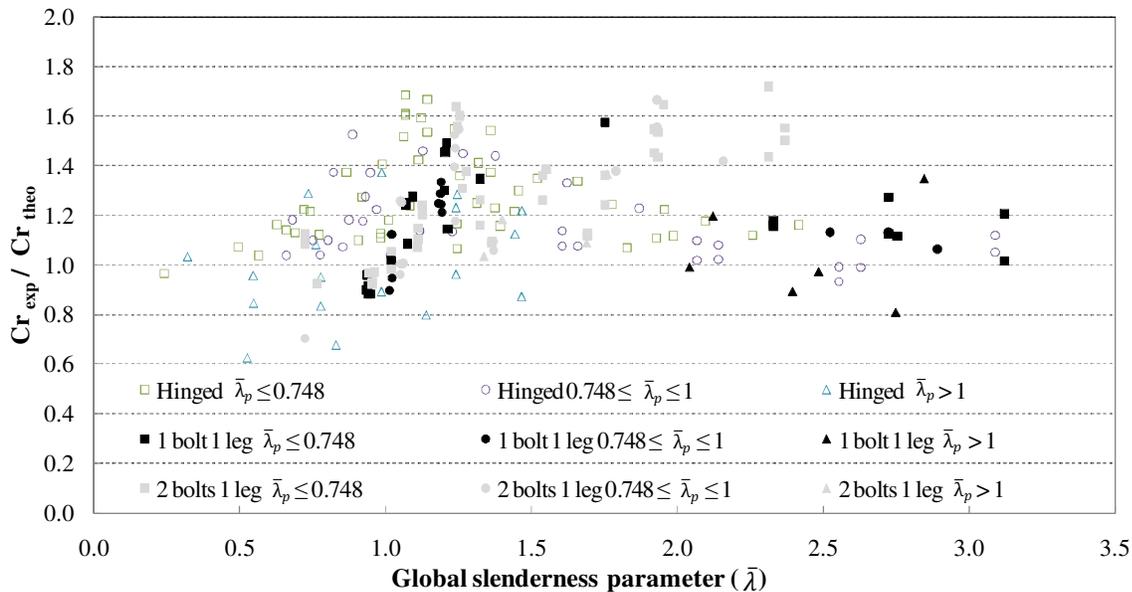


Fig. 1. Predictions with Eurocode ($\alpha = 0.34$)

Table 1. Predictions of hinged angles

	Hot-rolled angles					Cold-formed angles				
	AISC	ASCE	EC3 (1)	EC3 (2)	PM	AISC	ASCE	EC3 (1)	EC3 (2)	PM
Mean	1.20	1.07	1.29	1.32	1.27	1.01	0.91	1.05	1.08	1.19
Max	1.51	1.40	1.69	1.69	1.61	1.32	1.23	1.37	1.43	1.70
Min	1.00	0.86	0.97	1.00	1.00	0.75	0.67	0.62	0.67	0.95
Range	0.51	0.53	0.72	0.69	0.61	0.57	0.56	0.75	0.77	0.75
Std deviation	0.133	0.132	0.180	0.175	0.148	0.124	0.112	0.152	0.155	0.170
Nb of test	59					41				
< 1 (< 0.97)	0 (0)	18 (16)	1 (1)	0 (0)	0 (0)	18 (12)	33 (30)	13 (11)	10 (8)	5 (4)

Table 2. Predictions of angles connected with one bolt on one leg

	Hot-rolled angles					Cold-formed angles				
	AISC	ASCE	EC3 (1)	EC3 (2)	PM	AISC	ASCE	EC3 (1)	EC3 (2)	PM
Mean	1.35	1.17	1.13	1.29	1.25	1.23	0.99	1.31	1.33	1.59
Max	2.55	2.42	1.49	2.42	1.57	1.48	1.33	1.57	1.59	1.85
Min	0.91	0.67	0.81	0.81	0.90	1.00	0.74	1.02	1.05	1.28
Range	1.64	1.75	0.69	1.61	0.67	0.48	0.59	0.55	0.54	0.57
Std deviation	0.384	0.423	0.166	0.374	0.159	0.240	0.305	0.278	0.271	0.288
Nb of test	40					3				
< 1 (< 0.97)	6 (2)	21 (18)	11 (9)	10 (7)	2 (1)	0 (0)	2 (2)	0 (0)	0 (0)	0 (0)

Table 3. Predictions of angles connected with more than one bolt on one leg

	Hot-rolled angles					Cold-formed angles				
	AISC	ASCE	EC3 (1)	EC3 (2)	PM	AISC	ASCE	EC3 (1)	EC3 (2)	PM
Mean	1.68	1.20	1.26	1.36	1.31	1.38	1.01	1.18	1.20	1.40
Max	2.80	1.93	1.72	2.13	1.83	1.60	1.15	1.36	1.37	1.53
Min	1.06	0.76	0.70	0.77	0.91	1.21	0.90	0.98	1.01	1.22
Range	1.74	1.17	1.02	1.37	0.92	0.39	0.25	0.38	0.36	0.31
Std deviation	0.407	0.265	0.242	0.306	0.216	0.141	0.088	0.140	0.133	0.112
Nb of test	55					6				
< 1 (< 0.97)	0 (0)	18 (14)	8 (8)	4 (3)	1 (1)	0 (0)	3 (3)	1 (0)	0 (0)	0 (0)

2 BUCKLING CURVES

It can be observed in Fig. 1 that class 1 to 3 members ($\bar{\lambda}_p \leq 0.748$) are well-predicted except in the range of $\bar{\lambda}$ around 1. This is the range of elastoplastic buckling where the choice of the stability strength curve is most important. In EC3-1-1, the stability strength curve is chosen by selecting an appropriate value of α . These curves are drawn in Fig. 2 for values of α of 0.13, 0.21 and 0.34 (curve a_0 , a and b). EC3-1-1 recommends the use of $\alpha = 0.34$ in the case of angle members, corresponding to buckling curve b . As seen in Table 4, for hot-rolled angles, a factor of 0.21 (buckling curve a) is also appropriate and provides a smaller standard deviation, and a lower mean, while the minimum value is similar for $\alpha = 0.21$ and 0.34. For cold-formed angles, using a value of 0.21 instead of 0.34 does not improve the predictions and the value of 0.34 seems appropriate. Also, the specimens with high plate slenderness ratios are not well-predicted for the low global slenderness parameters, showing that class 4 member calculations may be improved (see Fig. 2).

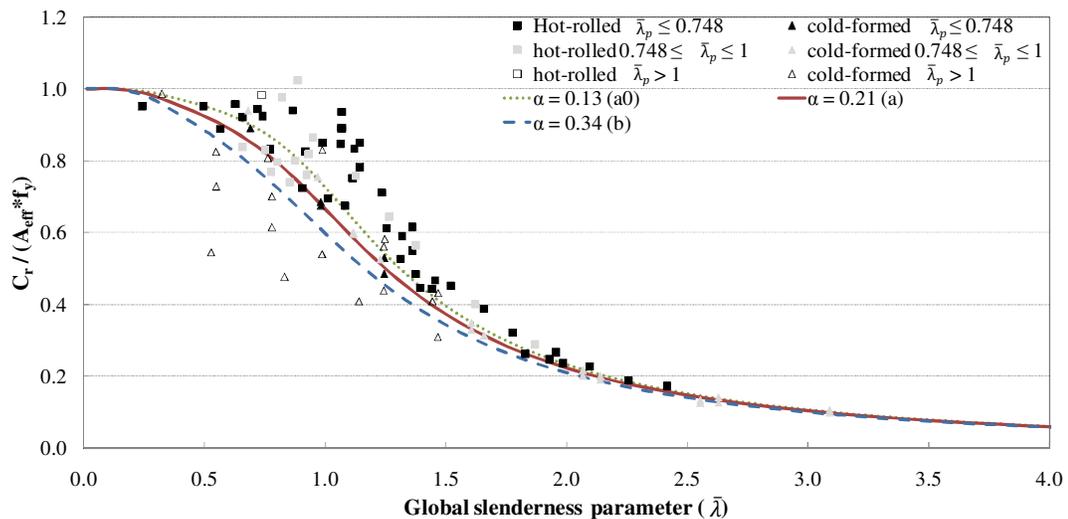


Fig. 2. Evaluation of hinged angles with three buckling curves

Table 4. Evaluation of hinged angles with different values of α

α	Hot-rolled			Cold-formed		
	0.13	0.21	0.34	0.13	0.21	0.34
Mean	1.113	1.188	1.296	0.941	1.014	1.120
Max	1.389	1.513	1.686	0.990	1.054	1.166
Min	0.912	0.960	0.965	0.895	0.965	1.067
Range	0.477	0.553	0.721	0.095	0.089	0.099
Std deviation	0.130	0.154	0.188	0.041	0.037	0.036

3 PROPOSED ALTERNATIVE METHOD FOR CLASS 4 MEMBERS (PM)

The method proposed in EC3-1-5 for class 4 members is based on Winter method²⁴. The method was developed on cold-formed members. In this approach, the cross-section is reduced to an effective cross-section according to the plate slenderness parameter. This method seems to overestimate the capacity of a number of class 4 members as demonstrated in section 1. Also, as shown in *Table 1*, the prediction of some members (especially cold-formed) with high plate slenderness ratio is not conservative for all the codes. As an alternative to the effective width approach, an effective stress has been proposed in the past and is used in ASCE¹⁸ and ECCS²³. In the ASCE and ECCS approach, the effective stress for large plate slenderness parameter converges toward the elastic buckling stress which is quite different from the effective width approach in EC3-1-5 which proposed that the ultimate capacity is higher than the buckling stress. It is interesting to note that EC3-1-5 also provides a method for effective stress calculation in its section 10 but is not detailed enough for the case of angle members. The approach proposed here is to rely on a buckling curve to provide an effective stress. The buckling curve selected is Loov's curve²⁵ but Eurocode buckling curves may also be used for this purpose. The proposed method here is to replace the yield stress f_y in equation 6.47 of EC3-1-1 with an effective yield stress f_{ye} :

$$f_{ye} = f_y \left(1 + \bar{\lambda}_p^{(2p)}\right)^{(-1/p)} \quad \text{with } p = 1.5 \quad (3a)$$

The method also replaces $\bar{\lambda}$ with $\bar{\lambda}_{ye}$ in the Eq. 6.49 of EN 1993-1-1:

$$\bar{\lambda}_{ye} = \sqrt{\frac{f_{ye}}{f_e}} \quad \text{with} \quad f_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r}\right)^2} \quad (3b)$$

This method is used for the predictions presented in *Fig. 3* for all members. In this figure, $\alpha = 0.21$ is used for hot-rolled members with the effective slenderness factor presented in the next section. Overall, it is observed that only a few class 4 members are still overestimated, but most of the members are predicted with a safe margin with the effective stress method proposed here. Also, as hot-rolled members have plate slenderness ratio rarely greater than 1.0 in practice, the difference between the approach proposed and the EC3-1-5 is not significant. Therefore, for hot-rolled members, both approaches (effective width approach provided in section 4 of EC3-1-5 and the effective stress approach presented here) could be used.

4 EFFECTIVE SLENDERNESS RATIO

In the EC3-3-1, appendix G proposes several equations to account for framing eccentricities, but equations for one or two bolt connections are effectively the same for equal leg angles because buckling along the weak axis is considered critical. However, as discussed before, the capacity for members with one bolt is factored by 0.8 according to EC3-3-1. From *Fig. 1*, it is observed that this factor may not be sufficient to predict with a safe margin the capacity of the members. Accepting the method needs to also provide a safe prediction for these outlier results, a value of $\eta = 0.65$ instead of 0.8 increase the safety of the method. For members connected on one leg only but with two bolts, *Fig. 1* shows that the prediction is also unsafe for slenderness parameter below 1.1. For

this case, the equation in the EC3-3-1 for the calculation of the effective slenderness ratio is modified as follows:

$$K = 0.4 + \frac{0.9}{\bar{\lambda}_p} \quad (4)$$

Once the value of the modification factor K is calculated, the value of $\bar{\lambda}$ in Eq. (1) can be replaced for angles with framing eccentricity by $\bar{\lambda}_{eff}$ as specified in Annex G of EC3-3-1. Another alternative would be to evaluate the possibility of using other equations from ASCE¹⁸ or ECCS²³ that have shown to be appropriate in the past. More data would be required to select the best method. At this moment, the modifications proposed here to the EC3-3-1 methods provide safe estimates of the influence of the boundary conditions of angle members.

5 PREDICTIONS WITH THE MODIFIED EC3

The predictions made with the modifications proposed in section 2, 3 and 4 are presented in Tables 1 to 3 as “PM” and also at Fig. 3. The proposed method offers a better standard deviation for almost every condition. It can also be seen that the number of specimens with an experimental strength to prediction ratio below 1 and 0.97 are lower with the proposed method than in the two EC3 methods, especially in the case of cold formed members and members connected with one or more bolts at their ends. The same conclusion is reached by comparing the Fig. 1 and Fig. 3.

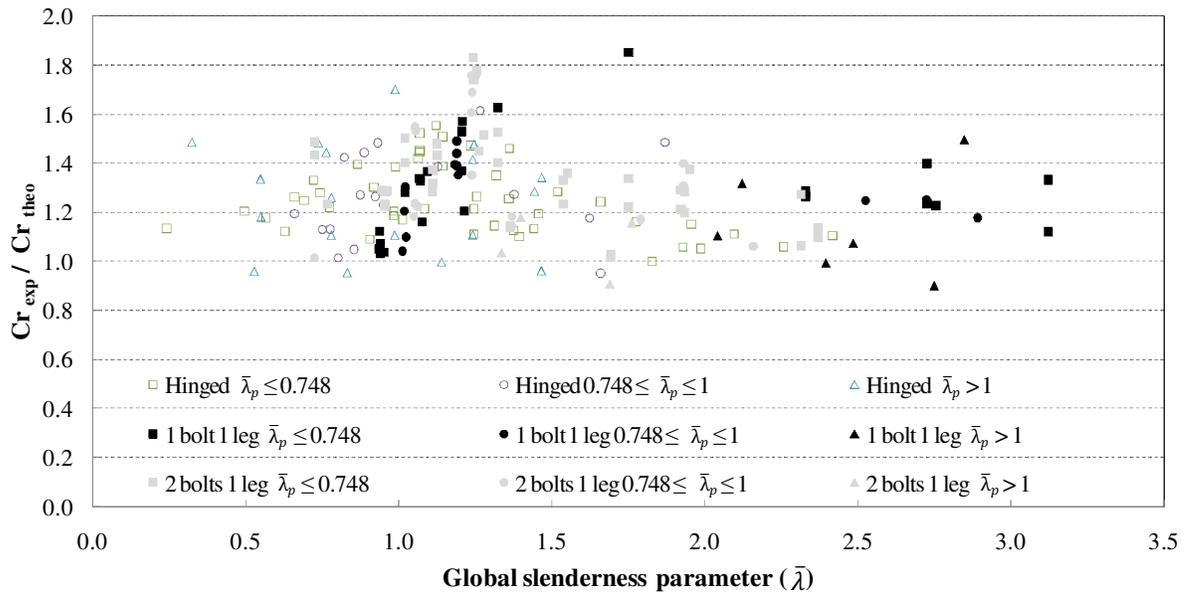


Fig. 3. Predictions with the proposed method

6 CONCLUSION

In this study, we have compared the results of several codes to the experimental capacity of angle members tested in compression. It is observed that none of the code provides safe predictions over the whole data set. The Eurocode 3 performs well for class 3 members but some class 4 members and some members tested with normal eccentricities (one or two bolts) are not predicted consistently safely. An alternative method for class 4 members and equations to predict the effect of various boundary conditions are proposed and provides a safer estimate of class 4 member capacity. Finally, it was observed that buckling curve a is more appropriate than curve b for hot-rolled angle members.

REFERENCES

- [1] Adluri, Seshu M R, Madugula, Murty K S, "Flexural buckling of steel angles: experimental investigation", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 122, No. 3, pp. 309-317, 1994.
- [2] Adluri, Seshu M R, Madugula, Murty K S, "Torsional - flexural buckling strength of steel angles", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 23, No. 1, pp. 260-271, 1996.
- [3] Al-Sayed, Saleh, Bjorhovde, Reidar, "Experimental study of single angle columns", *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 12, No. 2, pp. 83-102, 1989.
- [4] Beaulieu, L-V, "Corrosion des cornières de fondation, existence et conséquences", *Mémoire de maîtrise, Département de génie civil, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, QC*, 2008.
- [5] Chodraui, G M B, Shifferaw, Y, Malite, M, Schafer, B W, "Cold-formed steel angles under axial compression", *Proceedings of the 18th International Speciality Conference Cold-Formed Steel Structures*, pp. 285-300, 2006.
- [6] Elgaaly, M, Dagher, H, Davids, W, "Behavior of single-angle-compression members", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 117, No. 12, pp. 3720-3741, 1991.
- [7] Elgaaly, M, Dagher, H, Davids, W, "Non-slender single angles struts", *Engineering Journal*, Vol. 29, No. 2, pp. 49-58, 1992.
- [8] Kennedy, John B, Madugula, Murty K S, "Buckling of steel angle and tee struts", *Journal of the Structural Division ASCE*, Vol. 98, No. ST11, pp. 2507-2521, 1972.
- [9] Kitipornchai, Sritawat, Lee, Ho Wah, "Inelastic experiments on angle and tee struts", *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 6, No. 3, pp. 219-236, 1986.
- [10] Madugula, Murty K S, Prabhu, T S, Temple, Murray C, "Ultimate strength of concentrically loaded cold-formed angles", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 10, No. 11, pp. 60-68, 1983.
- [11] Madugula, Murty K S, Ray, Sujit K, "Ultimate strength of eccentrically loaded cold-formed angles", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 11, No. 11, pp. 225-233, 1984.
- [12] Mengelkoch, N S, Yura, J A, "Single-angle compression members loaded through one [1] leg", *Journal of Structural Engineering*, No. 12, pp. 201-218, 2002.
- [13] Popovic, D, Hancock, G J, Rasmussen, K J R, "Axial compression tests of cold-formed angles", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 125, No. 5, pp. 515-523, 1999.
- [14] Popovic, D, Hancock, G J, Rasmussen, K J R, "Compression tests on cold-formed angles loaded parallel with a leg", *Proceedings of the 15th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, pp. 255-278, 2000.
- [15] Stang, A. H, Strickenberg, L R, "Results of some compression tests of structural steel angles", *Technologic Papers of the Bureau of Standards*, Vol.16, No. 218, pp. 652-667, 1922.
- [16] Wakabayashi, M, Nonaka, T, "On buckling strength of angles in transmission towers", *Bulletin of the Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University*, Vol. 15, No. 2, pp. 1-18, 1965.
- [17] ANSI/AISC 360-05, "Specification for Structural Steel Buildings", *American Institute of Steel Construction, INC.*, 2005.
- [18] ASCE 10-97, "Design of Latticed Steel Transmission Structures", *American Society of Civil Engineers*, 1997.
- [19] NF EN 1993-1-1, "Design of Steel Structures – General rules and rules for building", *European Committee for Standardisation*, 2005.
- [20] NF EN 1993-1-3, "Design of Steel Structures – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting", *European Committee for Standardisation*, 2007.
- [21] NF EN 1993-1-5, "Design of Steel Structures – Plated structural elements", *European Committee for Standardisation*, 2007.
- [22] NF EN 1993-3-1, "Design of Steel Structures – Towers, masts and chimneys", *European Committee for Standardisation*, 2007.
- [23] *European Convention for Constructional Steelwork*, No. 39, "Recommandations For Angles in Lattice Transmission Towers", *Technical Committee 8 - Structural Stability*, 1985.
- [24] Winter, G, Lansing, W, McCalley, R B, "Four Papers on the Performance of Thin Walled Steel Structures", *Eng. Exp. Strn.*, Report No.33, 1950.
- [25] Loov, Robert, "A simple equation for axially loaded steel column design curves", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 23, No. 1, pp. 272-276, 1996.

Liste des références

- Adluri, S. M. R. et Madugula, M. K. S. (1992). Eccentrically loaded steel single angle struts. *Engineering journal*, Vol. 29, No. 2, pp. 59-66.
- Adluri, S. M. R. et Madugula, M. K. S. (1996). Flexural buckling of steel angles: experimental investigation. *Journal of structural engineering*, Vol. 122, No. 3, pp. 309-317.
- Adluri, S. M. R. et Madugula, M. K. S. (1996). Torsional - flexural buckling strength of steel angles. *Canadian journal of civil engineering*, Vol. 23, No. 1, pp. 260-271.
- Albrecht, P. et Hall Jr., T. T. (2003). Atmospheric corrosion resistance of structural steels. *Journal of materials in civil engineering*, Vol. 15, No. 1, pp. 321-343.
- Al-Sayed, S. H. et Bjorhovde, R. (1989). Experimental study of single angle columns. *Journal of constructional steel research*, Vol. 12, No. 2, pp. 83-102.
- American institute of steel construction, inc. (mars 2005). Specification for structural steel buildings (ANSI/AISC 360-05). *American institute of steel construction, inc*, Chicago, Illinois.
- American society of civil engineers. (1998). Design of latticed steel transmission structures (ASCE 10-97). *American society of civil engineers*, Reston, Virginie.
- American society of civil engineers. (1971). Manual and reports on engineering practice No. 52 - Guide for design of steel transmission towers. *American society of civil engineers*, Reston, Virginie.
- American society of civil engineers. (2009). Manual and reports on engineering practice No. 74 - Guideline for electrical transmission line structural loading. *American society of civil engineers*, Reston, Virginie.
- ASTM international - standards worldwide. (2011). Standard practice for operating salt spray (fog) (ASTM B-117). *International standards worldwide*, West Conshohocken, Pennsylvanie.
- ASTM international - standards worldwide. (2010). Standard test method for tensile properties of plastics (ASTM D-638), *International standards worldwide*, West Conshohocken, Pennsylvanie.
- ASTM international - standards worldwide. (2005). Standard practices for cycle counting in fatigue analysis (ASTM E-1049). *International standards worldwide*, West Conshohocken, Pennsylvanie.
- Azari, Z., Pokorny, A., Becker, P., Lebienvu, M. et Pluvinage, G. (1985). Effet de l'oxydation sur la tenue en fatigue oligocyclique. *La revue de métallurgie*, Vol. 82, No. 12, pp. 657-662.

- Baïlon, J-M. et Dorlot, J-P. (2000). *Des matériaux, 3^e édition*. Presses internationales Polytechnique, Montréal, Québec, 736 p.
- Bartlett, D. J. (1999). Galvanic corrosion. *Journal of protective coatings and linings*, Vol. 16, No. 2, pp. 46-53.
- Beaulieu, D., Picard, A., Tremblay, R., Grondin, G. et Massicotte, B. (2003). *Calcul des charpentes d'acier, tome 1*. Institut canadien de la construction en acier (ICCA), Toronto, Ontario, 794 p.
- Beaulieu, D., Picard, A., Tremblay, R., Grondin, G. et Massicotte, B. (2010). *Calcul des charpentes d'acier, tome 2*. Institut canadien de la construction en acier (ICCA), Toronto, Ontario, 611 p.
- Beaulieu, L-V. (2008). *Corrosion des cornières de fondation, existence et conséquences*. Mémoire de maîtrise, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, Québec, 229 p.
- Beaulieu, L-V., Légeron, F., Langlois, S. et Prud'homme, S. (2009). Residual capacity in compression of corroded steel angle members. *Electrical transmission and substation structures conference*, American society of civil engineers, Vol. 363, Fort Worth, Texas, pp. 479-491.
- Béranger, G. (1994). *Le livre de l'acier*. Éditions Lavoisier, Paris, 1491 p.
- Bryan, G. H. (1891). On the stability of a plane plate under thrusts in Its own plane, with applications to the 'buckling' of the sides of a ship. *Proceedings of the London mathematical society*, Vol. 22, pp. 54-67.
- Byers, W. G., Marley, M. J., Mohammadi, J., Nielsen, R. J. et Sarkani, S. (1997). Fatigue reliability reassessment applications: State-of-the-art paper. *Journal of structural engineering*, Vol. 123, No. 3, pp. 277-285.
- Byers, W. G., Marley, M. J., Mohammadi, J., Nielsen, R. J. et Sarkani, S. (1997). Fatigue reliability reassessment procedures: State-of-the-art paper. *Journal of structural engineering*, Vol. 123, No. 3, pp. 271-276.
- Canadian standards association. (2010). North American specification for the design of cold-formed steel structural members (CAN/CSA S136-07), *Canadian standards association*, Toronto, Ontario.
- Canadian standards association. (2009). Limit States design of steel structures (CAN/CSA S16-09), *Canadian standards association*, Toronto, Ontario.
- Canadian standards association. (2006). Design criteria of overhead transmission lines (CAN/CSA C22.3 n°60826:06), *Canadian standards association*, Toronto, Ontario.
- Chan, J. (2006). *Transmission line reference book: Wind-induced conductor motion*. Electric power research institute (EPRI), Palo Alto, 618 p.
- Chodraui, G. M. B., Shifferaw, Y., Malite, M. et Schafer, B. W. (2006). Cold-formed steel angles under axial compression. *Proceedings of the eighteenth International speciality conference cold-formed steel structures*, Center for cold-formed steel structures (CCFSS), St-Louis, Missouri, pp. 285-300.

- Chuen-Chang, L. et Chi-Xiang, W. (2005). Correlation between accelerated corrosion tests and atmospheric corrosion tests on steel. *Journal of applied electrochemistry*, Vol. 35, No. 9, pp. 837-843.
- Davenport, A. G. (1961). The application of statistical concepts to the wind loading structures. *Institution of civil engineers*, Vol. 19, No. 4, pp. 449-472.
- Davenport, A. G. (1962). Gust loading factors. *Journal of the structural division*, Vol. 93, No. ST3, pp. 11-34.
- Davenport, A. G. (1962). The response of slender, line-like structures to a gusty wind. *Institution of civil engineers*, Vol. 23, No. 3, pp. 389-408.
- Dionne, M. et Davenport, A. G. (1988). Simple relationship between the gust response factor and fatigue damage. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, Vol. 30, No. 3, pp. 45-54.
- Durst, C. S. (1960). Wind speeds over short periods of time. *The meteorological magazine*, Vol. 89, No. 1056, pp. 181-186.
- Elgaaly, M., Dagher, H. et Davids, W. (1991). Behavior of single-angle-compression members. *Journal of structural engineering*, Vol. 117, No. 12, pp. 3720-3741.
- Elgaaly, M., Davids, W. et Dagher, H. (1992). Non-slender single angle struts. *Engineering journal*, Vol. 29, No. 2, pp. 49-58.
- Espada, L., Merino, P., Gonzalez, A. et Sanchez, A. (1987). Pitting factors of low carbon steel: correlation between accelerated and atmospheric corrosion testing. *Key engineering materials*, Vol. 20-28, No. 1-4, pp. 59-67.
- European committee for standardisation. (2005). Eurocode 3 : Design of steel structures - Part 1-1 : General rules and rules for buildings (prEN 1993-1-1). *European committee for standardisation*, Brussels, Belgium.
- European committee for standardisation. (2007). Eurocode 3 : Design of steel structures - Part 1-3 : Supplementary rules for cold-formed members and sheeting (prEN 1993-1-3). *European committee for standardisation*, Brussels, Belgium.
- European committee for standardisation. (2007). Eurocode 3 : Design of steel structures - Part 1-5 : Plated structural elements (prEN 1993-1-5). *European committee for standardisation*, Brussels, Belgium.
- European committee for standardisation. (2007). Eurocode 3 : Design of steel structures - Part 3-1 : Towers, masts and chimneys (prEN 1993-3-1). *European committee for standardisation*, Brussels, Belgium.
- Gaylord, E. H. et Wilhoite, G. M. (1985). Transmission towers: design of cold-formed angles. *Journal of structural engineering*, Vol. 111, No. 8, pp. 1810-1825.
- Gould, A. J. (1951). Corrosion-fatigue of metals - critical survey. *Journal of the iron and steel institute*, Vol. 24, No. 1, pp. 7-10.

- Hassan, S. K., Polyzois, D. et Morris, G. (1994). Fatigue behaviour of cold-formed steel sections. *Proceedings of the twelfth international specialty conference on cold-formed steel structures*, Center for cold-formed steel structures (CCFSS), St-Louis, Missouri, pp. 675-689.
- Hassan, S. K., Polyzois, D. et Morris, G. (1998). Axial fatigue performance of cold-formed steel sections. *Journal of structural engineering*, Vol. 124, No. 2, pp. 149-157.
- Hoeflaak, M. (2004). Matching marine corrosion. *European coatings journal*, No. 12, pp. 20-25.
- Holmes, J. D. (2002). Fatigue life under along-wind loading - closed-form solutions. *Engineering structures*, Vol. 24, No. 1, pp. 109-114.
- Holmes, J. D. (2007). Wind loading of structures. *Taylor and Francis*, New York, New York, 379 p.
- Hughes, D. et Davies, P. (1996). Monitoring steel tower foundation corrosion. *Transmission & distribution world*, Vol. 48, No. 8, pp. 104-105.
- Institute for research in construction - National research council Canada. (2005). National building code of Canada volume 1 - Canadian commission on building and fire codes. *National research council Canada*, Ottawa, Ontario.
- Iwai, S., Park, Y-S., Nonaka, T. et Kameda, H. (1992). Very low-cycle fatigue tests of steel angle members under earthquake loading. *Proceedings of the tenth world conference on earthquake engineering*, Earthquake engineering research institute (EERI), Madrid, pp. 2879-2884.
- Jain, A. K., Goel, S. C. et Hanson, R. D. (1980). Hysteretic cycles of axially loaded steel members. *Journal of the structural division*, Vol. 106, No. ST8, pp. 1777-1795.
- Johnston, B. G. (1983) Column buckling theory: historic highlights. *Journal of the structural engineering*, Vol. 109, No. 9, pp. 2086-2096.
- Kasaba, K., Sano, T., Kudo, S., Shoji, T., Katagiri, K. et Sato, T. (1998). Fatigue crack growth under compressive loading. *Journal of nuclear materials*, Vol. 258-263, pp. 2059-2063.
- Kennedy, J. B. et Madugula, M. K. S. (1972). Buckling of steel angle and tee struts. *Journal of the structural division*, Vol. 98, No. ST11, pp. 2507-2521.
- Kinzie, R. C. (2003). Measuring the rates and impact of corrosion damage. *Aircraft engineering and aerospace technology*, Vol. 75, No. 2, pp. 123-129.
- Kitipornchai, S. (1983). Torsional-flexural buckling of angles: A parametric study. *Journal of constructional steel research*, Vol. 3, No. 3, pp. 27-31.
- Kitipornchai, S. et Lee, H. W. (1986). Inelastic experiments on angle and tee struts. *Journal of constructional steel research*, Vol. 6, No. 3, pp. 219-236.
- Klippstein, K. H. (1981). Fatigue behavior of sheet steel fabrication details, *Proceedings of the fifth international specialty conference on cold-formed steel structures*, Center for cold-formed steel structures (CCFSS), St-Louis, Missouri, pp. 681-701.
- Knight, G. M. R. et Santhakumar A. R. (1994). Behaviour of single angle beam-column element subjected to fatigue loading. *Journal of constructional steel research*, Vol. 30, No. 2, pp. 107-124.

- Knight, G. M. R. et Santhakumar, A. R. (1994). Behaviour of single angle beam-column element subjected to load reversal. *Journal of constructional steel research*, Vol. 30, No. 2, pp. 107-124.
- Knott, J. F. (1980). The mechanics and micro-mechanics of corrosion fatigue failure in engineering alloys. *Proceedings of the first USSR-UK seminar on corrosion fatigue of metal*, The metal society, London, pp. 7-8.
- Kulak, G. L. (2005). *Boulons à haute résistance dans les ouvrages de génie civil*. Institut canadien de la construction en acier (ICCA), Toronto, Ontario, 56 p.
- Loov, R. (1996). A simple equation for axially loaded steel column design curves. *Canadian journal of civil engineering*, Vol. 23, No.1, pp. 272-276.
- Lin, X. B. et Smith, R. A. (1997). Shape growth simulation of surfaces cracks in tension fatigued round bars. *International journal of fatigue*, Vol. 19, No. 6, pp. 461-469.
- Lui, H. (1991). *Wind engineering: a handbook for structural engineer*. Prentice-Hall, inc., Upper Saddle River, New Jersey, 209 p.
- Madugula, M. K. S., Prabhu, T. S. et Temple, M. C. (1983). Ultimate strength of concentrically loaded cold-formed angles. *Canadian journal of civil engineering*, Vol. 10, No. 1, pp. 60-68.
- Madugula, M. K. S. et Ray, S. K. (1984). Ultimate strength of eccentrically loaded cold-formed angles. *Canadian journal of civil engineering*, Vol. 11, No. 2, pp. 225-233.
- Manwell, J. F., McGowan, J. G. et Rogers, A. L. (2009). *Wind energy explained theory, design and application*. John Wiley and sons, inc., Hoboken, New Jersey, 704 p.
- Matsuishi, M., et Endo, T. (1968). Fatigue of Metals Subjected to Varying Stress. *Japan society of mechanical engineers*, Fukuoka, Japan
- MC Intyre, P. (1980). Interactions between hydrogen and steels during cyclic loading. *Proceedings of the first USSR-UK seminar on corrosion fatigue of metal*, The metal society, London, pp. 54-61.
- Mengelkoch, N. S. et Yura, J. A. (2001). Single-angle compression members loaded through one leg. *Journal of structural engineering*, Vol. 117, No. 12, pp. 3720-3741.
- Mikitarenko, M. A. et Perelmuter, A.,V. (1998). Safe fatigue life of steel towers under the action of wind vibrations. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, Vol. 74-76. pp. 1091-1100.
- Miner, M. A. et Calif, S. M. (1945). Cumulative damage in fatigue. *Journal of applied mechanics*, Vol. 12, No. 1, pp. 159-164.
- Morissette, E. (2008). *Évaluation des normes de calcul et du comportement des cornières simples en compression utilisées comme contreventements dans les pylônes à treillis en acier*. Mémoire de maîtrise, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, Québec, 237 p.
- Nibbering, J. J. W. (1983). Behaviour of mild steel under very low frequency loading in seawater. *Corrosion science*, Vol. 23, No. 6, pp. 645-662.

- Nieslony, A. (2003). Rainflow counting algorithm. Very fast rainflow cycle counting for Matlab, *Matlab Central*, MathWorks, Natick, Massachusetts.
- Okayasu, M., Sato, K., Okada, K., Yoshifuji, S. et Mizuno, M. (2008). Effects of atmospheric corrosion on fatigue properties of a medium carbon steel. *Journal of materials science*, Vol. 44, No. 1, pp. 306-315.
- Oriani, R. A. (1978). Hydrogen embrittlement of steels. *Annual review of materials science*, Vol. 8, pp. 327-357.
- Park, Y-S., Park, S-J., Kang, S-H. et Suh, B-C. (2006). Damage assessment of steel angle members subjected to very-low-cycle loading. *Canadian journal of civil engineering*, Vol. 33, No. 10, pp. 1293-1303.
- Patel, K. et Freathy, P. (1984). Simplified method for assessing wind-induced fatigue damage. *Engineering structures*, Vol. 6, No. 4, pp. 268-273.
- Petrov, A. A. (1998). Dynamic response and life prediction of steel structures under wind loading. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, Vol.74-76, pp. 1057-1065.
- Popovic, D., Hancock, G. J. et Rasmussen, K. J. R. (1999). Axial compression tests of cold-formed angles. *Journal of structural engineering*, Vol. 125, No. 5, pp. 515-523.
- Popovic, D., Hancock, G. J. et Rasmussen, K. J. R. (2001). Compression tests on cold-formed angles loaded parallel with a leg. *Journal of structural engineering*, Vol. 127, No. 6, pp. 255-279.
- Reid, C. N., Moffatt, J. et Hermann, R. (1989). Fatigue crack growth in mild steel under cyclic compressive loads. *Proceedings of the 7th international conference on fracture (ICF7)*, Advances in fracture research, Pergamon, Oxford, pp. 1297-1304.
- Repetto, M. A. et Solari, G. (2009). Closed form solution of the alongwind-induced fatigue damage to structures. *Engineering structures*, Vol. 31, No. 10, pp. 2414-2425.
- Robertson, A. P., Holmes, J. D. et Smith, B. W. (2004). Verification of closed-form solutions of fatigue life under along-wind loading. *Engineering structures*, Vol.26, No. 10, pp. 1381-1387.
- Robinson, W. C. (1993). Testing soil for corrosiveness. *Materials performance*, Vol. 32, No. 4, pp. 56-58.
- Salazar, J. E. (2009). Life prediction of electrical power transmission towers. *Proceedings of the 9th biennial conference on engineering systems design and analysis*, Vol. 2, American society of mechanical engineers, pp. 313-323.
- Sarveswaran, V. et Smith, J. W. (1999). Structural assessment of corrosion-damaged steel beams using minimum capacity curves. *Structural engineer*, Vol. 77, No. 14, pp. 17-23.
- Schiff, M. J. (1984). What is corrosive soil?. *Proceedings of the 16th Western States corrosion seminar*, The corrosion society (NACE), California State Polytechnic University, Pomona, pp. 1-29.
- Simiu, E. et Scanlan, R. H. (1996). *Wind effect on structures*. John Wiley and sons, inc., Hoboken, New Jersey, 352 p.

- Simoneau, R. et Ladouceur, M. (2002). Durée de vie estimée des pylônes de transport et poteaux de distribution en acier galvanisé, *Hydro-Québec IREQ*, Varennes, Québec, 33 p.
- Spence, J. W., Haynie, F. H., Lipfert, F. W., Cramer, S. D. et McDonald, L. G. (1992). Atmospheric corrosion model for galvanized steel structures. *Corrosion*, Vol. 48, No. 12, pp. 1009-1019.
- Stang, A. H. et Strickenberg, L. R. (1922). Results of some compression tests of structural steel angles. *Technologic papers of the bureau of standards*, Vol. 16, No. 218, pp. 651-667.
- Stuart, N. et Evans, U. R. (1943). Effect of zinc on corrosion-fatigue life of steel. *Journal of the iron and steel institute*, Vol. 147, No. 1, pp. 131-144.
- Townsend, H. E. J. (1975). Effects of zinc coatings on the stress corrosion cracking and hydrogen embrittlement of low-alloy steel. *Metallurgical transactions*, Vol. 6, No. 4, pp. 877-883.
- Tsuru, T., Huang, Y., Ali, M. R. et Nishikata, A. (2005). Hydrogen entry into steel during atmospheric corrosion process. *Corrosion science*, Vol. 47, No. 10, pp. 2431-2440.
- Uhlig, H. H. (2000). *Uhlig's corrosion handbook, 2nd edition*. John Wiley and sons, inc., Hoboken, New Jersey, 1302 p.
- Vishnuvardhan, S., Kandasamy, S. et Knight, G. M. S. (2005). Fatigue behaviour of cold-formed steel lipped angles. *Transactions of the indian institute of metals*, Vol. 58, No. 2-3, pp. 445-451.
- Wakabayashi, M. et Nonaka, T. (1965). On the buckling strength of angles in transmission towers. *Bulletin of the disaster prevention research institute*, Vol. 15, No. 91, pp. 1-18.
- Warren, D. (1987). Hydrogen effects on steel. *Materials Performance*, Vol. 26, No. 1, pp. 38-48.
- Woodtli, J. et Kieselbach, R. (2000). Damage due to hydrogen embrittlement and stress corrosion cracking. *Engineering failure analysis*, Vol. 7, No. 6, pp. 427-450.
- Winter, G. (1947). Strength of thin steel compression flanges. *Transactions ASCE*, Vol. 112, Paper No. 2305, pp. 527-576.
- Winter, G., Lansing, W. et McCalley, R. B. (1950). Four papers on the performance of thin walled steel structures. *Engineering experiment station*, University of Washington, Report No. 33, 57 p.
- Winter, G. (1983). Commentary on the 1968 edition of the specification for the design of steel structural members. *American iron and steel institute*, 104 p.
- Wyatt, T. A. (1984). An assessment of the sensitivity of lattice towers to fatigue induced by wind gusts. *Engineering structures*, Vol. 6, No. 4, pp. 262-267.
- Ziemian, R. D. (2010). *Guide to stability design criteria for metal structures*. John Wiley and sons, inc., Hoboken, New Jersey, 1078 p.
- Young, B. (2004). Tests and design of fixed-ended cold-formed steel plain angle columns. *Journal of structural engineering*, Vol. 130, No. 12, pp. 1931-1940.

